

**Международная  
научно-техническая конференция**  
**Пром-Инжиниринг**

---

**International Conference on  
Industrial Engineering**



Челябинск, 2018



Министерство образования и науки Российской Федерации

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования  
«Южно-Уральский государственный университет» (национальный исследовательский университет)

**Пром-Инжиниринг**  
**труды IV международной научно-технической конференции**

15-18 мая 2018 года

Москва-Челябинск-Новочеркасск

Пром-Инжиниринг: труды IV международной научно-технической конференции. – Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ, 2018. – 396 с.

В научный сборник включены материалы научно-технической конференции, посвященные рассмотрению вопросов динамики машин и рабочих процессов, конструкторско-технологического обеспечения машиностроительных производств, особенностей построения наземных транспортно-технологических машин, изучению вопросов трения, смазки и износа машин. Приводятся результаты теоретических исследований и особенности практического применения новых функциональных материалов и технологий. Рассмотрены вопросы инноваций и ресурсосбережения в металлургии. Изложены особенности построения систем и технологий управления, промышленных мехатронных, робототехнических и электроэнергетических систем. Приводятся результаты исследований электрических машин и электроприводов, устройств силовой электроники и возобновляемых источников энергии. Также рассмотрены вопросы моделирования и компьютерных технологий промышленных установок, объектов, процессов, вопросы теории и практики динамических измерений.

Материалы опубликованы в авторской редакции.

Ответственный редактор: профессор, доктор техн. наук А.А. Радионов

ISBN 978-5-696-05021-8

© Авторы, 2018

© Издательский центр ЮУрГУ

## **ОРГКОМИТЕТ КОФЕРЕНЦИИ**

### *Председатель*

**Радионов А.А.**, доктор техн. наук, профессор, Челябинск, Российская Федерация

### *Программные сопредседатели*

**Кравченко О.А.**, доктор техн. наук, доцент, Новочеркасск, Российская Федерация

**Ипатов О.С.**, профессор, доктор техн. наук, Санкт-Петербург, Российская Федерация

**Соловьев Д.Б.**, кандидат техн. наук, Владивосток, Российская Федерация

### *Международный программный комитет*

**Амбарцумянц Р.В.**, доктор техн. наук, профессор, Одесса, Украина

**Баев И.А.**, доктор экономических наук, профессор, Челябинск, Российская Федерация

**Беспалов В.Я.**, доктор техн. наук, профессор, Москва, Российская Федерация

**Бочкарев И.В.**, доктор техн. наук, профессор, Бишкек, Кыргызская Республика

**Браславский И.Я.**, доктор техн. наук, профессор, Екатеринбург, Российская Федерация

**Букреев В.Г.**, доктор технических наук, профессор, Томск, Российская Федерация

**Булгаков А.Г.**, доктор техн. наук, профессор, Дрезден, Германия

**Бурлаченко О.В.**, доктор техн. наук, профессор, Волгоград, Российская Федерация

**Васильев А.С.**, доктор техн. наук, профессор, Москва, Российская Федерация

**Винник Д.А.**, канд. техн. наук, доцент, Челябинск, Российская Федерация

**Ганджа С.А.**, доктор техн. наук, профессор, Челябинск, Российская Федерация

**Гасанов Б.Г.**, доктор техн. наук, профессор, Новочеркасск, Российская Федерация

**Гейчук В.Н.**, доктор техн. наук, доцент, Киев, Украина

**Грановский В.А.**, доктор технических наук, профессор, Санкт-Петербург, Российская Федерация

**Гузев В.И.**, доктор техн. наук, профессор, Челябинск, Российская Федерация

**Дементьев Ю.Н.**, Ph. D., канд. техн. наук, доцент, Томск, Российская Федерация

**Димитров Л.В.**, Ph. D., профессор, София, Болгария

**Добров И.В.**, доктор техн. наук, профессор, Днепропетровск, Украина

**Дорофеев Ю.Г.**, доктор техн. наук, профессор, Новочеркасск, Российская Федерация

**Зюзов А.М.**, доктор техн. наук, доцент, Екатеринбург, Российская Федерация

**Исаков В.С.**, доктор техн. наук, профессор, Новочеркасск, Российская Федерация

**Исенов С.С.**, кандидат техн. наук, доцент, Астана, Республика Казахстан

**Карандаев А.С.**, доктор техн. наук, профессор, Магнитогорск, Российская Федерация

**Казаринов Л.С.**, доктор техн. наук, профессор, Челябинск, Российская Федерация

**Келлер Ал.Вик.**, доктор физико-математических наук, доцент, Челябинск, Российская Федерация

**Кондаков А.И.**, доктор техн. наук, профессор, Москва, Российская Федерация

**Липкин М.С.**, доктор техн. наук, доцент, Новочеркасск, Российская Федерация

**Михайлов Г.Г.**, доктор техн. наук, профессор, Челябинск, Российская Федерация

**Пинчук В.А.**, доктор техн. наук, профессор, Луганск, Украина

**Пятибратов Г.Я.**, доктор техн. наук, профессор, Новочеркасск, Российская Федерация

**Рождественский Ю.В.**, доктор техн. наук, профессор, Челябинск, Российская Федерация

**Спирidonov Е.К.**, доктор техн. наук, профессор, Челябинск, Российская Федерация

**Скибин Г.М.**, доктор техн. наук, профессор, Новочеркасск, Российская Федерация

**Туганбаев И.Т.**, доктор техн. наук, профессор, Астана, Республика Казахстан

**Утегулов Б.Б.**, доктор техн. наук, профессор, Астана, Республика Казахстан

**Харитонов С.А.**, доктор техн. наук, профессор, Новосибирск, Российская Федерация

**Храмшин В.Р.**, доктор техн. наук, доцент, Магнитогорск, Российская Федерация

**Шмидт А.В.**, доктор экономических наук, профессор, Челябинск, Российская Федерация

**Emil Bashkansky**, Ph.D., Full Professor, Karmiel, Israel

**Erkki Lahderanta**, Ph.D., Full Professor, Lappeenranta, Finland

**Franco Pavese**, Dr., Full Professor, Torino, Italy

**Karali Patra**, Ph.D., Assistant Professor, Patna, India

**Rainer Niewa**, Dr., Full Professor, Stuttgart, Germany

**Ryszard Strzelecki**, Ph.D., Full Professor, Gdynia, Poland

### *Оргкомитет*

**Воронин С.С.**, Челябинск, Российская Федерация

**Гасияров В.Р.**, доцент, канд. техн. наук, Челябинск, Российская Федерация

**Кульмухаметова А.С.**, доцент, канд. техн. наук, Челябинск, Российская Федерация

**Маклаков А.С.**, Челябинск, Российская Федерация

**Маклакова Е.А.**, Челябинск, Российская Федерация

СОДЕРЖАНИЕ

Вступительное слово председателя оргкомитета конференции.....	9
<i>Машиностроение</i>	
<i>Соколов В.И.</i> Передаточные функции для касательного напряжения при нестационарном жидкостном трении.....	10
<i>Коган Е.А., Юрченко А.А.</i> О прочности панелей специальных автотранс-портных средств при кратковременном динамическом нагружении....	15
<i>Шароглазов Б.А., Подседов К.Д., Куаньшиев М.К.</i> Расчётно-аналитическая оценка параметров рабочего цикла бескрейпового и кривошипно-шатунного двигателей в сходственных условиях нагружения .....	21
<i>Петрова И.М., Гадолина И.В.</i> Создание обобщенного спектра нагружения при различных вариантах нагружения в эксплуатации .....	26
<i>Серёгин С. В.</i> Влияние площади контакта дополнительных включений на расщепление частотного спектра цилиндрических оболочек.....	31
<i>Гусаров В.В., Ашишин А.А., Аутхман Р.Л.</i> Анализ возможностей снижения виброактивности одноцилиндрового двухтактного двигателя .....	35
<i>Балакина Е.В., Сарбаев Д.С.</i> Качественное исследование комбинированного трения в контакте эластичного колеса с твердой опорой .....	39
<i>Ашейчик А.А.</i> Ресурсные испытания радиальных кольцевых уплотнений при высоких температурах .....	44
<i>Антимонов А.М., Пушкарева Н.Б., Решетников Е.Г.</i> Геометрические параметры узла трения четырехшариковой машины .....	48
<i>Антимонов А.М., Пушкарева Н.Б., Решетников Е.Г.</i> Технологические особенности процесса гибки кромок цилиндрических обечаек .....	52
<i>Лагунова Е.О., Мукутадзе М.А.</i> Радиальные подшипники скольжения, обусловленные расплавом .....	56
<i>Ашейчик А.А.</i> Смазка для вакуумных узлов трения на основе легкоплавких металлов .....	63
<i>Бровкина Ю.И., Соболев А.Н., Некрасов А.Я.</i> Исследование характеристик и параметров зубчатых циклоидальных передач .....	67
<i>Шевченко С.В., Мухоматов А.А., Крель О.С.</i> Теоретические предпосылки к расчету передачи с зубчато-клиновым ремнем .....	72
<i>Лопатин Б.А., Зайнетдинов Р.И.</i> Нарезание зубьев неэвольвентной шестерни цилиндрической передачи внутреннего зацепления .....	76
<i>Шандров Б.В., Булавин И.А., Самойлова А.С.</i> Повышение качества сборки подшипниковых узлов на основе адаптивного управления регулировкой преднатяга подшипников.....	80
<i>Калашиников А.С., Калашиников П.А., Марущак И.И.</i> Особенности технологии химико-термической обработки зубчатых колёс из легированных сталей.....	86
<i>Груздев А.А., Моргунов Ю.А., Саушкин Б.П.</i> Инструментальное обеспечение операций электроэрозионной прошивки отверстий.....	89
<i>Кузнецов В.А., Коровин А.В., Щедрин А.В.</i> Исследование процессов резания и поверхностного пластического деформирования в среде СОТС с наноразмерными антифрикционными частицами.....	92
<i>Сафаров Д.Т., Касьянов С.В., Кондрашов А.Г.</i> Информативность измерений для управления качеством автодеталей.....	96
<i>Зотов А.В., Расторгуев Д.А., Драчев О.И.</i> Моделирование и прогнозирование адгезии покрытий, нанесенных проволочным инструментом, при помощи нейронных сетей.....	102
<i>Мухаметзянов З.Р., Рубцов А.В., Валиев А.С.</i> Оценка характера влияния монтажных нагрузок на степень коррозионного износа корпуса колонного аппарата.....	107
<i>Балабина Т.А., Бровкина Ю.И., Мамаев А.Н.</i> Качение с уводом тороидальных эластичных колес.....	112
<i>Мамбеталин К. Т.</i> К расчету коэффициента запаса сцепления.....	117

Исаков В.С., Максимов В.П., Максимов Ю.В. Оценка эффективности механизма поворота ковша канатного экскаватора.....	121
Ящук И.А. Теоретическое исследование вибраций, передаваемых на раму от двигателя внутреннего сгорания тепловозов и мотовозов и их влияние на условия труда локомотивных бригад.....	125
Ластовиця В.Н., Черепашин А.А., Родякина Р.В. Определение функциональной связи параметров формы проплава с измеряемыми выходными переменными процесса электронно-лучевой сварки.....	130
Иванов С.Ю., Валдайцева Е.А., Станкевич С.Л. Численный анализ процесса формирования поверхности изделий из титановых сплавов при прямом лазерном выращивании.....	134
<b>Материаловедение и технологии промышленного производства</b>	
Ковязин А.А., Гимгин С.В., Краюхин С.А. Серонкисное выщелачивание медеплавильных пылей .....	138
Богатов А.А., Нухов Д.Ш. Разработка и исследование способа интенсивной знакопеременной деформации при прокатке стальных толстых листов и плит из сплавов цветных металлов .....	141
Орлов Г.А., Орлов А.Г. Квалиметрическая оценка качества горячекатаных труб .....	145
Мерзликин В.А., Жубрева Т.В., Костюков А.В. Моделирование структуры теплоизолирующих полупрозрачных материалов и покрытий промышленных и транспортных энергоустановок .....	149
Михайлов Г.Г., Лонзингер Т.М., Скотников В.А. Влияние термохимической обработки на структуру и механические свойства материалов на основе оксида алюминия .....	153
Лукутцова Н.П., Карпиков Е.Г., Головин С.Н. Высокодисперсная добавка на основе волластонита и ее влияние на прочность мелкозернистого бетона .....	158
Щербakov А.В., Родякина Р.В., Гапонова Д.А. Использование метода гидродинамики сглаженных частиц для построения математической модели процесса электронно-лучевой наплавки .....	163
Лонзингер Т.М., Скотников В.А. Повышение шлакоустойчивости огнеупоров на основе системы Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -SiC-SiO <sub>2</sub> .....	168
Гадельшин Р.Н., Пономарев П.В., Вольфсон С.И. Влияние органобентонитов на огнестойкость силиконовых резин .....	173
Грибков М.С., Портнов М.А., Кожеченко А.С. Влияние величины межэлектродного промежутка электронной пушки на проникающую способность электронного пучка при реализации аддитивных процессов .....	177
Скляр М.О., Туричин Г.А., Климова-Корсмик О.Г., Шальнова С.А. Влияние технологических параметров на структуру и свойства выращиваемых изделий из сплава ВТ6.....	181
Кузеев И.Р. Асфальтены как нано объекты управляющие макроструктурой твердых высокоуглеродистых веществ .....	185
Типалин С.А., Петров М.А., Шпунькин Н.Ф. Влияние скорости деформирования в холодном состоянии на процесс упрочнения материала .....	189
Ахметов А.Д., Цибульский И.А., Скляр М.О., Корсмик Р.С. Особенности формирования структуры при лазерном и лазерно-дуговом выращивании из алюминиевой проволоки .....	193
Реков А.М. Деформированное состояние при прокатке алюминиевого образца .....	198
Петров М.А., Эльдиб И.С.А. Исследование процесса 3D-сканирования изделий и создание виртуальных копий изделий для оценки качества внутри производственных линий .....	202
Павлов Д.А., Богатов А.А., Павлова Е.А. Исследование формоизменения концевых частей труб при прокатке на редуциционном стане .....	208
Чекалова Е.А., Довольнова В.В. Инновационная технология механической обработки с путем применения ионизированной среды .....	213
Марченко Т.В. Повышение долговечности режущего ин-струмента в промышленном производстве .....	217
Чекалова Е.А., Твердохлебов А.С. Повышение износостойкости сложнопрофильного инструмента в машиностроении .....	221
Некрутов В.Г., Иршин А.В., Решетников Б.А. Совершенствование оборудования для выбивки отливок из литейных форм.....	224

Ерпалов М.В., Кунгуров Е.А. Проверка методик определения кривых упрочнения материалов способом кручения.....	228
Кузеев И.Р., Наумкин Е.А., Панкратьев С.А., Тляшева Р.Р. Влияние высокочастотных колебаний на сопротивление металлических изделий циклическим и осевым нагрузкам...	233
Павлов Д.А., Богатов А.А., Павлова Е.А. Исследование влияния трения и калибровки валков на формоизменение трубы при продольной прокатке на короткой оправке.....	237
Кузнецов В.А., Смирнов А.В., Бувакин Д.А. Исследование качества металлических порошков после электроэрозионного диспергирования.....	241
Михайленко А. М., Шварц Д. Л., Непряхин С. О. Модель оптимизации калибровок сортопрокатных валков.....	244
Юрьев Б.П., Дудко В.А., Бякова М.А. Применение экологически чистой технологии для сушки железорудных окатышей.....	251
<b>Системы управления и автоматизации технологических процессов и объектов</b>	
Дилигенская А.Н., Колтациков С.А., Мандра А.Г. Идентификация объектов технологической теплофизики на основе решения обратных задач теплопроводности методами параметрической оптимизации .....	255
Канаев А.К., Логин Э.В., Сахарова М.А. Имитационная модель функционирования сети Carrier Ethernet для оценки сетевой надежности .....	260
Войнов И.В., Телегин А.И., Тимофеев Д.Н. Матрица-код вывода динамических реакций и обобщенных движущих сил в сочленениях роботов-манипуляторов ...	265
Войнов И.В., Казанцев А.М., Носиков М.В. Робот-манипулятор МР-48 для атомной промышленности .....	270
Рачков М.Ю., Бебенин В.Г. Автоматическая система двухступенчатого вакуумного захвата .....	276
Белоножко П.П. Собственные инерционные движения роботизированного космического модуля. Динамика приведенной системы ...	281
Вартанов М.В., Петров В.К., Мищенко Р.С. Экспериментальная проверка контактных ситуаций в зоне сопряжения при роботизированной сборке прецизионных цилиндрических соединений .....	286
Файда Е.Л., Сивкова А.П., Никонова Т.Ю. К задаче построения самонастраивающейся системы электрического отопления жилых помещений .....	290
Эльбазуров А.Р., Титова Г.Р. Использование возобновляемых источников энергии для эффективного развития электроэнергетики сельскохозяйственного производства на территории Чеченской Республики .....	295
Кривошеин И.Л., Суслов Е.А. Повышение точности определения направления поиска однофазного замыкания на землю .....	300
Серков С.А., Румянцев М.Ю., Гаджиев Д.К. Расчет паровой турбины для автономной энергоустановки малой мощности на низкорепактивном топливе .....	304
Лоскутов А.А., Пелевин П.С. Применение методов распознавания образов в задачах защиты и управления электроэнергетических систем .....	309
Бессолицын А.В., Голговских А.В., Новиков А.В. Оценка возможности использования электромагнитных реле на частотах ниже промышленной частоты .....	314
Надтока И. И., Вялова С.А. Преобразование облачности в освещенность на основе алгоритма нечеткой кластеризации при прогнозировании электропотребления .....	320
Сандалов В.М., Романов К.В. Устройство автономного энергообеспечения .....	325
Семёнов А.С., Егоров А.Н., Федоров О.В. Анализ практики применения высоковольтных преобразователей частоты ACS5000.....	331
Пятибратов Г.Я., Алтунян Л.Л., Даньшина А.А. Электромеханическая силокомпенсирующая система разгрузки веса пациентов при их реабилитации на медицинском тренажере .....	335
Пятибратов Г.Я., Даньшина А. А., Алтунян Л.Л. Определение рациональных параметров исполнительных механизмов и электроприводов грузоподъемных машин ...	341
Виноградов К.М., Москвичев А.В. Высокоскоростной автономный генератор с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения .....	347
Шилин А.А., Кузнецова Н.С., Авдеюк Д.Н. Интеллектуальный рефлектометр для мониторинга воздушных линий электропередачи .....	352

<i>Варламов Д.Б., Савчиц А.В.</i> Разработка адаптивного регулятора в приборном исполнении .....	356
<i>Королькова Л.И., Панфилов А.В., Королькова Л.И., Маширабов Н.</i> Модель повторяющегося производственного процесса.....	361
<i>Ахмед В.М.А., Фоменков С.А., Гаевой С.В.</i> Упрощение гипер-гамма-распределения для сокращения времени аппроксимации логов вычислительного кластера ..	366
<i>Поляков В.С., Поляков С.В.</i> Описание сложных систем с иерархической структурой матрично-предикатным способом .....	370
<i>Серков Н. А., Никуличев И. В., Шлесберг И. С.</i> Имитационное моделирование алгоритмов коррекции первичных отклонений 5 координатного станка с ЧПУ .....	376
<i>Семёнов А.С., Хубиева В.М., Харитонов Я.С.</i> Математическое моделирование статических и динамических режимов двигателя постоянного тока в пакете программ MATLAB .....	381
<i>Тляшева Р.Р., Гостенова Е.А., Кузеев И.Р.</i> Деформирование технологических трубопроводов под воздействием ударной волны .....	386
<i>Верещагин И.П., Смагин К.А., Хренов С.И.</i> Особенности поведения частиц в электрофильтрах для очистки дымовых газов угольных электростанций .....	392



## **ВСТУПИТЕЛЬНОЕ СЛОВО ПРЕДСЕДАТЕЛЯ ОРГКОМИТЕТА КОНФЕРЕНЦИИ**

4-я Международная научно-техническая конференция «Пром-Инжиниринг» прошла 15-18 мая 2018 года. Организаторами конференции были 3 университета – Южно-Уральский государственный университет (национальный исследовательский университет), Южно-Российский государственный политехнический университет (НПИ) имени М.И. Платова и Московский политехнический университет, на базе которого и была организована основная площадка работы конференции.

Конференция проведена при финансовой поддержке Южно-Уральского государственного университета (национального исследовательского университета), а также при организационной и информационной поддержке Южно-Уральской группы Сибирской секции Института инженеров электротехники и электроники (IEEE – Institute of Electrical and Electronics Engineers).

Для участия в конференции программным комитетом было отобрано чуть менее 900 докладов. В работе конференции приняли участие ученые и практики из 101 городов, из 16 стран мира. В том числе из России из 79 городов от западной и центральной части до Дальнего Востока. Иностранцы представляли такие государства, как Египет, Беларусь, Болгария, Германия, Ирак, Испания, Казахстан, Канада, Кипр, Китай, Монголия, Португалия, Таджикистан, США, Украина.

Участники конференции представили свои доклады, отражающие последние достижения в области промышленного инжиниринга, на русском и английском языках. Работа конференции была организована в 14 секциях, включая:

### Раздел 1. Машиностроение:

- 1.1. Динамика машин и рабочих процессов;
- 1.2. Трение, смазка, износ машин;
- 1.3. Конструкторско-технологическое обеспечение машиностроительных производств;
- 1.4. Наземные транспортно-технологические машины;
- 1.5. Оборудование и технология сварочного производства.

### Раздел 2. Материаловедение и технологии промышленного производства:

- 2.1. Новые функциональные материалы и технологии;
- 2.2. Инновации и ресурсосбережение в металлургии.

### Раздел 3. Системы управления и автоматизации технологических процессов и объектов:

- 3.1. Системы и технологии управления;
- 3.2. Промышленные мехатронные системы и робототехника;
- 3.3. Электроэнергетические системы и возобновляемые источники энергии;
- 3.4. Силовая электроника, электрические машины и электроприводы;
- 3.5. Микропроцессорные системы управления и обработка сигналов;
- 3.6. Моделирование и компьютерные технологии;
- 3.7. Теория и практика динамических измерений.

В настоящем сборнике опубликованы доклады, представленные участниками конференции на русском языке.

Без сомнения, общение специалистов в рамках прошедшей конференции способствовало информированию ученых и практиков о наиболее перспективных направлениях исследований и достижениях в области промышленного инжиниринга. Представленные результаты исследований будут способствовать решению приоритетных задач, стоящих на современном этапе развития промышленности, техники и технологий.

*Председатель оргкомитета конференции, доктор техн. наук, профессор А.А. Радионов*

# Передаточные функции для касательного напряжения при нестационарном жидкостном трении

Соколов В.И.

Восточноукраинский национальный университет имени Владимира Даля  
Северодонецк, Украина  
[sokolov.snu.edu@gmail.com](mailto:sokolov.snu.edu@gmail.com)

**Аннотация.** В операторной форме получена зависимость для касательного напряжения при нестационарном жидкостном трении. Определены передаточные функции для касательного напряжения по скорости подвижного элемента и градиенту давления. На основе анализа амплитудно-частотных характеристик установлены границы квазистационарного подхода для расчета сил нестационарного вязкого трения на подвижных элементах гидравлических устройств.

Для расчета касательного напряжения с учетом влияния инерционности структуры потока рассмотрено нестационарное плоское ламинарное движение несжимаемой жидкости в зазоре между подвижным и неподвижным элементами в декартовой системе координат. Решение уравнения движения в частных производных выполнено с применением преобразования Лапласа.

Оценка границ квазистационарного подхода к расчету сил нестационарного вязкого трения выполнена по амплитудно-частотным характеристикам при колебаниях подвижного элемента и градиента давления. В качестве границ квазистационарности приняты частоты, при которых происходит изменение амплитуды более, чем на 5%.

Предложены аппроксимационные передаточные функции для нестационарного касательного напряжения, позволяющие установить связь между оригиналами в виде обыкновенных линейных дифференциальных уравнений.

**Ключевые слова:** жидкостное трение, касательное напряжение, уравнение движения, кинематическая вязкость, преобразование Лапласа, передаточная функция, амплитудно-частотная характеристика.

## ВВЕДЕНИЕ

Наиболее трудным и ответственным этапом в расчетах и разработке новых элементов и устройств, машин и механизмов, приводов и систем управления является построение математических моделей нестационарных рабочих процессов, протекающих в них [1-5]. Очень важно не допустить чрезмерного неоправданного усложнения математических моделей, поскольку они могут оказаться непригодными в практическом использовании. Вместе с тем, пренебрежение явлениями, которые существенно влияют на рабочие процессы, может сделать модель слишком грубой, не обеспечивающей требуемой точности, а также не отражающей основных особенностей протекающих процессов.

Нестационарные гидромеханические процессы относятся к сложным физическим явлениям, при которых возникают неустановившиеся течения жидкостей с изменением скоростей и давлений не только во времени, но и в пространстве, занятом потоком [6-9]. Непосредственное

описание таких процессов приводит к системам нелинейных дифференциальных уравнений в частных производных, причем краевые условия, необходимые для решения этих уравнений, часто сами являются дифференциальными уравнениями, описывающими динамические процессы в тех устройствах, с которыми взаимодействуют потоки жидкости. Использование столь сложных моделей требует выполнения трудоемких расчетов, которые могут и не дать обозримых результатов.

Важным параметром в расчетах гидромеханических процессов является сила вязкого жидкостного трения, которая характеризуется касательным напряжением, возникающим в рабочей среде, соприкасающейся с поверхностью подвижного элемента исполнительного, регулирующего, распределительного или вспомогательного гидравлического устройства [10-13]. При наличии зазора между поверхностями элементов касательные напряжения возникают при относительном движении этих поверхностей и движения среды под воздействием перепада давления.

## АНАЛИЗ ПОСЛЕДНИХ ИССЛЕДОВАНИЙ И ПУБЛИКАЦИЙ

Традиционные подходы [6, 14-19] к построению математических моделей нестационарных гидромеханических процессов большей частью основаны на том, что реальные потоки заменяются сменяющейся во времени последовательностью потоков с квазистационарным распределением гидродинамических величин по живому сечению. Это позволяет вводить в расчет коэффициенты и характеристики, полученные для стационарных потоков. В действительности структура нестационарных течений отличается от квазистационарной [1, 6, 9], причем не всегда известно, как и при каких условиях такое отличие может повлиять на изменение гидродинамических характеристик.

В реальных устройствах величина зазора мала так, что течение рассматривается как ламинарное плоское между параллельными стенками (рис. 1), а распределение скорости (рис. 2) имеет вид [7, 8, 20, 21]

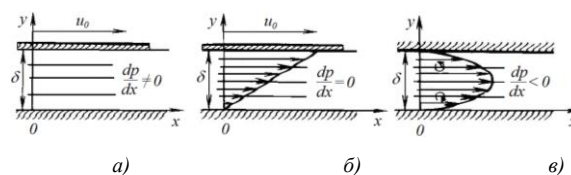


Рис. 1. Ламинарное течение между параллельными плоскостями:

а – схема течения; б – распределение скоростей при отсутствии градиента давления (течение Куэтта); в – распределение скоростей при неподвижных граничных плоскостях (течение в плоском канале)

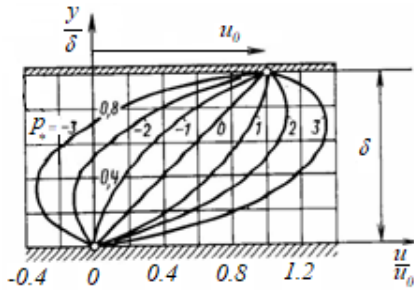


Рис. 2. Безразмерные профили скорости для общего случая течения жидкости между параллельными стенками

$$\left( p_s = -\frac{\delta^2}{2\rho\nu u_0} \frac{dp}{dx} \right)$$

$$\frac{u}{u_0} = \frac{\delta^2}{2\rho\nu} \frac{dp}{dx} \frac{y}{\delta} \left( 1 - \frac{y}{\delta} \right) + \frac{y}{\delta}, \quad (1)$$

где  $x, y$  – координаты;  $u$  – скорость движения жидкости в зазоре;  $u_0$  – скорость движения подвижного элемента (или относительная скорость движения поверхностей);  $\delta$  – размер зазора;  $dp/dx$  – градиент давления;  $\rho, \nu$  – плотность и кинематическая вязкость среды.

Расчет касательного напряжения выполняется на основании распределения скорости (1) согласно закону вязкого трения Ньютона [8, 18, 20].

#### ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Целью работы является получение зависимостей для расчета касательного напряжения при нестационарном жидкостном трении с учетом инерционности изменения структуры потока в зазоре, а также оценка границ квазистационарного подхода для расчета сил нестационарного вязкого трения на подвижных элементах гидравлических устройств.

#### МАТЕРИАЛЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Пусть скорость движения подвижного элемента (или относительная скорость движения поверхностей) является нестационарной

$$u_0 = V(t). \quad (2)$$

Тогда, при квазистационарном подходе касательное напряжение на подвижной поверхности (квазистационарное касательное напряжение) с учетом (1)

$$\tau_{qs}^0 = \rho\nu \frac{du}{dy} = -\frac{\delta}{2} \frac{dp}{dx} + \frac{\rho\nu}{\delta} V(t). \quad (3)$$

Преобразуем (3) по Лапласу [1, 6] и устанавливаем передаточные функции для квазистационарного касательного напряжения по скорости подвижного элемента и градиенту давления

$$W_{\tau\nu.qs}(s) = \frac{\tau_{qs}^0(s)}{V(s)} = k_{\tau\nu}, \quad (4)$$

$$W_{p.qs}(s) = \frac{\tau_{qs}^0(s)}{\frac{dp}{dx}(s)} = k_p, \quad (5)$$

где – переменная Лапласа; коэффициенты передач  $k_{\tau\nu} = \rho\nu / \delta, k_p = -\delta / 2$ .

С целью получения передаточных функций для касательного напряжения, учитывающих влияние инерционности структуры потока, рассмотрим нестационарное ламинарное движение несжимаемой жидкости в зазоре между неподвижным и подвижным элементами в декартовой системе координат (рис. 1). Допуская течение плоским, уравнение движения жидкости представим в известном виде [7]

$$\frac{\partial u}{\partial t} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}. \quad (6)$$

Для скорости жидкости  $u$ , являющейся функцией времени  $t$  и координаты  $y$ , определим граничные условия:

$$\begin{cases} u = 0, & y = 0; \\ u = V(t), & y = \delta. \end{cases} \quad (7)$$

Для упрощения математических выкладок сделаем замену переменных

$$z = y - \delta, \quad (8)$$

а также учтем, что для рассматриваемого течения

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{dp}{dx}. \quad (9)$$

С учетом (8, 9) вместо (6, 7) имеем:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = -\frac{1}{\rho} \frac{dp}{dx} + \nu \frac{\partial^2 u}{\partial z^2}, \quad (10)$$

$$\begin{cases} u = 0, & z = -\delta; \\ u = V(t), & z = 0. \end{cases} \quad (11)$$

Применяя одномерное преобразование Лапласа при нулевых начальных условиях, получим вместо уравнения (10) в частных производных уравнение в обыкновенных производных

$$\frac{d^2 u(s)}{dy^2} - \frac{s}{\nu} u(s) = \frac{p(s)}{\rho s}, \quad (12)$$

где  $u(s), p(s)$  – изображение по Лапласу скорости  $u$  и градиента давления  $dp/dx$ .

Решение уравнения (12) имеет вид

$$u(s) = A_1 \exp\left(z\sqrt{\frac{s}{\nu}}\right) + A_2 \exp\left(-z\sqrt{\frac{s}{\nu}}\right) - \frac{p(s)}{\rho s}, \quad (13)$$

где  $A_1, A_2$  – постоянные интегрирования.

Касательное напряжение на поверхности подвижного элемента находим согласно закону вязкого трения Ньютона

$$\tau^0(s) = \rho\nu \left( \frac{\partial u(s)}{\partial y} \right) \Big|_{y=\delta} = \rho\nu \left( \frac{\partial u(s)}{\partial z} \right) \Big|_{z=0}. \quad (14)$$

Подставляя (13) в (14), имеем

$$\tau^0(s) = \rho\nu \sqrt{\frac{s}{\nu}} (A_1 - A_2). \quad (15)$$

Значение  $A_1 - A_2$  определяем, используя граничные условия (11) и полученное решение (13):

$$\begin{cases} 0 = A_1 \exp\left(-\sqrt{\frac{\delta^2 S}{\nu}}\right) + A_2 \exp\left(\sqrt{\frac{\delta^2 S}{\nu}}\right) - \frac{p(S)}{\rho S}; & (16.1) \\ V(S) = A_1 + A_2 - \frac{p(S)}{\rho S}. & (16.2) \end{cases}$$

Умножим (16.2) на  $\exp\left(-\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right)$  и вычтем (16.1),

тогда имеем

$$V(s) \exp\left(-\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right) = -2A_2 \operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right) + \frac{p(s)}{\rho s} \left(1 - \exp\left(-\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right)\right). \quad (17)$$

Вычитание (16.1) из (16.2), умноженного на  $\exp\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right)$ , дает

$$V(s) \exp\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right) = -2A_1 \operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right) + \frac{p(s)}{\rho s} \left(1 - \exp\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right)\right). \quad (18)$$

Суммируем (17) и (18)

$$2V(s) \operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right) = 2(A_1 - A_2) \operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right) + \frac{2p(s)}{\rho s} \left(1 - \operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right)\right), \quad (19)$$

откуда получаем

$$A_1 - A_2 = \frac{p(S)}{\rho S} \frac{\operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 S}{\nu}}\right) - 1}{\operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 S}{\nu}}\right)} + V(s) \operatorname{cth}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right). \quad (20)$$

Подставляем (20) в (15)

$$\begin{aligned} \tau^0(s) = & -p(s) \sqrt{\frac{\nu}{s}} \frac{\operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right) - 1}{\operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right)} + \\ & + \rho \nu \sqrt{\frac{s}{\nu}} V(s) \operatorname{cth}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right), \end{aligned}$$

после чего преобразовываем к виду

$$\begin{aligned} \tau^0(s) = & -\frac{\delta}{2} p(s) \frac{2}{\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}} \frac{\operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right) - 1}{\operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right)} + \\ & + \frac{\rho \nu}{\delta} V(s) \left[ \sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}} \operatorname{cth}\left(\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}\right) \right]. \end{aligned} \quad (21)$$

Данное выражение представляет собой нестационарное касательное напряжение на поверхности подвижного элемента в операторной форме. Нетрудно убедиться, что при установившемся течении (21) переходит в (3), поскольку:

$$\begin{aligned} \lim_{s \rightarrow 0} \left[ \frac{2}{\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}} \frac{\operatorname{ch}\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}} - 1}{\operatorname{sh}\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}}} \right] &= 1, \\ \lim_{s \rightarrow 0} \left[ \sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}} \operatorname{cth}\sqrt{\frac{\delta^2 s}{\nu}} \right] &= 1. \end{aligned}$$

Согласно уравнению (21) получаем передаточную функцию для нестационарного касательного напряжения по скорости подвижного элемента

$$W_{\tau v}(s) = \frac{\tau^0(s)}{V(s)} = k_{\tau v} \sqrt{T s} \operatorname{cth} \sqrt{T s}, \quad (22)$$

где  $k_{\tau v}$  – коэффициент передачи, введенный согласно выражению (4);  $T = \delta^2 / \nu$  – постоянная времени.

Рассмотрим безразмерную передаточную функцию

$$\bar{W}_{\tau v}(\bar{s}) = \frac{W_{\tau v}(s)}{W_{\tau v, \text{к.с.}}(\bar{s})} = \sqrt{\bar{s}} \operatorname{cth} \sqrt{\bar{s}}, \quad (23)$$

где  $\bar{s} = sT$  – безразмерная переменная Лапласа. По функции (23) определим амплитудно-частотную характеристику

$$\bar{A}_{\tau v}(\bar{\omega}) = \operatorname{mod}[\bar{W}_{\tau v}(j\bar{\omega})], \quad (24)$$

где  $j = \sqrt{-1}$ ;  $\bar{\omega} = \omega T$  – безразмерная частота.

Приведенный на рис. 3 график  $\bar{A}_{\tau v}(\bar{\omega})$  показывает, что при  $\bar{\omega} < 0.81$  учет нестационарности движения приводит к увеличению амплитуды колебаний касательного напряжения не более, чем на 5%. Поэтому в этом диапазоне для расчета частотных характеристик допустимо использовать квазистационарную передаточную функцию (4). Таким образом, данное значение частоты можно рассматривать как границу квазистационарного подхода для расчета сил вязкого трения при колебаниях подвижного элемента.

Также, по выражению (21) установим передаточную функцию для нестационарного касательного напряжения по градиенту давления

$$W_p(s) = \frac{\tau^0(s)}{p(s)} = k_p \frac{2}{\sqrt{Ts}} \frac{ch\sqrt{Ts} - 1}{sh\sqrt{Ts}}, \quad (25)$$

где  $k_p$  – коэффициент передачи, введенный согласно выражению (5).

По безразмерной передаточной функции

$$\bar{W}_p(s) = \frac{W_p(\bar{s})}{W_{p.к.с}(\bar{s})} = \frac{2}{\sqrt{\bar{s}}} \frac{ch\sqrt{\bar{s}} - 1}{sh\sqrt{\bar{s}}} \quad (26)$$

определим безразмерную амплитудно-частотную характеристику

$$\bar{A}_p(\bar{\omega}) = \text{mod}[\bar{W}_p(j\bar{\omega})]. \quad (27)$$

Приведенный на рис. 4 график  $\bar{A}_{\tau\rho}(\bar{\omega})$  показывает, что при  $\bar{\omega} < 3.34$  уменьшение амплитуды колебаний касательного напряжения не превышает 5%. Поэтому в этом диапазоне для расчета частотных характеристик допустимо использовать квазистационарную передаточную функцию (5). Таким образом, данное значение частоты можно рассматривать как границу квазистационарного подхода для расчета сил вязкого трения при колебаниях давления.

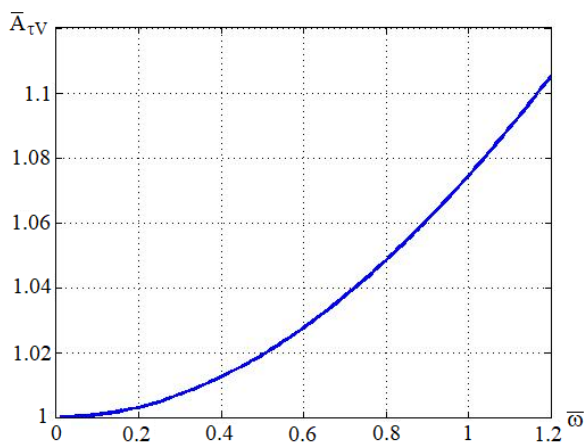


Рис. 3. Безразмерная амплитудно-частотная характеристика касательного напряжения (при колебаниях скорости подвижного элемента)

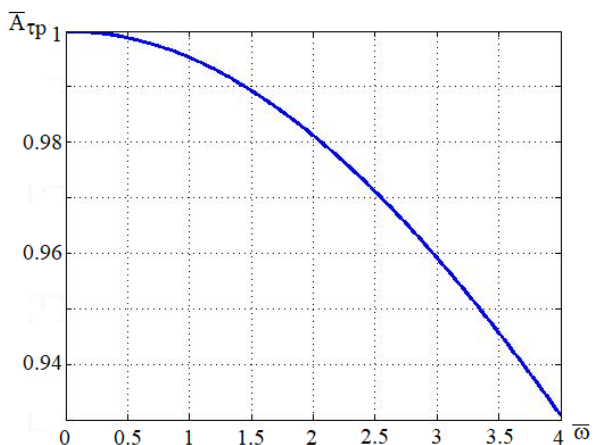


Рис. 4. Безразмерная амплитудно-частотная характеристика касательного напряжения (при колебаниях градиента давления)

Таким образом, при учете нестационарности структуры потока в зазоре для расчета касательного напряжения на подвижной поверхности имеем, в общем случае, следующее операторное уравнение

$$\tau^0(s) = -W_p(s)p(s) + W_v(s)V(s). \quad (28)$$

Следует отметить, что хорошее приближение передаточных функций (22, 25) дает их аппроксимация следующими функциями:

$$W_v(s) \approx k_v(1 + 0.387Ts); \quad (29)$$

$$W_p(s) \approx \frac{k_p}{0.098Ts + 1}; \quad (30)$$

по которым известным образом [1, 6] можно установить связь между оригиналами  $\tau^0(t), V(t), \partial p / \partial x(t)$  в виде линейных дифференциальных уравнений.

#### Выводы

Таким образом, в операторной форме получена зависимость для касательного напряжения при нестационарном жидкостном трении. Определены передаточные функции для касательного напряжения по скорости подвижного элемента и градиенту давления. На основе анализа амплитудно-частотных характеристик установлены границы квазистационарного подхода для расчета сил нестационарного вязкого трения на подвижных элементах гидравлических устройств.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Попов Д.Н. Динамика и регулирование гидро- и пневмосистем / Д.Н. Попов. – М.: Машиностроение, 1987. – 464 с.
2. Попов Д. Н. Механика гидро- и пневмоприводов: Учеб. для вузов. 2-е изд. / Д.Н. Попов. – М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2005. – 320 с.
3. Sokolov, V. Automation of control processes of technological equipment with rotary hydraulic drive / V. Sokolov, Y. Rasskazova // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – 2016. – Vol. 2, Issue 2 (80). – P. 44–50.
4. Соколова Я.В. Синтез системы автоматического управления оборудованием для механической обработки материалов с гидравлическим приводом / Я.В. Соколова, Н.Г. Азаренко, В.И. Соколов // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2014. – № 2/2 (68). – С. 56-60.
5. Соколов В.И. Система автоматического управления гидроприводом вращательного движения технологического оборудования / В.И. Соколов, О.С. Кроль, О.Г. Степанова // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. – 2018. – Т.6, №2. – С. 56-62. DOI: 10.24892/RIIE/20180208
6. Попов Д.Н. Нестационарные гидромеханические процессы / Д.Н. Попов. – М.: Машиностроение, 1982. – 240 с.
7. Емцев Б.Т. Техническая гидромеханика / Б.Т. Емцев. – М.: Машиностроение, 1978. – 463 с.
8. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа / Л.Г. Лойцянский. – М.: Наука, 1987 – 840 с.
9. Коваленко А.А. Основы технической механики жидкостей и газов / А.А. Коваленко, В.И. Соколов, А.Х. Дым-

нич, П.Е. Уваров // Учебное пособие для вузов. - Луганск: ВУГУ, 1998. - 272 с.

10. Sokolov V. Simulation of the power uni of the automatic electrohydraulic drive with volume regulation / V. Sokolov, N. Azarenko, Ya. Sokolova // ТЕКА Commission of Motorization and Energetic in Agriculture. – Vol. 12. – N 4. – 2012. - Lublin, Poland. - pp. 268 - 273.

11. Соколов В.И. Разработка методики расчёта и выбор основных параметров электрогидравлического следящего привода специального технологического оборудования / В.И. Соколов, Я.В. Соколова, Т.Я. Таванюк // Весн. СевНТУ. Серия «Машиноприборостроение и транспорт». – Севастополь: СевНТУ, 2012. - № 129. – С. 223-228.

12. Харламов Ю.А. Трибологическая надежность металлорежущих станков / Ю.А. Харламов, В.И. Соколов, О.С. Кроль // Северодонецк: ВНУ им. В. Даля. – 2017. – 320 с.

13. Соколова Я. В. Нелинейная математическая модель электрогидравлического следящего привода с дроссельным регулированием / Я.В. Соколова, Т.Я. Таванюк, В.И. Соколов // Вісн. Східноукр. націон. ун-ту ім. В. Даля. – 2010. – №10 (152). – С. 168-175.

14. Соколов В.И. Определение передаточных функций электрогидравлического следящего привода оборудования для обработки давлением / В.И. Соколов, Т.Я. Таванюк // Вісн. Східноукр. націон. ун-ту ім. В. Даля. – 2011. – №1 (155). – С. 208-216.

15. Sokolov, V. Installations Criterion of Deceleration Device in Volumetric Hydraulic Drive / V. Sokolov, O. Krol // Procedia Engineering – 2017. – №206. – P. 936-943.

16. Соколов В.И. Критерий установки тормозного устройства в объемном гидравлическом приводе / В.И. Соколов, О.С. Кроль // Пром-Инжиниринг: труды III международной научно-технической конф. – Челябинск, 2017. – С. 43-47.

17. Коваленко А.А Основы объемного гидравлического привода строительных и дорожных машин / А.А. Коваленко, В.И. Соколов, П.Е. Уваров, В.В. Пазин. – Луганск: ДонГАСА, 1999. – 138 с.

18. Кроль О.С. Методы и процедуры инженерного прогнозирования в станкостроении / О.С. Кроль, В.И. Соколов. – Северодонецк: ВНУ им. В. Даля. – 2017. – 116с.

19. Кроль О.С., Соколов В.И. Методы и процедуры рационального выбора в станкостроении. – Северодонецк: ВНУ им. В. Даля. – 2017. – 112 с.

20. Соколов В.И., Гідравліка / В.И. Соколов, О.С. Кроль, О.В. Єпіфанова. – Северодонецк: СТУ ім. В. Даля. – 2017. – 160 с.

21. Соколов В.И. Исследование течения жидкости в микроззорах с граничным изменением вязкости / В.И. Соколов, Ю.Б. Рассказова // Вісн. Східноукр. націон. ун-ту ім. В. Даля. – 2016. – №2 (226). – С. 20-25.

## Transfer Functions for Shearing Stress in Non-Stationary Fluid Friction

Sokolov V.

Volodymyr Dahl East Ukrainian National University  
Severodonetsk, Ukraine  
[sokolov.snu.edu@gmail.com](mailto:sokolov.snu.edu@gmail.com)

**Abstract.** In the operator form, a dependence is obtained for the shearing stress for nonstationary fluid friction. The transfer functions for the shearing stress of the velocity of the moving element and the pressure gradient are determined. Based on the analysis of amplitude-frequency characteristics, the boundaries of a quasi-stationary approach are established for calculating the forces of nonstationary viscous friction on moving elements of hydraulic devices.

To calculate the shearing stress, considering the effect of the inertia of the flow structure, we consider a non-stationary plane laminar motion of an incompressible fluid in the gap between a moving and a fixed element in a Cartesian coordinate system. The solution of the equation of motion in partial derivatives is fulfilled using the Laplace transform.

Estimation of the boundaries of the quasi-stationary approach to the calculation of the forces of nonstationary viscous friction is made from the amplitude-frequency characteristics of vibrations of the moving element and the pressure gradient. As the boundaries of quasi-stationarity, the frequencies at which the amplitude changes by more than 5% are adopted.

Approximate transfer functions for the nonstationary shearing stress are proposed, which allow us to establish the connection between the originals in the form of ordinary linear differential equations.

**Keywords:** fluid friction, shearing stress, equation of motion, kinematic viscosity, Laplace transform, transfer function, amplitude-frequency characteristic

# О прочности панелей специальных автотранспортных средств при кратковременном динамическом нагружении

Коган Е.А.  
Московский политехнический университет  
Москва, Россия  
kogan\_ea@mail.ru

Юрченко А.А.  
Дипломатическая академия МИД РФ  
Москва, Россия  
AYrCh@yandex.ru

**Аннотация.** Реализован алгоритм решения задачи о динамической реакции трехслойных пластин конечного прогиба, моделирующих панели некоторых автотранспортных средств, при кратковременном нагружении различными нестационарными воздействиями. Проведено численное исследование напряженно – деформированного состояния и прочности трехслойных пластин и проанализировано влияние геометрических и жесткостных параметров в широком диапазоне их изменения.

**Ключевые слова:** трехслойные пластины, геометрически нелинейная теория, динамическое нагружение, напряженно – деформированное состояние и прочность.

## ВВЕДЕНИЕ

Одним из перспективных направлений развития высококомбинированных транспортных средств является разработка модульных комплексов на базе обитаемых кузовов – контейнеров многоцелевого назначения [1- 3]. Они могут перевозиться всеми возможными видами транспорта, в частности, автомобилями повышенной проходимости, и должна быть обеспечена их прочность при широком спектре воздействий, в том числе и воздействиях взрывов

большой интенсивности. Несущие панели кузовов – контейнеров представляют собой трехслойные пластины с двумя тонкими упругими слоями, соединенными слоем маложесткого заполнителя, податливого на поперечный сдвиг. Расчету несущей способности таких конструкций посвящена немногочисленная литература [4-6].

## ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Вынужденные колебания трехслойных пластин конечного прогиба несимметричной структуры по толщине с жестким трансверсально изотропным заполнителем, податливым на поперечный сдвиг, и изотропными несущими слоями, описываются системой нелинейных дифференциальных уравнений в частных производных относительно разрешающих функций перемещений и усилий [7,8], в которых учтены также начальные неправильности формы координатной поверхности, поперечные инерционные силы и внешнее демпфирование. Эта система уравнений, являющаяся обобщением классических уравнений Феппля – Кармана геометрически нелинейной теории однослойных пластин, имеет вид

$$\Delta \Delta F = Eh \left[ \left( \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x \partial y} \right)^2 - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} + 2 \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x \partial y} \cdot \frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} \cdot \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \right] \quad (1)$$

$$D \left( 1 - \frac{gh^2}{\beta} \Delta \right) \Delta \Delta \chi - \left( \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \right) \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} - \left( \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} \right) \cdot \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} + 2 \left( \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y} \right) \frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} = q - \rho h \left( \frac{\partial^2}{\partial t^2} + \varepsilon \frac{\partial}{\partial t} \right) \left( 1 - \frac{h^2}{\beta} \Delta \right) \chi. \quad (2)$$

В уравнениях (1), (2)  $w(x, y, t) = \bar{w}(x, y, t) + w_0(x, y)$  – полный прогиб,  $w_0(x, y)$  – начальный прогиб, характеризующий отклонение пластины от идеальной формы,  $\bar{w}(x, y, t)$  – дополнительный прогиб, выражающийся через разрешающую функцию перемещений  $\chi$  известным в теории трехслойных пластин соотношением:

$$\bar{w} = \left( 1 - \frac{h^2}{\beta} \Delta \right) \chi,$$

$F$  – функция усилий, связанная с полными нормальными удельными усилиями в пластине соотношениями

$$N_{11} = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2}, \quad N_{22} = \frac{\partial^2 F}{\partial x^2}, \quad N_{12} = -\frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y},$$

$\mathcal{E}$  - коэффициент демпфирования среды,  $q = q(x, y, t)$  - внешняя нагрузка, приложенная к первому, несущему слою ( $q > 0$ , если направлена в положительном направлении оси  $z$ ),  $h = \sum_{k=1}^3 h_k$  - полная толщина пластины ( $h_k$  - толщина  $k$ -го слоя, ( $k = 1, 2, 3$ ),  $h_3 = 2c$  - толщина заполнителя),  $E = \frac{1 - \nu^2}{h} \sum_{k=1}^3 \frac{E_k h_k}{1 - \nu_k^2}$  - осредненный модуль упругости трехслойного пакета,  $\nu = \sum_{k=1}^3 \frac{E_k h_k \nu_k}{1 - \nu_k^2} \left( \sum_{k=1}^3 \frac{E_k h_k}{1 - \nu_k^2} \right)^{-1}$  - приведенный коэффициент Пуассона,  $E_k, \nu_k$  - модуль упругости и коэффициент Пуассона  $k$ -го слоя,  $D = \frac{Eh^3}{12(1 - \nu^2)} \eta_3$  - изгибная жесткость трехслойного пакета,  $\rho h = \sum_{k=1}^3 \rho_k h_k$  ( $\rho_k$  - удельная плотность материала  $k$ -го слоя),  $\beta = \frac{12G_{iz}^3 t_3 (1 - \nu^2)}{E \eta_1}$  - параметр, характеризующий жесткость заполнителя на поперечный сдвиг ( $G_{iz}^3$  - модуль поперечного сдвига заполнителя ( $i = 1, 2$ )),  $\mathcal{G} = \frac{\eta_1 \eta_3 - \eta_2^2}{\eta_1 \eta_3}$  - параметр, характеризующий относительно

$$q^* = \Delta P = \begin{cases} 0 & \text{при } t < t_0, \\ \Delta P_{обм} \frac{t_0 + 2\tau_{обм} - t}{\tau_{обм}} & \text{при } t_0 \leq t \leq t_0 + \tau_{обм}, \\ \Delta P_{обр} \frac{t_0 + \tau_+ - t}{\tau_+ - \tau_{обм}} & \text{при } t_0 + \tau_{обм} \leq t \leq t_0 + \tau_+, \\ 0 & \text{при } t \geq t_0 + \tau_+, \end{cases}$$

Параметры воздействия ударной волны на плоскую преграду конечных размеров:  $\tau_+$  - продолжительность фазы сжатия ударной волны;  $\tau_{обм}$  - время от начала отражения ударной волны до начала установления режима обтекания;  $t_0$  - время от момента взрыва до начала взаимодействия ударной волны с преградой (момент касания фронта волны ближайшей к месту взрыва точки преграды);  $\Delta P_{обм}$  - давление в момент установления режима обтекания;  $\Delta P_{обр}$  - максимальное давление отражения, действующее в момент времени  $t_0$  на поверхность пластины, определялись по методике расчета конструкций сооружений на воздействие взрыва, приведенной в работе [9].

По имеющимся экспериментальным данным для характерных расстояний от центра заряда взрывчатого вещества (ВВ) до преграды 1 – 3 м и для зарядов ВВ массой 0,2 – 1,5 кг время действия ударной волны составляет порядка 0,002 сек. [3]. Оно значительно больше времени распространения волны возмущения по толщине трехслойной пластины (последнее составляет для геометрических и массовых параметров трехслойных пластин, рассматриваемых в работе в среднем  $1,5 \cdot 10^{-5}$  сек.).

ную изгибную жесткость несущих слоев.  $\gamma_k, t_k$  - безразмерные жесткостные характеристики и безразмерные толщины слоев ( $k = 1, 2, 3$ ), через которые выражаются все остальные коэффициенты:

$$\gamma_k = \frac{E_k h_k}{1 - \nu_k^2} \left( \sum_{k=1}^3 \frac{E_k h_k}{1 - \nu_k^2} \right)^{-1}, \quad t_k = \frac{h_k}{h}.$$

Граничные условия для свободно опертой по контуру пластины могут быть записаны в виде

$$F = \Delta F = \chi = \Delta \chi = \Delta \Delta \chi = 0. \quad (3)$$

Начальные условия:

$$\bar{w}|_{\tau=0} = \bar{w}_0, \quad \frac{d\bar{w}}{d\tau}|_{\tau=0} = 0. \quad (4)$$

Рассматривались два случая нестационарного воздействия на пластину:

- ступенчатый (прямоугольный) импульс малой интенсивности, но относительно большой длительности по времени. Таким воздействием может моделироваться воздействие сильного взрыва на большом удалении от объекта.

- кратковременная динамическая нагрузка, меняющаяся по времени по кусочно-линейному закону. Таким законом изменения нагрузки может моделироваться, например, воздействие наземного взрыва заряда взрывчатого вещества под днищем автомобиля [9]. Суммарное давление, действующее при этом на несущий слой пластин, вычислялось по формуле

$$\begin{aligned} &\text{при } t < t_0, \\ &\text{при } t_0 \leq t \leq t_0 + \tau_{обм}, \\ &\text{при } t_0 + \tau_{обм} \leq t \leq t_0 + \tau_+, \\ &\text{при } t \geq t_0 + \tau_+, \end{aligned} \quad (5)$$

Поэтому волновыми процессами распространения деформаций в пластине пренебрегается.

#### РЕШЕНИЕ НАЧАЛЬНО – КРАЕВОЙ ЗАДАЧИ

Решение нелинейной задачи (1-5) строилась методом Бубнова - Галеркина с использованием многочленной аппроксимации искомым функций

$$\begin{aligned} F &= \sum_i \sum_j F_{ij}(t) \sin \frac{i\pi x}{a} \sin \frac{j\pi y}{b}, \\ \chi &= \sum_i \sum_j \chi_{ij}(t) \sin \frac{i\pi x}{a} \sin \frac{j\pi y}{b}, \\ w_0 &= \sum_i \sum_j w_{0ij} \sin \frac{i\pi x}{a} \sin \frac{j\pi y}{b}, \end{aligned} \quad (6)$$

где  $i, j$  - числа полуволн соответственно вдоль сторон  $a$  и  $b$  пластины.

Применяя к уравнениям (1), (2) по пространственным координатам процедуру ортогонализации Бубнова, и переходя к безразмерным переменным

$$\bar{\chi}_{ij} = \frac{\chi_{ij}}{h}, \quad \bar{W}_{oij} = \frac{W_{oij}}{h}, \quad \bar{F}_{ij} = \frac{F_{ij}}{Eh^3}, \quad x_0 = \frac{x}{a},$$



$$y_0 = \frac{y}{b}, \quad \tau = \frac{C_* t}{a}, \quad q^* = \frac{q}{E} \left( \frac{b}{h} \right)^2, \quad C_* = \sqrt{\frac{E}{\rho}}.$$

ни и нелинейных алгебраических уравнений в безразмерной форме:

после интегрирования приходим к системе нелинейных обыкновенных дифференциальных уравнений по време-

$$\sum_i \sum_j \left\{ \frac{d^2 \bar{\chi}_{ij}}{d\tau^2} + A_1 \frac{d\bar{\chi}_{ij}}{d\tau} + A_2 \left[ \left( \frac{i}{\lambda} \right)^2 + j^2 \right] \bar{\chi}_{ij} \right\} I_{1,mi} I_{2,nj} - A_3 \sum_i \sum_j \sum_k \sum_l \left\{ (i^2 l^2 + j^2 k^2) I_{3,mik} I_{4,njl} - 2ijk l \cdot I_{5,mik} \cdot I_{6,njl} \right\} \times$$

$$\times (\beta_{ij} \bar{\chi}_{ij} \bar{F}_{kl} + \bar{w}_{oij} \bar{F}_{kl}) - \sum_i \sum_j \frac{1}{\beta_{ij}} A_4 \lambda I_{7,mm} \bar{q} = 0, \quad (m, n = 1, 2, \dots)$$

$$\sum_i \sum_j \left[ \left( \frac{i}{\lambda} \right)^2 + j^2 \right] I_{1,mi} I_{2,nj} \bar{F}_{ij} + \frac{1}{4\pi^2 \lambda^2} \sum_i \sum_j \sum_k \sum_l \left\{ \beta_{ij} I_{3,mik} I_{4,njl} \times [i^2 l^2 \beta_{kl} \bar{\chi}_{ij} \bar{\chi}_{kl} + (i^2 l^2 + j^2 k^2) \bar{w}_{0,kl} \bar{\chi}_{ij}] - \right.$$

$$\left. - ijk \Pi_{5,mik} I_{6,njl} (\beta_{kl} \bar{\chi}_{ij} \bar{\chi}_{kl} + 2\bar{w}_{0,kl} \bar{\chi}_{ij}) \right\} = 0. \quad (m, n = 1, 2, \dots)$$

Знак суммы  $\sum_i \sum_j$ , перед каждым уравнением означает, что под данным уравнением понимается система  $ij$  таких уравнений. Величины  $I_{1,mi}, \dots, I_{6,njl}$  - интегралы метода Бубнова. Полученная система нелинейных дифференциальных уравнений совместно с начальными условиями редуцировалась к нормальной и интегрировалась методом Кутта-Мерсона. На каждом шаге по времени решалась алгебраическая система для определения  $\bar{F}_{ij}$ , что

позволяло формировать правые части уравнений нормальной системы и находить значение функций  $\bar{\chi}_{ij}$  и  $\bar{W}_{ij}$  в следующие моменты времени.

#### ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛОВЫХ ФАКТОРОВ

Тангенциальные удельные усилия, удельные изгибающие и крутящие моменты и по ним напряжения в слоях трехслойной пластины несимметричного строения при принятых допущениях определяются согласно [7] по формулам:

$$N_{ij}^1 = N_{ij} \gamma_1 + \frac{Eh^2}{2(1-\nu^2)} \gamma_1 \{ (t_3 - c_{12}) [(1-\nu)\alpha_{ij} + \delta_{ij} \nu \alpha_{kk}] + (c'_{13} - c_{13}) [(1-\nu)\kappa_{ij} + \delta_{ij} \nu \kappa_{kk}] \},$$

$$N_{ij}^2 = N_{ij} \gamma_2 - \frac{Eh^2}{2(1-\nu^2)} \gamma_2 \{ (t_3 + c_{12}) [(1-\nu)\alpha_{ij} + \delta_{ij} \nu \alpha_{kk}] + c''_{13} + c_{13} [(1-\nu)\kappa_{ij} + \delta_{ij} \nu \kappa_{kk}] \},$$

$$N_{ij}^3 = N_{ij} \gamma_3 - \frac{Eh^2}{2(1-\nu^2)} \gamma_3 \{ c_{12} [(1-\nu)\alpha_{ij} + \delta_{ij} \nu \alpha_{kk}] + c_{13} [(1-\nu)\kappa_{ij} + \delta_{ij} \nu \kappa_{kk}] \},$$

$$M_{ij}^1 = \frac{1}{2} h N_{ij} \gamma_1 t_1 + \frac{Eh^3}{4(1-\nu^2)} \gamma_1 t_1 \{ (t_3 - c_{12}) [(1-\nu)\alpha_{ij} + \nu \delta_{ij} \alpha_{kk}] + (\frac{4}{3} t_1 + t_3 - c_{13}) \times$$

$$\times [(1-\nu)\kappa_{ij} + \nu \delta_{ij} \kappa_{kk}] \}, \quad (i, j=1, 2)$$

$$M_{ij}^2 = \frac{1}{2} h N_{ij} \gamma_2 t_2 + \frac{Eh^3}{4(1-\nu^2)} \gamma_2 t_2 \{ (t_3 + c_{12}) [(1-\nu)\alpha_{ij} + \nu \delta_{ij} \alpha_{kk}] + (\frac{4}{3} t_2 + t_3 + c_{13}) [(1-\nu)\kappa_{ij} + \nu \delta_{ij} \kappa_{kk}] \}$$

$$M_{ij}^3 = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \gamma_3 t_3 [(1-\nu)(\alpha_{ij} + \kappa_{ij}) + \nu \delta_{ij} (\alpha_{kk} + \kappa_{kk})],$$

$$H_{ij}^3 = \frac{1}{2} h N_{ij} \gamma_3 t_3 + \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \gamma_3 t_3^2 [(1-\nu)(\alpha_{ij} + \kappa_{ij}) + \nu \delta_{ij} (\alpha_{kk} + \kappa_{kk})].$$

Здесь  $\alpha_i$  - углы сдвига несущих слоев друг относительно друга  $\alpha_{ij} = 0,5 (\alpha_{i,j} + \alpha_{j,i})$ ,  $\alpha_{kk} = \alpha_{11} + \alpha_{22}$ ,  $\kappa_{ij} = -\bar{w}_{,ij}$ ,  $\kappa_{kk} = \kappa_{11} + \kappa_{22}$ ,

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1 & \text{при } i = j, \\ 0 & \text{при } i \neq j \end{cases} \text{ - символ Кронекера.}$$

Символы после запятой означают дифференцирование по соответствующей координате.

Напряжения поперечного сдвига в заполнителе определяются по формулам

$$\sigma_{iz}^3 = G_{iz}^3 \alpha_i = G_{iz}^3 \frac{\partial a}{\partial x_i},$$

где  $\alpha_i$  - углы поворота нормали в заполнителе, дополнительные к углам поворота нормали в несущих слоях, то есть углы сдвига несущих слоев друг относительно друга. С учетом связи между  $\alpha_i$  и векторным потенциалом

$$\text{функции поперечных сдвигов } \alpha_i = \frac{\partial a}{\partial x_i} = -\frac{\eta_2}{\eta_1} \frac{h^2}{\beta} \frac{\partial}{\partial x_i} (\Delta \chi)$$

расчетные формулы для определения безразмерных напряжений поперечного сдвига в заполнителе запишутся в виде

$$\bar{\sigma}_{1z}^3 = \frac{\sigma_{1z}^3}{G_{1z}^3} = \frac{\pi^3 \eta_2 t_3^2}{\beta \eta_1 \lambda} \left(\frac{h}{b}\right)^3 \sum_i \sum_j \bar{\chi}_{ij} i \left[ \left(\frac{i}{\lambda}\right)^2 + j^2 \right] \cos i \pi x_0 \sin j \pi y_0,$$

$$\bar{\sigma}_{2z}^3 = \frac{\sigma_{2z}^3}{G_{2z}^3} = \frac{\pi^3 \eta_2 t_3^2}{\beta \eta_1 \lambda} \left(\frac{h}{b}\right)^3 \sum_i \sum_j \bar{\chi}_{ij} j \left[ \left(\frac{i}{\lambda}\right)^2 + j^2 \right] \sin i \pi x_0 \cos j \pi y_0.$$

Приведенные соотношения дают полное описание напряженно - деформированного состояния в трехслойной пластине.

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Некоторые результаты численных расчетов при воздействии кучочно – линейного импульса приведены ниже на графиках. Прежде всего, была выполнена оценка сходимости решения по сходимости частичных сумм рядов. Достоверность расчетов проверялась варьированием шага интегрирования дифференциальных уравнений.

При действии кусочно – линейного импульса расчеты выполнены для трехслойных пластин, геометрические и жесткостные параметры которых для основного варианта соответствуют секциям реального объекта (пластины с относительной толщиной  $h/b=0,1$ : несущие слои толщиной  $h_1 = 0,20$  см,  $h_2 = 0,15$  см, заполнитель толщиной  $h_3 = 5,65$  см; модули упругости несущих слоев  $E^{(1)} = E^{(2)} = 7 \cdot 10^4$  МПа, в заполнителе модуль упругости варьировался в пределах от  $E^{(3)} = 40$  МПа до  $E^{(3)} = 1500$  МПа). Рассматривались также пластины, имеющие достаточно большие размеры в плане ( $a = b = 200$  см,  $h/b \approx 0,033$ ).

Существенное влияние на характеристики реакции пластины оказывают расстояние от точки взрыва до пластины, относительная толщина пластины, относительное удлинение, изгибная жесткость несущих слоев и жесткость заполнителя на сдвиг.

Так, уменьшение относительной толщины пластины за счет увеличения ее линейных размеров в плане приводит к существенному увеличению максимальных прогибов. Но при импульсном воздействии прогибы возрастают от-

носительно меньше, чем при статическом нагружении, а именно примерно пропорционально квадрату линейного размера, что согласуется с известными данными для однослойных пластин.

Увеличение изгибной жесткости несущих слоев приводит к уменьшению  $\bar{w}_{max}$  (см. рис. 1). На рис. 2 показано влияние поперечной сдвиговой жесткости заполнителя на  $\bar{w}_{max}$ . При этом варьировались значения модуля упругости заполнителя  $E^3$  в пределах от 40 до 1500 МПа. Как видно, уменьшение  $E^3$  приводит к резкому возрастанию прогибов. С ростом жесткости заполнителя возрастают скорость достижения  $\bar{w}_{max}$  и частота колебаний.

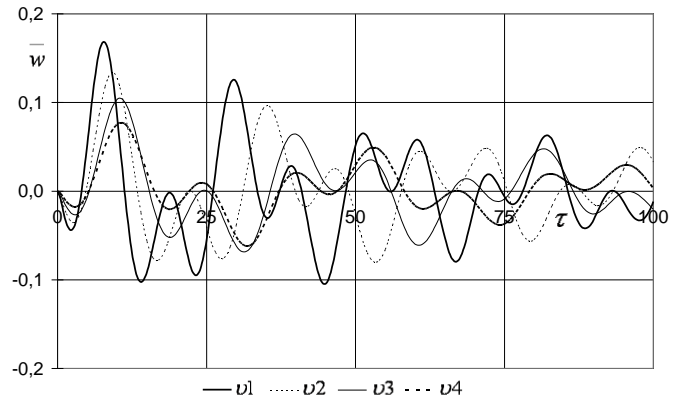


Рис. 1. Зависимость максимального прогиба в центре пластины от изгибной жесткости несущих слоев и времени

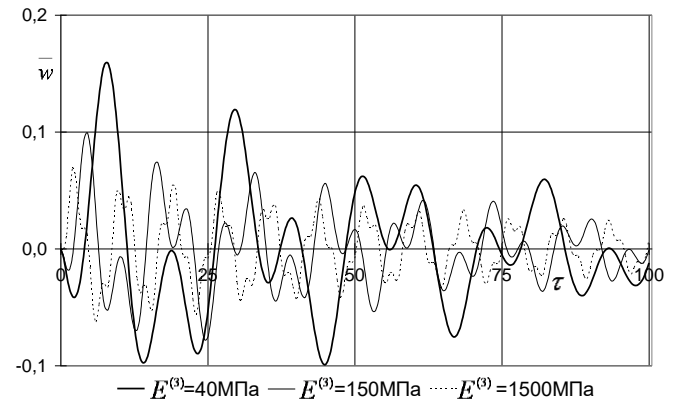


Рис. 2. Влияние жесткости заполнителя на сдвиг

Анализ размерных напряжений показывает, что в несущих слоях напряжения не превосходят значения допускаемых напряжений.

В заполнителе нормальные усилия и соответствующие мембранные напряжения существенно меньше, чем в несущих слоях (рис. 3,4). Но именно напряжения поперечного сдвига  $\sigma_{iz}^3$  и максимальные мембранные и изгибные напряжения в среднем слое  $\bar{\sigma}_{ij(N)}^{(3)}, \bar{\sigma}_{ij(M)}^{(3)}$

могут оказаться определяющими с точки зрения прочности всей конструкции, так как для материалов заполнителя, например, для используемого при изготовлении обитаемых кузовов – контейнеров многоцелевого назначения пенополиуретана ППУ-314, допускаемые напряжения очень невелики. При этом максимальные напряжения поперечного сдвига  $\sigma_{iz}^3$ , как видно из приведенных формул, достигаются на граничном контуре пластины.

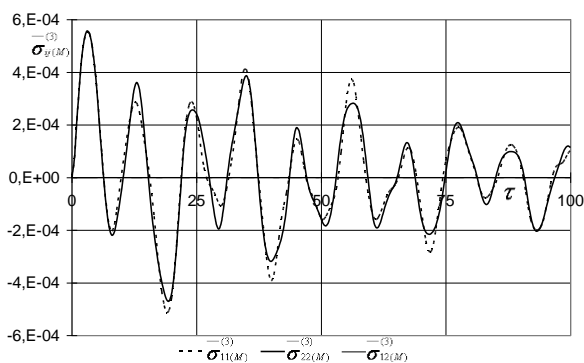


Рис. 3. Зависимость изгибных напряжений от времени в заполнителе

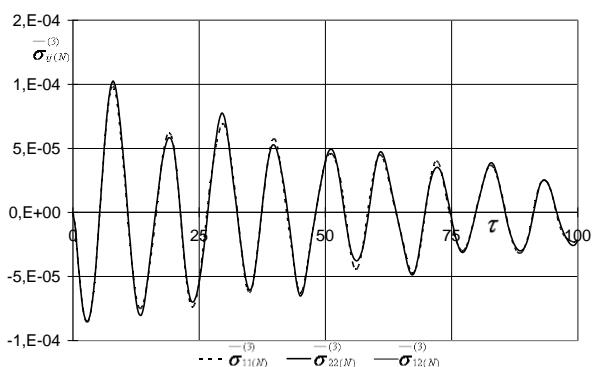


Рис. 4. Зависимость мембранных напряжений от времени в заполнителе

#### Выводы

Проведено численное исследование напряженно – деформированного состояния и прочности трехслойных пластин, моделирующих панели специальных автотранспортных средств, и проанализировано влияние геометрических и жесткостных параметров в широком диапазоне их изменения.

Результаты расчетов показывают, что при кратковременном нестационарном нагружении определяющими с точки зрения прочности всей конструкции являются напряжения поперечного сдвига и максимальные изгибные напряжения в заполнителе.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Еремин В.И. Нормирование прочности обитаемых кузовов-контейнеров многоцелевого назначения / В.И. Еремин, Е.А. Коган, Е.И. Котыга, Н.А. Кулаков, Б.Н. Мальковский, С.Г. Сальков // Международное научно-техническое совещание по динамике и прочности автомобиля: тезисы докл. (Москва, 5-8 декабря 1994 г.). – Москва, 1994. – С. 39-41.
2. Еремин В.И. Методика оценки долговечности несущей системы автомобиля при транспортировке кузова – контейнера / В.И. Еремин, Л.Ю. Семеникова // Материалы IX Международной научно-технической конференции по динамике и прочности автомобиля: тезисы докл. (15-17 марта 2005 г.). Под ред. чл.-корр. РАН Э.И. Григолюка. – М.: МГТУ ‘МАМИ’. С. 129-135.
3. Кулаков Н.А. Воздействие динамической нагрузки на наземные транспортные средства / Н.А. Кулаков // Избранные проблемы прочности современного машиностроения: сборник научных статей, посвященный восьмидесятипятилетию члена-корреспондента Российской академии наук Эдуарда Ивановича Григолюка (1923-2005). – М.: ФИЗМАТЛИТ. – С. 150-156.
4. Юрченко А.А. Нелинейное деформирование трехслойных пластин при кратковременном динамическом нагружении / А.А. Юрченко // Конкурс молодых ученых: тезисы докл. (11-16 октября 2006 г.) Под редакцией акад. РАН Г.Г.Черного, проф. В.А.Самсонова. – Москва, 2007. – С. 304-310.
5. Коган Е.А. Нелинейные колебания защемленных по контуру трехслойных пластин / Е.А. Коган, А.А. Юрченко // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2010. – №5. – С. 25-34.
6. Коган Е.А. Нелинейное деформирование защемленных по контуру трехслойных пластин при импульсном нагружении / Е.А. Коган, А.А. Юрченко // Избранные проблемы прочности современного машиностроения: сб. научн. тр., посвященный восьмидесятипятилетию члена-корреспондента Российской академии наук Эдуарда Ивановича Григолюка (1923-2005). – Москва, 2010. – С. 110-123.
7. Григолюк Э.И. Теория упругих трехслойных конструкций в нелинейной постановке / Э.И. Григолюк, П.П. Чулков // Расчеты элементов авиационных конструкций: сб. научн. тр. – М.: Машиностроение, 1965. – Вып. 4. – С. 99-133.
8. Григолюк Э.И. Устойчивость и колебания трехслойных оболочек / Э.И. Григолюк, П.П. Чулков. – М.: Машиностроение, 1973. – 172 с.
9. Динамический расчет сооружений на специальные воздействия. Справочник проектировщика. Под ред. Коренева Б.Г., Рабиновича И.М. – М.: Стройиздат, 1981. – 215 с.

# On the Strength of the Panels Special Motor Vehicles Under Short Term Dynamic Loading

Kogan E.A.

Moscow Polytechnic University  
Moscow, Russian Federation  
kogan\_ea@mail.ru

Yurchenko A.A.

Diplomatic Academy of the Ministry of Foreign Affairs of  
Russia  
Moscow, Russian Federation  
AYrCh@yandex.ru

*Summary.* The problem algorithm of final deflection sandwich plates' modeling panels of some vehicles dynamic reaction at short-term loading by various non-stationary influences is realized. The numerical research of stress-strain state and strength of sandwich plates is carried out and influence of geometrical and the stiffness parameters in their change wide range is analyzed.

*Keywords:* sandwich plates, geometrically nonlinearity theory, dynamic violation, stress-strain state and strength, the dynamic reaction of a sandwich plate, final deflection of a plate, stiffness parameters.

# Расчётно-аналитическая оценка параметров рабочего цикла бескривошипного и кривошипно-шатунного двигателей в сходственных условиях нагружения

Шароглазов Б.А., Подседов К.Д.

Южно-уральский государственный университет  
Челябинск, Россия  
G389@mail.ru, kirt747474@gmail.com

Куанышев М.К.

Актюбинский региональный университет  
им. К. Жубанова  
Актобе, респ. Казахстан  
k.murat-57@mail.ru

**Аннотация.** В статье применительно к сходственным условиям использования (идентичность условий реализации цикла, вид топлива, одинаковость индикаторных работ циклов, величины степеней сжатия, коэффициентов избытка воздуха и др.) двухтактных ДВС с КШМ и двухтактных бескривошипных, обладающих одинаковыми конструктивными параметрами (в частности, диаметром цилиндра, ходом поршня), делается сравнительная оценка показателей, характеризующих их рабочий цикл и индикаторные параметры каждого из двигателей (в частности, по величине индикаторных тангенциального и окружного усилий, крутящего момента и индикаторной мощности). Делается заключение, что, применительно к сходственным условиям использования, формируемые в течении рабочего цикла этих машин индикаторные крутящие моменты не равны по величине. Индикаторный крутящий момент БПМ-двигателя с двухпериодной беговой дорожкой механизма преобразования движения превышает соответствующий момент ДВС с кривошипно-шатунным механизмом в два раза. Этот вывод распространяется и на соотношение индикаторных мощностей рассматриваемых тепловых машин.

**Ключевые слова:** бескривошипная поршневая машина-двигатель (БПМ; БПМ-двигатель); ДВС – двигатель внутреннего сгорания; КШМ – кривошипно-шатунный механизм; индикаторная работа цикла; индикаторный крутящий момент; индикаторная мощность.

Сегодня ДВС с КШМ получили наибольшее распространение. И это обусловлено высокими качествами их рабочего цикла, высокой экономичностью, относительно малой удельной массой, высокими значениями удельной габаритной мощности [1,2]. К одним из таких показателей относятся также их индикаторные крутящий момент и мощность. Названные качества кривошипно-шатунных двигателей сохраняются за ними ещё на длительный период. Вместе с тем, в настоящее время известны иные конструктивные схемы поршневых ДВС, которые, не исключено, в относительно недалёком времени смогут потеснить столь распространённые ДВС с КШМ. В частности, к таким могут быть отнесены предложенные в ЮУрГУ (НИУ, г. Челябинск), и защищённые соответствующими патентами, конструктивные схемы бескривошипных ДВС с механизмом преобразования возвратно-поступательного движения поршня во вращательное самого поршня или

соединённого с ним вала, воспринимающего нагрузку, см. например [3,4,5,6]. Одна из таких схем поясняется рис.1.

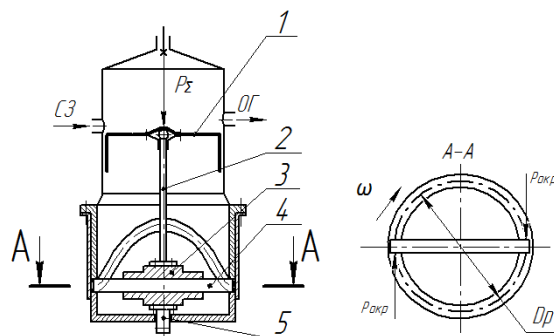


Рис. 1. Принципиальная схема БПМ-двигателя: 1 – поршень; 2 – шток МПД; 3 – каретка; 4 – ось каретки МПД; 5 – грузовой вал;  $P_{окр}$  – окружное усилие;  $D_p$  – диаметр средней линии БД (в проекции на горизонтальную плоскость); СЗ, ОГ – направления движения свежего заряда и выпускных газов соответственно

БПМ-двигатель, по сравнению с кривошипно-шатунными ДВС, обладает рядом преимуществ. Одно из них в том, что МПД такого двигателя исключает необходимость использования сложных и дорогих в производстве деталей. Таких, как коленчатый вал, шатуны. А, так как исключается необходимость применения шатунов, поршни (и гильзы цилиндров так же) освобождаются от действия сил перпендикулярных их поверхностям. По этой же причине конструкция поршня может быть существенно упрощена: он может иметь осесимметричную форму, что облегчит решение проблемы защиты поршня от тепловых и механических нагрузок, упростит технологию и затраты на его изготовления.

К другим важным преимуществам БПМ относится то обстоятельство, что конструктивный профиль БД (а она может быть многопериодной) механизма преобразования движения позволяет повысить число полных перемещений поршня, приходящихся на один оборот грузового вала. Иными словами – сократить продолжительность РЦ сохраняя его тактность  $\tau$  :

$$t_u = 30\tau/nN. \quad (1)$$

В записанном (1)  $\tau$  – коэффициент тактности;  $N$  – коэффициент периодичности – число периодов возвратно-поступательных (полных) перемещений поршня, приходящихся на один оборот грузового вала. Такой характер движения поршня (например, синусоидальный) может быть обеспечен МПД. И параметр  $N$  характеризует периодичность перемещений поршня ( $N=1$  соответствует двум полным перемещениям поршня, однопериодный характер движения;  $N=2$  – четырём полным перемещениям поршня, приходящимся на один оборот грузового вала, двухпериодный характер движения; или, в общем случае, может характеризоваться каким-либо другим, но целым, числом).

Сокращение продолжительности РЦ может быть рассмотрено как одно из эффективных средств форсирования ДВС по мощности при сохранении неизменным среднего индикаторного давления цикла и механических (отчасти и тепловых) нагрузок на детали.

Названные свойства БПМ-двигателей могут быть положены в основу существенного улучшения их массогабаритных, ценовых и энергетических показателей по сравнению с показателями ДВС с КШМ.

Преимущества БПМ-двигателей позволяет выявить расчётно-аналитическая оценка их некоторых параметров в сходственных условиях использования при сходственных значениях с конструктивными параметрами ДВС с КШМ. Под сходственными условиями использования, как уже отмечалось, понимается равенство численных значений параметров, характеризующих нагрузку. Прежде всего: коэффициента избытка воздуха, вида топлива, параметров состояния РТ на входе во впускной коллектор ДВС, степени сжатия, индикаторной работы РЦ. Сходственность в конструктивных параметрах определяется, главным образом, численными значениями размеров цилиндра и поршня (их диаметрами, полным ходом поршня, величиной относительного хода,  $S/D$ ; степенью сжатия). Строго говоря и – кинематикой перемещения поршня. Она (кинематика поршня) в БПМ-двигателе может быть обеспечена точно такой, как и в ДВС с КШМ. В рассматриваемом случае, для снижения трудоёмкости вычислений, авторами полагалось, что текущее перемещение поршня, формируемое профилем БД МПД, следует выражению, см. например [ 6,7]:

$$S = \frac{S_n}{2} \cdot (1 - \cos 2\alpha) = \frac{S_n}{2} \cdot 2 \sin^2 \alpha = S_n \sin^2 \alpha,$$

в котором  $S_n$  – полное перемещение поршня,  $\alpha$  – текущее значение угла поворота грузового вала.

Для численной оценки перемещений поршня в ДВС с КШМ использовались хорошо известные из литературных источников соотношения, см. например [8,9]:

$$S = r \cdot \left[ 1 + \frac{1}{\lambda} - \left( \cos \alpha + \frac{1}{\lambda} \cdot \sqrt{1 - \lambda^2 \cdot \sin^2 \alpha} \right) \right],$$

в котором  $\lambda = r/L$  – отношение радиуса кривошипа к длине шатуна (для массово распространённых кривошипно-шатунных двигателей параметр  $\lambda$  находится в пределах 0,24...0,28).

В качестве примера для полного перемещения поршня равного 82 мм (для БПМ-двигателя и ДВС с КШМ) на рис.2 а) приведен характер протекания текущих значений  $S$  в функции угла поворота грузового и коленчатого валов

соответственно. Отметим, что начальные значения аргументов  $\alpha_B$  и  $\alpha_K$ , соответствующих характерным положениям поршней в начале РЦ (т.е. их положениям в НМТ), приняты равными 90 и 180 град. ПГВ и КВ соответственно.

Анализ рис. 2а, на первый взгляд, не позволяет сделать заключения о сходственности кинематики движения поршней: одинаковые значения текущих (и полных) перемещений  $S_a$  и  $S_b$  достигаются при разных углах поворота грузового и коленчатого валов. Это обстоятельство объясняется различной (оцениваемой в градусах поворота валов) продолжительностью циклов.

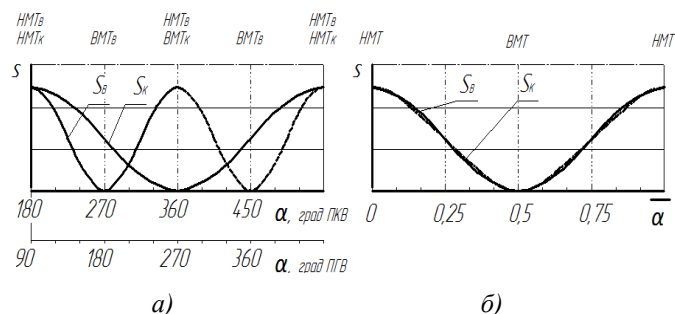


Рис. 2. Изменение перемещений поршня в период реализации РЦ в БПМ-двигателе и ДВС с КШМ: а) перемещение как функция угла поворота ГВ (БПМ-двигатель) и КВ (ДВС с КШМ); б) перемещение как функция относительного значения углов поворота ГВ и КВ

Вывод меняется, если текущие перемещения рассматривать как функцию относительных значений независимой переменной. Введём в рассмотрение аргумент  $\bar{\alpha}$ , независимую переменную, который с текущими значениями  $\alpha_B$  и  $\alpha_K$  связан соотношениями  $\bar{\alpha} = (\alpha_B - 90) / 180$  и  $\bar{\alpha} = (\alpha_K - 180) / 360$ . В этом случае текущие перемещения поршня, отображённые на рис. 2а, описываются практически совпадающими линиями, рис. 2б. Это позволяет сделать вывод о том, что в период реализации РЦ в ДВС рассматриваемого типа имеет место сходственность в кинематике движения поршней. И, таким образом, при равных значениях диаметра цилиндров, хода поршней и степеней сжатия (а следовательно, равных объёмов камер сгорания, рабочих и полных объёмов) может быть обеспечена конструктивная, кинематическая и динамическая сходственность условий работы рассматриваемых типов двигателей. Вариант такой схемы БПМ-двигателя приведен на рисунке 1. Она (схема) достаточно подробно описана авторами в [3, 7].

Названные обстоятельства делают возможным реализацию РЦ в сходственных условиях нагружения. В частности, за счёт обеспечения соответствующих (сходственных) значений коэффициента избытка воздуха, степени сжатия, параметров и условий смесеобразования и сгорания горючей смеси. Иными словами: может быть обеспечено термодинамическое подобие реализации РЦ двигателей и, как следствие, сходственность показателей их работы.

В двигателях с КШМ индикаторный крутящий момент создаётся тангенциальной силой, действующей перпендикулярно радиусу кривошипа коленчатого вала. Вектор силы вращается в плоскости перпендикулярной оси КВ и является функцией угла поворота вала и численного зна-

чения силы, действующей вдоль оси возвратно-поступательно движущегося и качающегося шатуна. Порядок определения этой силы подробно изложен в литературных источниках, см. например [8-12].

В двухтактном двигателе, если исключить из рассмотрения имеющие место механические потери, работу, производимую вектором этой силы в течении РЦ, можно отобразить соотношением  $L_{IK} = T2\pi r$ , в котором (в соответствии с принятыми условными обозначениями)  $T$  – среднее за цикл значение тангенциальной силы,  $r$  – радиус кривошипа.

В БПМ-двигателе, см. рис. 1, силы, действующие на поршень и детали, участвующие в возвратно-поступательном движении, передаются на шток и ось каретки МПД, расположенных перпендикулярно штоку. В связи с тем, что шток МПД совершает возвратно-поступательное движение вдоль оси цилиндра, передаваемое им усилие воспринимается цапфами оси каретки.

Воспринимаемое цапфами (и установленными на них роликами; ролики на рисунке не показаны) усилие, вследствие их контакта с наклонной поверхностью БД, в точке контакта формирует составляющую  $P_{окр}$  (окружное усилие). Линия действия  $P_{окр}$  перпендикулярна оси каретки и расположена в плоскости перпендикулярной оси цилиндра. Можно полагать, что точки контакта роликов оси каретки МПД с БД удалены от оси цилиндра на  $D_p/2$ . И, так как беговая дорожка неподвижна, это усилие побуждает каретку (и связанный с ней грузовой вал) к вращению.

В случае двухпериодной беговой дорожки ( $N=2$ ), исключив из рассмотрения механические потери и полагая действующее в течении РЦ окружное усилие  $P_{окр}$  средним, работу, производимую этим усилием за цикл, отобразим соотношением  $L_{IB} = P_{окр} \pi D_p = P_{окр} 2\pi r_p = 2P_{окр} \pi r_p$ , в котором  $r_p = D_p/2$  – реактивный радиус. Здесь есть смысл обратить внимание на то обстоятельство, что каждая из приведённых записей для  $L_{IB}$  является верной. Но более определённо сущностный смысл окружного усилия (см. рис.1) передаётся соотношением  $2P_{окр}\pi r_p$  (такая запись подчёркивает то обстоятельство, что на участке  $\pi r_p$ , равном линейной продолжительности РЦ, **работают две одинаковые по величине силы**, и точки приложения этих сил различны).

Сходственные условия нагружения (к одним из главных признаков относится равенство индикаторных работ циклов  $L_i$ , см. рис.3) при сходственных конструктивных параметрах двигателей могут быть отображены записью

$$L_i = L_{IK} = L_{IB} \quad (2)$$

Здесь считаем возможным отдельно оговорить то обстоятельство, что сходственность условий нагружения двигателей (в частности, характер изменения давлений РТ в течении цикла, равенство индикаторных работ циклов), а также и сходственность их конструктивных параметров (диаметра цилиндра, хода поршня, степени сжатия и др.), поясняются приведенными на рис.3 индикаторными « $p - V$ » диаграммами. И в то же время различия в фазовом, по углу поворота валов, характере (точнее – в способах реализации циклов) этих же самых двигателей иллюстрируются « $p - \alpha$ » диаграммами РЦ, см.рис.4. Применительно к названным рисункам (рис.3 и рис.4) при расчёте параметров (и соответствующем построении диаграмм) за начало отсчёта принято (в обоих случаях) положение поршня в НМТ (момент, соответствующий началу реализации РЦ в каждой из рассматриваемых схем ДВС).

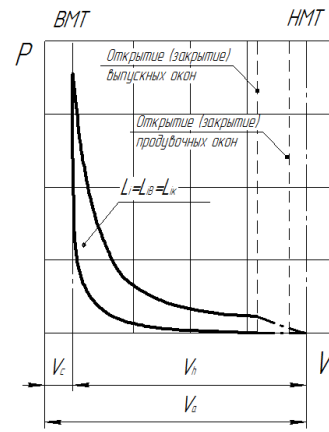


Рис. 3. Совмещённые индикаторные « $p - V$ » диаграммы двухтактных двигателей с КШМ и БПМ применительно к сходственным условиям нагружения и сходственным конструктивным параметрам:  $V_{ск} = V_{cb} = V_c$ ,  $V_{hk} = V_{hb} = V_h$ ,  $V_{ак} = V_{аб} = V_a$  – объём камеры сгорания, рабочий объём и полный объём цилиндров соответственно

Это условие, как уже отмечалось, соответствует равенству полных объёмов РТ ( $V_{ак} = V_{аб}$ ) при различных (по численным значениям) углах поворота коленчатого и грузового валов. Эти значения  $\alpha$ , как уже отмечалось, определяются числами: 180 град. ПКВ для ДВС с КШМ и 90 град. ПГВ для БПМ – двигателя.

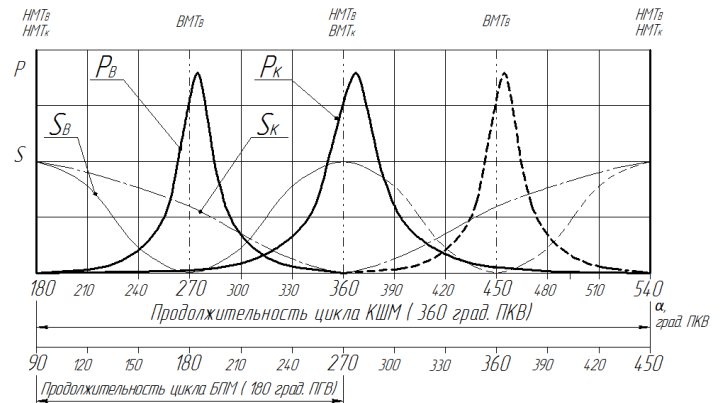


Рис. 4. Характер протекания индикаторных « $p - \alpha$ » диаграмм двигателей с КШМ и БПМ (с двухпериодной беговой дорожкой) в сходственных условиях реализации РЦ по двухтактной схеме:  $p_k$  – характер изменения давлений РТ для ДВС с КШМ,  $p_b$  – для БПМ;  $S$  – текущие перемещения поршней ( $S_K$  – для ДВС с КШМ,  $S_B$  – для БПМ)

На основании (2), опираясь на сказанное ранее относительно **индикаторных работ циклов**, реализуемых по двухтактной схеме в двигателях с КШМ и БПМ, получим:

$$T2\pi r = P_{окр} 2 \pi r_p = P_{окр} D_p \pi. \quad (3)$$

Из (3) вытекает (для случая равенства радиусов  $r = r_p$ ), что при сходственных условиях нагружения среднее за цикл значение окружного усилия, формируемого при реализации рабочего цикла БПМ-двигателя, равно по величине среднему значению тангенциальной силы в ДВС с кривошипно-шатунным механизмом.

Записанное (3) можно представить в ином виде, используя соотношения для средних значений индикаторных крутящих моментов, формируемых в течении РЦ в

БПМ-двигателе и ДВС с КШМ. Так как  $T r = M_{IK}$ , а  $P_{окр} D_p = M_{IB}$ , то из (3) следует

$$M_{IK} 2\pi = M_{IB} \pi \text{ или } M_{IB} = 2M_{IK}. \quad (4)$$

Иными словами: индикаторный крутящий момент БПМ-двигателя с двухпериодной БД в МПД, формируемый в течении цикла, при прочих равных условиях в два раза превышает момент двигателя с КШМ. В общем случае БД механизма преобразования движения может содержать, как уже отмечалось,  $N$  периодов. Для такого случая соотношение (4) переписывается в ином виде:  $M_{IB} = NM_{IK}$ . Учитывая, что мощность двигателя и крутящий момент связаны соотношением  $N = \omega M$  (в нём  $N$  – мощность,  $\omega$  – угловая скорость вращения коленчатого вала), для индикаторной мощности двигателя с КШМ справедливо  $N_{IK} = \omega M_{IK}$ . Аналогично для БПМ-двигателя  $N_{IB} = \omega M_{IB}$ . А так как  $M_{IB} = NM_{IK}$  (в этом выражении  $N$  – число периодов БД), то получаем  $N_{IB} = \omega NM_{IK} = N N_{IK}$ . Т.е. мощность бескривошипного двигателя, при оговоренных ранее **сходственных условиях использования**, в  $N$  раз превышает мощность двигателя с КШМ.

Таким образом, изложенное позволяет заключить, что в сходственных условиях использования (одинаковость индикаторной нагрузки, по величине индикаторной работы цикла; одинаковость основных конструктивных параметров, диаметра цилиндров, хода поршней, степени сжатия) ДВС с КШМ и БПМ-двигатели характеризуются близкими по величине тангенциальным (ДВС с КШМ) и окружным (БПМ) усилиями. Но развиваемый БПМ-двигателем индикаторный крутящий момент в  $N$  раз (применительно к МПД с двухпериодной БД – в два раза) превышает крутящий момент двигателя с КШМ. Этим обусловлено (при прочих равных условиях) и соответствующее повышение развиваемой БПМ-двигателем мощности.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Орлин А.С. Двигатели внутреннего сгорания. Конструкции и расчёт / А.С. Орлин, Д.Н. Вырубов, С.Г. Роганов, С.Е. Лебедев, Н.И. Костыгов, М.Г. Круглов, Ф.Ф. Симаков, М.М. Чурсин. – М.: Машгиз, 1955 г.
2. Шароглазов Б.А. Поршневые двигатели: Теория, моделирование и расчёт процессов / Б.А. Шароглазов, В.В. Шишков. – Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ, 2011 г.
3. Шароглазов Б.А., Пономарёв А.В., Иванов Г.И. Бесшатунный двигатель внутреннего сгорания // Патент России № 2057948 С1. 1996. Бюл. №10.
4. Шароглазов В.В., Клеменьев М.В., Пирогов Б.А. Бескривошипный двигатель внутреннего сгорания // Патент России №226381 С1. 2005. Бюл. №31.
5. Шароглазов Б.А., Ваганов В.Г. Бескривошипный двигатель внутреннего сгорания // Патент России №2156871 С1. 2000. Бюл. №27.
6. Шароглазов Б.А. Бескривошипная поршневая тепловая машина-двигатель / Б.А. Шароглазов, А.В. Гофман. – Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ, 2014.
7. Шароглазов Б.А. Особенности нагружения элементов механизма преобразования движения бескривошипной поршневой машины-двигателя / Б.А. Шароглазов, А.В. Гофман // Пром-Инжиниринг: сб. тр. Международной конф. (Челябинск-Новочеркасск, 22-23 октября 2015 г.). – Челябинск, 2015. – С. 129-136.
8. Кравчук А.С. Методика расчета напряженного состояния в плоскости кривошипа между шейками

коленчатого вала / А.С. Кравчук, А.И. Кравчук, И.А. Тарасюк // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. – 2017. – Т.5, №2. – С. 17-25. DOI: 10.24892/RIIE/20170203

9. Вибе И.И. Новое о рабочем цикле двигателей (скорость сгорания и рабочий цикл двигателя) / И.И. Вибе. – Свердловск: Машгиз, 1962.

10. Вихерт М.М. Конструкция и расчёт автотракторных двигателей / М.М. Вихерт, Р.П. Доброгаев, М.И. Ляхов, Ю.А. Степанов. – М.: Машиностроение, 1964.

11. Edward Abdo Power equipment engine technology. – Delmar: Cengage learning, 2011.

12. Мангушев В.А. Автомобильные двигатели / В.А. Мангушев, В.А. Лурье, И.В. Маркова. – М.: Машиностроение, 1985.



# Calculation-Analytical Estimation of the Working Cycle Parameters of the Crankless and Crank Engines Under Similar Loading Conditions

Sharoglazov B.A., Podsedov K.D.  
South Ural State University  
Chelybinsk, Russia

Kuanyshev M.K.  
Aktyubinsk Regional State University K. Zhubanov  
Aktyubinsk, Kazakhstan

**Abstract.** In the article, with reference to similar conditions of use (identical conditions for the realization of the cycle, the type of fuel, the identity of the indicator work of cycles, the magnitude of the compression ratios, the excess air coefficients, etc.) of two-stroke ICEs with CM and two-stroke crankless ones having the same design parameters (in particular, the diameter of the cylinder, the stroke of the piston), a comparative evaluation of the indicators characterizing their cycle and the indicator parameters of each of the engines (in particular, in terms of the indicator tangential and circumferential forces, torque and indicator power). It is concluded that, for similar conditions of use, the indicator torques formed during the working cycle of these machines are not equal in magnitude. The indicator torque

of the CLM-engine with a two-period running track of the motion conversion mechanism exceeds the corresponding torque of the internal combustion engine with a crank-rod mechanism by a factor of two. This conclusion also extends to the ratio of the indicator powers of the considered thermal machines.

**Keywords:** crankless piston machine-engine (CLM; CLM-engine); ICE - internal combustion engine; CM - the crank mechanism; indicator work of the cycle; indicator torque; indicator power.

# Создание обобщенного спектра нагружения при различных вариантах нагружения в эксплуатации

Петрова И.М., Гадолина И.В.  
ФГБУН РАН «Институт машиноведения»  
Москва, Россия,  
[impetr@mail.ru](mailto:impetr@mail.ru), [gadolina@mail.ru](mailto:gadolina@mail.ru)

**Аннотация.** Описываются методы построения обобщенного спектра нагружения, необходимого для оценки ресурса изделия, эксплуатируемого при различных режимах. Описана структура программного комплекса для первичной обработки процессов, а именно: дискретизация, разбиение на классы, выделение экстремумов, выделение полных циклов по методу дождя. Рассмотрена проблема обобщения данных гистограмм, имеющих разные интервалы карманов. Сравняются несколько методов решения данной проблемы, рассмотрены методические вопросы, связанные с суммированием чисел повторения событий в разных распределениях. На примере нагрузочных режимов детали железнодорожного состава рассмотрены особенности различных подходов. Приведены данные по распределениям амплитуд полных циклов для реальных примеров реализаций случайных процессов, записанных при различных условиях эксплуатации (варьировалась скорость движения состава).

**Ключевые слова:** ресурс, режимы нагружения, блок нагружения, методы схематизации, ядерная оценка, метод схематизации, полные циклы

## ВВЕДЕНИЕ

Согласно концепции жизненного цикла изделия (PLM management) разработчики и инженеры в машиностроительной отрасли рассматривают различные стадии проектирования и эксплуатации машин: от технического задания, через технический проект, проектирование и эксплуатацию (и утилизацию) [1], [2]. Как на стадии проектирования, так и на стадии эксплуатации применяются расчетные методы оценки долговечности при многоцикловом нагружении [3]. Для расчета на выносливость, оценки долговечности или остаточного ресурса необходимо располагать, в частности, информацией о нагруженности элементов конструкции в эксплуатации, которую формируют на основе экспериментальных исследований историй нагружения, а также расчетными методами, с учетом всех возможных режимов нагружения и действующих нагрузок.

## АКТУАЛЬНОСТЬ

Для более подробного и достоверного процесса регистрации нагрузок, на основании экспертных оценок выбираются характерные режимы эксплуатации. Это связано, в частности, с тем, что эксплуатационные процессы в большинстве случаев нестационарны. Каждый из выбранных на основании экспертных оценок режимов

характеризуется приблизительно постоянными параметрами эксплуатации (скорость, загрузка оборудования, режим работы – и т.д. в зависимости от объекта исследования). Большинство применяемых в настоящее время методов получения количественных расчетных характеристик нагруженности деталей основываются на замене реального случайного процесса, записанного путем тензометрирования некоторым схематизированным процессом, который по уровню вносимого усталостного повреждения должен быть эквивалентен реальному [3].

Для нахождения функции распределения амплитуд напряжений при том или ином методе схематизации применяют непосредственный подсчет амплитуд различных уровней, выделяемых различными способами схематизации из реализации процесса нагружения. Альтернативным вариантом является использование математического аппарата теории случайных функций. [4-8]. Последняя группа методов может быть применена исключительно к стационарным процессам, что не является характерным для большинства процессов в реальной эксплуатации машин. Удовлетворительные результаты были получены лишь для случая проведения испытаний на вибрационных стендах в лаборатории [9]. В связи с этим в настоящей работе данные подходы не рассматриваются.

## ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ

Анализ большого числа исследований, проведенных различными авторами, и экспериментальные исследования [10] показал, что наиболее оправданным методом схематизация процесса нагружения является метод «дождя» представленный, в частности в ГОСТ 25.101-83 [11]. В результате схематизации и статистической обработки получают численное распределение амплитуд напряжений, характеризующее повторяемость амплитуд напряжений различных уровней в блоке нагружения. Под блоком нагружения понимают совокупность нагрузок за характерный период эксплуатации  $I_6$  (например, один полет самолета, один час работы механизма и т.п.) [3].

Для обработки реализации с целью последующей оценки долговечности в ИМАШ РАН разработан комплекс программ в программной среде R [12]. Комплекс включает: - разбиение процесса на классы по ГОСТ 25.101-83 [11]. При этом осуществляется первичная фильтрация процесса,

т.е. отбрасывание колебаний с амплитудой, например, менее 5% от максимального размаха; при этом число точек в преобразованном процессе уменьшается, что делает более компактной последующую обработку;

- выделение экстремумов;

- применение алгоритма схематизации методом «дождя».

После применения указанных процедур для каждого из различных вариантов использования механизма (режимов, регламентированных условий работы) получают распределение амплитуд нагружения, или спектр нагружения, характеризующий данный вариант (например, езда автомобиля по проселочной дороге, или движение по асфальту). Назовем его частной функцией или спектром. Всего может быть рассмотрено  $k$  спектров в соответствии с условиями эксплуатации. Для оценки долговечности необходимо располагать обобщенным спектром, который формируется путем сложения частных спектров, соответствующих различным вариантам использования механизма с указанием доли этих вариантов в общей продолжительности эксплуатации. Проблема при этом может заключаться в том, что границы интервалов разбивки непрерывной физической величины напряжений (так называемые «карманы») для подсчета числа попадающих в них чисел циклов для разных режимов могут быть различными. В настоящее время не разработано алгоритма приведения гистограмм к единым интервалам. В настоящей статье рассмотрены несколько подходов к решению данной проблемы.

#### ОСНОВНАЯ ЧАСТЬ. МЕТОД 1. МЕТОД СУММИРОВАНИЯ ДАННЫХ, СОДЕРЖАЩИХСЯ В ДВУХ ГИСТОГРАММАХ.

При создании обобщенного спектра необходимо предварительно учесть фактор комбинации нагрузок [13], определяющий степень коррелированности одновременно действующих на механизм процессов нагружения в случае сложного напряженного состояния, а также все циклы нагружения, значимые для накопления повреждений. Рассмотрим пример с двумя режимами  $T_1$  и  $T_2$ . При этом число циклов в интервале суммируются с пропорциональным отношением доли режима в эксплуатации (предполагается, что длины реализаций, по которым получены распределение на отдельных режимах равны). В этом случае в соответствии с [13] характеристики обобщенного спектра нагружения определяют по формулам:

среднее значение цикла напряжений

$$\bar{\sigma}_{m,G} = \bar{\sigma}_{m_1,T_1} + \bar{\sigma}_{m_2,T_2} ;$$

где  $\bar{\sigma}_{m,G}$  - среднее значение обобщенного спектра,

$\bar{\sigma}_{m_1,T_1}$  ;  $\bar{\sigma}_{m_2,T_2}$  - средние значения частных спектров. Амплитуды  $i$ -тых ступеней определяют по одному из двух уравнений:

$$\sigma_{ai,G_1} = \sigma_{ai,T_1} + K_{2,1}\sigma_{ai,T_2} \text{ или}$$

$$\sigma_{ai,G_2} = \sigma_{ai,T_2} + K_{1,2}\sigma_{ai,T_1} ,$$

где  $\sigma_{ai,G_1}$  - амплитуда  $i$ -той ступени обобщенного спектра;  $\sigma_{ai,T_1}$   $\sigma_{ai,T_2}$  - амплитуды  $i$ -тых ступеней частных спектров;  $K$ - фактор комбинации нагрузок. Индексы 1; 2 у  $K$  показывают, какой процесс является более повреждающим. Числа циклов в обобщенном спектре  $G$  суммируются по соответствующим ступеням:

$$n_{i,G} = p_1 n_{i,T_1} + p_2 n_{i,T_2} .$$

где  $p_1$  и  $p_2$  - это доли режимов, удовлетворяющие условию  $p_1 + p_2 = 1$ .

Для расчетов и испытаний в качестве амплитуд обобщенного спектра принимают наиболее повреждающий набор амплитуд. При этом повреждаемость оценивается с применением гипотез накопления усталостного повреждения, например, скорректированной линейной гипотезы [3].

#### МЕТОД 2. МЕТОД СУММИРОВАНИЯ НЕПРЕРЫВНЫХ РАСПРЕДЕЛЕНИЙ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ЯДЕРНОГО СГЛАЖИВАНИЯ

Другим вариантом решений данной проблемы может явиться аппроксимация гистограммы непрерывным распределением с помощью непараметрического ядерного сглаживания [14-16]. Гистограмма вместо отдельных "кубиков" в этом случае будет строиться из мини-распределений заданной формы: треугольников, нормальных распределений и т.п. Суммируя все составляющие такой "гистограммы", мы получим сглаженную кривую. В программном комплексе R для этой цели использовалась функция "density" с ядром, установленным по умолчанию, "gaussian". Сглаженные кривые для нескольких режимов эксплуатации суммируются с учетом распределения режимов, пример показан в Табл. 1 (по данным [17] и [18])

Таблица 1

Распределение графика эксплуатации по скоростям движения состава [17] и данные по реализациям [18]

Номер режима $T_i$	1	2	3
Интервал скоростей км/час	55-65	65-75	75-85
Доля эксплуатации по времени	60%	30%	10%
Длина реализации, сек.	32.7	31.8	30
Число полных циклов	439	365	329
Коэф.приведения режимов к обобщенному блоку $z_i$	66.055	33.9622	12.0

На Рис.1, Рис.2 и Рис.3 показаны ядерные сглаженные оценки гистограмм распределений амплитуд полных циклов  $\sigma_a$ , МПа для трех интервалов скоростей в соответствии с Табл.1. Видно, что при увеличении скорости движения с 60 до 80 км/час пик гистограммы и интервал изменения величины напряжений смещаются в сторону больших значений.

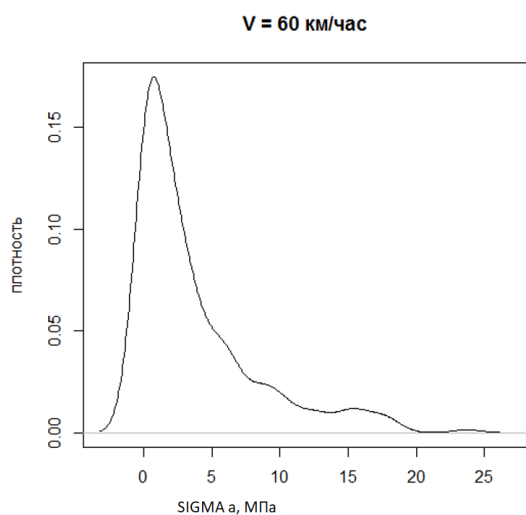


Рис. 1. Ядерное сглаживание гистограммы полных циклов для средней скорости движения 60 км/час

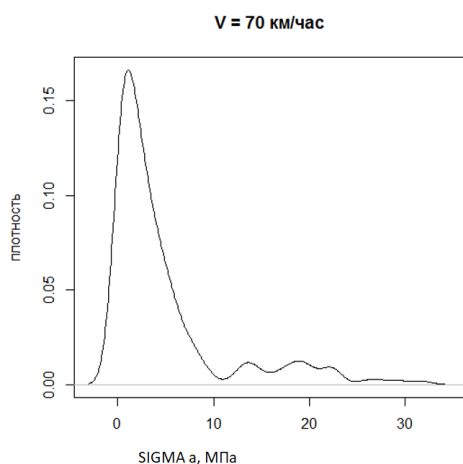


Рис. 2. Ядерное сглаживание гистограммы полных циклов для средней скорости движения 70 км/час

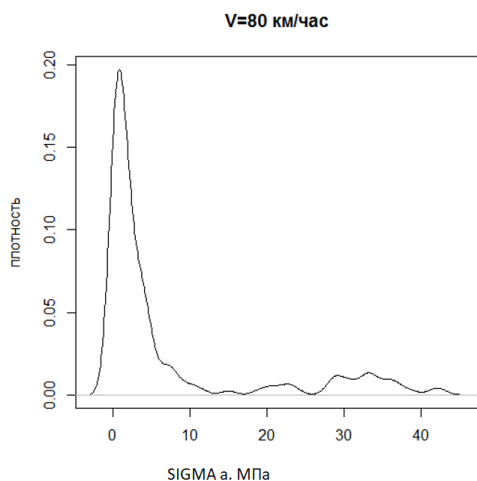


Рис. 3. Ядерное сглаживание гистограммы полных циклов для средней скорости движения 80 км/час

### МЕТОД 3. РАЗБИЕНИЕ ПРОЦЕССОВ НА ЕДИНЫЕ КЛАССЫ

Проблема приведения границ интервалов гистограммы в соответствие не будет возникать, если при предварительной обработке нескольких записей по различным режимам выбрать единое разбиение на классы. Возможно, при этом подходе некоторые гистограммы не будут удовлетворять общепринятым правилам для построения гистограмм (таких, как требование наличия от 7 до 10 разрядов, отсутствие разрядов с нулевым попаданием величины и т.д.). В то же время указанные недостатки будут компенсированы удобством приведения частных гистограмм к единому спектру.

Последовательность действий такова. Для режима  $j$  с наибольшим размахом напряжений  $R_j = \max$  оценивается величина класса разбиения в соответствии с [11].

$$\Delta = R_j / (12 \dots 36)$$

Далее осуществляется преобразование текущих непрерывных случайных ординат реализаций  $x_i$  к целочисленной величине  $y_i$  в соответствии с уравнением

$$y_i = [(x_i - x_{\min}) / \Delta],$$

где  $x_{\min}$  абсолютный минимум; квадратные скобки означают целую часть вещественного числа в обозначении Гаусса [19].

Частоты в единых интервалах умножаются а коэффициенты приведения с учетом долей использования  $p_i$  и далее суммируются арифметически. Необходимо отметить, что в результате данной операции число повторений в карманах получается не целым, что не позволяет использовать стандартные инструменты для построения гистограмм.

### МЕТОД 4. РАБОТА НЕПОСРЕДСТВЕННО С МАССИВОМ ДАННЫХ (БЕЗ ПОСТРОЕНИЯ ГИСТОГРАММ)

Наиболее перспективным нам представляется метод работы непосредственно с массивами данных без построения гистограмм. В этом случае гистограммы для отдельных режимов не строятся, а для построения обобщенного спектра, используемого в расчете на долговечность, используются формулы учета соотношения режимов в эксплуатации.

Для построения обобщенного блока нагружения (в случае с элементами подвижного состава выбирается  $l_0 = 1$  час работы) для каждого режима эксплуатации  $i$  ( $i = 1, 2, \dots, k$ ) подсчитывается коэффициент приведения с использованием данных Табл. 1 и Табл. 2:

$$z_i = \frac{3600}{l_i} p_i$$

где  $l_i$  – продолжительность реализации [сек], зафиксированной на  $i$  – том режиме,  $p_i$  – доля режима в эксплуатации. Таким образом, для каждого значения амплитуд напряжений  $\sigma_{ai}$  в режиме  $i$  был определен коэффициент  $z_i$ , единый для данной реализации.

Относительные повреждения от усталости определялись от каждой из выделенных амплитуд с учетом коэффициента  $z_i$  для каждого режима в соответствии с упрощенной корректированной линейной гипотезой накопления усталостных повреждений [20]. Данные по кривой усталости детали, рассмотренной в качестве примера на основании [18] приведены в табл. 2:

Таблица 2

Характеристики сопротивления усталости материала и детали

Предел выносливости материала	$\sigma_{-1}$ , МПа	216
Эффективный коэффициент концентрации детали	$K_{\sigma D}$	4...4.5
Коэффициент угла наклона левой ветви кривой усталости	$m$	4
Точка перелома кривой усталости	$N_G$	$2 \cdot 10^6$

Относительное повреждение  $d$  за блок определяется с учетом предельных чисел циклов для амплитуды напряжения, определяемых из уравнения кривой усталости:

$$d = \sum_{i=1}^n \frac{1}{N_i}$$

(единица в числителе означает отсутствие группировки в гистограмму).

Для определения предельных чисел циклов  $N_i$ , соответствующего  $\sigma_{ai}$  по данным из Табл.2 используется уравнение кривой усталости в виде:

$$N_i = \left( \frac{\sigma_{-1}}{K_{\sigma D} \sigma_i} \right)^m N_G \text{ если } \sigma_i > \frac{\sigma_{-1}}{K_{\sigma D}} \text{ и}$$

$$N_i = \infty \text{ в противном случае.}$$

По упрощенной скорректированной линейной гипотезе суммирования усталостных повреждений [20] средний ресурс определяется из условия достижения суммой относительных повреждений

$$\sum d = a_s = 0.25.$$

Поскольку в силу постоянства условий эксплуатации изделия блоки нагружения принимаются постоянными по повреждающему воздействию, имеем,

$$\sum d = \lambda d$$

Из последних уравнений определяем  $\lambda$ , число обобщенных блоков до разрушения. Средний вычисленный ресурс определяется как произведение числа блоков на длину блока  $R = \lambda l_6$ . В результате для оценки ресурса имеем

$$R = \frac{l_6 N_G}{\sum_j^3 z_j \sum_i^{i_{max}(j)} \left( \frac{K_{\sigma D} \sigma_i}{\sigma_{-1}} \right)^m}$$

При этом суммирование в знаменателе во внутренней сумме осуществляется только по амплитудам напряжений  $\sigma_i > \sigma_{-1D}$ , так как считается, что амплитуды меньшие предела выносливости для детали не вносят усталостного повреждения.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В статье рассмотрены некоторые подходы для составления обобщенного спектра нагружения детали с целью наиболее полного учета различных вариантов использования. Предложены варианты решения данной проблемы: 1) метод суммирования данных, содержащихся в двух гистограммах, на основании выбора более повреждающего по усталостному повреждению варианта; 2) метод суммирования непрерывных распределений при

использовании ядерного сглаживания; 3) метод использования равных карманов гистограмм; 4) метод оценки ресурса непосредственно по амплитудам, избегая построения гистограмм.

Перечисленные подходы были опробованы при оценке ресурса деталей грузовых вагонов по результатам обработки экспериментальных данных на различных скоростных режимах эксплуатации. Полученные по разным методам результаты не отличаются значительно, что свидетельствует о правомочности применения перечисленных методов с выбором наиболее удобного варианта.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Ильин А. И. Интегрированная логистическая поддержка жизненного цикла изделий, как инструмент информационного управления в системе эксплуатации подвижного состава / А.И. Ильин. – М.: ОАО Российские железные дороги. Объединенный ученый совет ОАО РЖД, 2011. – Бюл. №2. – С. 8-14.
2. Gadolina I. PLM AND PROBABILISTIC LONGEVITY ESTIMATION / I. Gadolina // Life cycle engineering and management ICDQM-2016 conference: Proceedings of the 7th DQM International Conference. 2016. С. 168-173.
3. Когаев В.П. Расчеты на прочность при напряжениях, переменных во времени / В.П. Когаев. – М.: Машиностроение, 1993. – 364 с.
4. Болотин В.В. Статистические методы в строительной механике / В.В. Болотин. – М.: Стройиздат, 1965. – 279 с.
5. Болотин В.В. Ресурс машин и конструкций / В.В. Болотин. – М.: Машиностроение, 1990. – 445 с.
6. Гусев А.С. Сопротивление усталости и живучесть конструкций при случайном нагружении / А.С. Гусев. – М.: Машиностроение, 1989. – 245 с.
7. Гусев А.С. Расчет усталостной долговечности элементов конструкций при случайных процессах нагружения сложной структуры / А.С. Гусев, В.И. Щербаков, С.А. Стародубцева // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2015. – № 12. – С. 20-23.
8. Chelidze D. A dynamic system approach to failure prognosis / D. Chelidze, J.P. Cusumano // Trans.-Amer Society of Mechanical Engineers Journal of vibration and acoustics. – 2004. – Т. 126. – №1. – Р. 2-8.
9. Шефер Л.А. Обобщенная диаграмма усталости материалов при действии гармонических и полигармонических процессов / Л.А. Шефер, А.В. Ерпалов, Д.Х. Валеев // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2015. – Т. 81, №1-I. – С. 58-62.
10. Dowling N.E. Fatigue Failure Predictions for Complicated Stress-Strain Histories / N.E. Dowling // Journal of Materials, JMLSA. – 1982. – V.7, № 1. – Р. 71-87.
11. ГОСТ 25.101 Расчеты и испытания на прочность. Методы схематизации случайных процессов нагружения элементов машин и конструкций и статистического представления результатов.
12. R Core Team (2014). R: A language and environment for statistical computing. R Foundation for Statistical Computing, Vienna, Austria. URL <http://www.R-project.org>

13. Методические рекомендации. Проблемы прочности, долговечности и надежности продукции машиностроения. Формирование информации о нагруженности в эксплуатации и оценка долговечности деталей машин. – Москва: Изд-во ИМАШ РАН, МЦНТИ, 1991. – 116 с.

14. Хардле В. Прикладная непараметрическая регрессия: Пер. с англ. – М.: Мир, 1993. – 345 с.

15. Scott, D. W. (1992) Multivariate Density Estimation. Theory, Practice and Visualization. New York: Wiley.

16. Sheather, S. J. and Jones M. C. (1991) A reliable data-based bandwidth selection method for kernel density estimation. J. Roy. Statist. Soc. B. – P. 683–690.

17. Никольский Л.Н. Некоторые результаты экспериментального определения режимов эксплуатационного нагружения рам тележек рефрижераторных вагонов / Л.Н. Никольский, В.П.

Коцубенко // Вопросы исследования надежности и динамики элементов подвижного состава железных дорог и подъемно-транспортных машин: Межвуз. сб. научн. тр. – Брянск, 1974. – С. 11-22.

18. Гадолина И.В., Петрова И.М., Шашкова Е.В., Беневоленская Е.М. Анализ нагруженности и составление обобщенного спектра нагружения для оценки долговечности боковой рамы тележки / И.В. Гадолина [и др.] // Живучесть и конструкционное материаловедение: тезисы докл. Международной конф. – М.: ИМАШ РАН. – С. 67-72.

19. Карл Фридрих Гаусс. Труды по теории чисел/под ред. И.М. Виноградова. – М.: АН СССР, 1959. – 297 с.

20. Когаев В.П. Суммирование усталостных повреждений при вероятностных расчетах долговечности / В.П. Когаев, И.В. Гадолина // Вестник машиностроения. – 1989. – №7. – С. 3-7.

## The Creation of the Generalized Load Spectrum Under Different Cases of Service Loading

Petrova I.M.  
IMASH RAS  
Moscow, Russia  
[impetr@mail.ru](mailto:impetr@mail.ru)

Gadolina I.V.  
IMASH RAS  
Moscow, Russia  
[gadolina@mail.ru](mailto:gadolina@mail.ru)

**Abstract.** The methods for constructing generalized spectrum loading required for estimating machine parts resource, operating under different modes of operation are described. The structure of the software complex for the primary processes processing, namely, random sampling, dividing into classes, selection of the extrema, the allocation of full cycles by the rain flow method is presented. The problem of summation of histograms with different bins is considered. Several methods to solve this problem, dealing with methodological issues related to the summation of numbers

of repetitions of events in different distributions are compared. As the example, the loading of parts of the train the peculiarities of the different approaches are considered. The data of the distributions of the amplitudes of full cycles for real-world examples of realizations of random processes recorded at different operating conditions (namely speed) are presented.

**Keywords:** resource, modes of loading, block loading, methods of cycle counting, kernel estimation, rainflow cycles.

# Влияние площади контакта дополнительных включений на расщепление частотного спектра цилиндрических оболочек

Серёгин С. В.

Комсомольский-на-Амуре государственный университет  
Комсомольск-на-Амуре, Россия  
[Seregin-komsHome@yandex.ru](mailto:Seregin-komsHome@yandex.ru)

**Аннотация.** Тонкие круговые цилиндрические оболочки находят широкое применение в различных отраслях промышленности. В конструкциях авиационной, ракетной, космической техники встречаются случаи, когда к оболочечной конструкции крепятся специальные накладки, обусловленные конструктивной, эксплуатационной или прочностной необходимостью. В настоящей статье изучается влияние площади сплошного контакта присоединенной массы на собственные частоты и формы изгибных колебаний тонкой круговой цилиндрической оболочки. Выявлены диапазоны, когда присоединенную к оболочке массу можно считать сосредоточенной. Показано, что изменение размера площадки контакта дополнительного включения значительно влияет на низшие частоты спектра. Уменьшение размеров площади контакта присоединенной массы ведет к заметному снижению меньшей из расщепленных собственных частот колебаний оболочки. Большая частота снижается с увеличением площади контакта, при этом снижение может быть значительным. Выявлен нелинейный характер влияния площади контакта присоединенной массы на низшую частоту спектра системы «оболочка-масса». Формы колебаний напоминают сопряженные изгибные синусоидальную и косинусоидальную формы, однако на высших частотах осцилляций обнаружены более сложные (неоднозначные) формы колебаний. Выявлена существенная зависимость геометрических характеристик оболочек, несущих присоединенную сосредоточенную массу на меньшую из расщепленных собственных частот низшего тона.

**Ключевые слова:** круговая цилиндрическая оболочка, присоединенная масса, собственные частоты, формы колебаний, расщепление, изгибный частотный спектр.

## ВВЕДЕНИЕ

Тонкие круговые цилиндрические оболочки находят широкое применение в различных отраслях промышленности. В конструкциях авиационной, ракетной, космической техники встречаются случаи, когда к корпусу крепятся специальные накладки, обусловленные конструктивной, эксплуатационной или прочностной необходимостью.

Проблеме влияния присоединенных масс на динамическое поведение оболочек и колец посвящено множество научных работ [1-12] и монографий [13]. В работах [14-18] изучается влияние начальных несовершенств формы. В [19-20] влияние отверстий на динамическое поведение тонких оболочек. В [21-24] изучается совместное влияние присоединенных масс и начальных отклонений от идеальной круговой формы.

В настоящей работе изучается влияние площади контакта и величины присоединенной массы на частоты и формы колебаний тонких оболочек.

## ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И ПОЛУЧЕННЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

Методом конечных элементов (МКЭ) в среде пакета MSC/NASTRAN смоделированы модели свободноопертых круговых цилиндрических оболочек со следующими геометрическими и физическими характеристиками:  $R = 1 м$  – радиус оболочки;  $R/h = 200$ , где  $h$  – толщина стенки;  $L = 6 м$  и  $L = 1 м$  – длина оболочки;  $E = 2 \times 10^{11} Н/м^2$  – модуль Юнга;  $\rho = 7800 кг/м^3$  – массовая плотность;  $\mu = 0,3$  – коэффициент Пуассона.

Рассматривается случай, когда по середине оболочки на некоторой площади  $\zeta_{np}$ , крепились дополнительная масса  $M = 0,1M_0$  ( $M_0$  – масса оболочки). Относительная площадь сплошного контакта конструкции с оболочкой  $\zeta_{np} = S_{conp}/S_{об} \times 100\%$  рассматривалась в диапазоне  $0,001\% \leq \zeta_{np} \leq 3\%$ , где  $S_{conp}$  – площадь соприкосновения конструкции с оболочкой,  $S_{об}$  – площадь оболочки.

На рис. 1 и рис. 2 представлены безразмерные частоты  $\Omega_{n0i} = \omega_{n0i}/\omega_n$ , ( $i = 1, 2$ ) изгибных колебаний системы «оболочка-масса», где  $\omega_{n0i}$  – частота колебаний оболочки с массой,  $\omega_n$  – частота колебаний оболочки без массы. Сплошной кривой линией 1 обозначена безразмерная частота оболочки, несущей сосредоточенную массу; пунктирной кривой 2 обозначен случай, когда масса имеет площадь присоединения с оболочкой  $\zeta_{np} = 0,2\%$ ; штриховой кривой 3 –  $\zeta_{np} = 0,7\%$ ; штрихпунктирной линией обозначен случай, когда площадь контакта присоединенной массы  $\zeta_{np} = 3\%$ . Изучаются колебания вблизи основного резонанса.

На рис. 1, при  $M = 0,1M_0$  представлена зависимость меньшей из расщепленных собственных частот  $\Omega_{101}$  основного тона от  $\zeta_{np}$ ,  $n$ , где  $n$  – число вол окружных динамических деформаций.

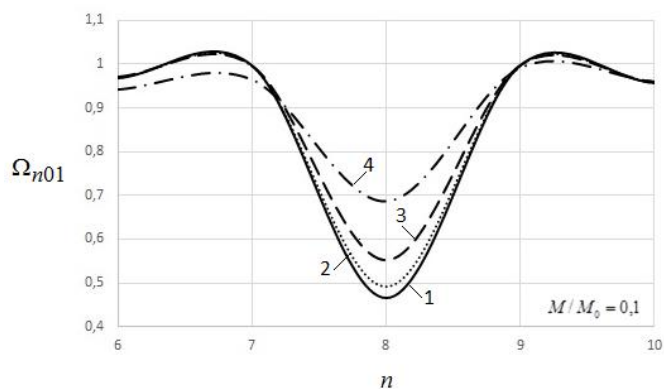


Рис. 1. Влияние площади контакта присоединенной массы на меньшую из расщепленных собственных частот

Видно (рис. 1), что с увеличением  $\zeta_{np}$  влияние присоединенной массы на  $\Omega_{n01}$  ослабевает, то есть: наибольшее снижение частоты наблюдается в случае, когда площадь контакта массы с оболочкой минимальна.

Рис. 2 демонстрирует изменение большей из расщепленных собственных частот  $\Omega_{n02}$  в зависимости от  $\zeta_{np}$ . В этом случае наблюдается противоположный эффект. Частота  $\Omega_{n02}$  снижается с увеличением площади контакта присоединенной массы. Причем, снижение частоты может быть, весьма, существенным.

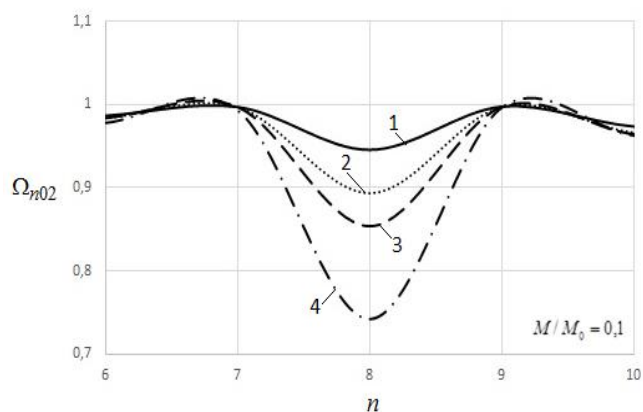


Рис. 2. Влияние площади контакта «сосредоточенной» массы с оболочкой на большую из расщепленных собственных частот

Увеличение и уменьшение частот  $\Omega_{n01}$ ,  $\Omega_{n02}$  в зависимости от  $\zeta_{np}$  происходит, не только из-за изменения величины присоединяемой к оболочке массы, но и в следствие увеличения жесткости некоторого сегмента оболочки, обусловленной сплошным присоединением дополнительной конструкции (массы), имеющей свою жесткость.

Рис. 3 демонстрирует влияние  $\zeta_{np}$ , оболочки с массой  $M = 0,05M_0$ ,  $M = 0,1M_0$  на  $\Omega_{n01}$ . Рассмотрены случаи, когда оболочка имеет следующие геометрические характеристики:  $L/R = 1$ ,  $L/R = 6$ .

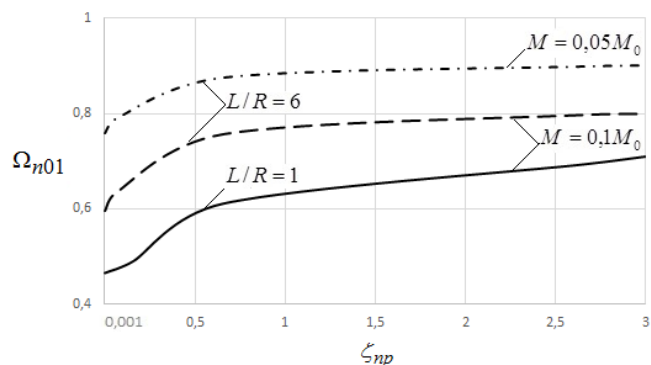


Рис. 3. Влияние длины оболочки, площади контакта и величины присоединенной массы на  $\Omega_{n01}$

Можно сказать, что частота  $\Omega_{n01}$  существенно зависит от геометрических параметров оболочки ( $L/R$ ), несущей присоединенную массу, и от  $\zeta_{np}$ . Причем, в диапазоне  $0,001\% \leq \zeta_{np} < 0,5\%$  изменение  $\Omega_{n01}$  более существенное (рис.3), а при  $\zeta_{np} > 0,5\%$  изменение  $\Omega_{n01}$  менее существенное.

Форма колебаний, соответствующая  $\Omega_{n01}$ , характеризуется значительным преобладанием перемещений в окрестности крепления массы над перемещением других точек оболочки.

Формы колебаний с частотой  $\Omega_{n01}$  и  $\Omega_{n02}$  напоминают сопряженные изгибные синусоидальную и косинусоидальную формы, сдвинутые также на угол  $\pi/2n$ . Однако, на высших частотах выявлены и более сложные (неоднозначные) формы колебаний оболочки.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ (Выводы)

Размер площади контакта присоединенной массы значительно влияет на динамическое поведение круговых цилиндрических оболочек. Наибольшее дополнительное включение оказывает на низшие частоты свободных колебаний оболочек. При этом, уменьшение размеров площади контакта массы с оболочкой ведет к заметному снижению меньшей из расщепленных собственных частот. В то время, как большая из расщепленных собственных частот снижается при увеличении площади контакта массы с оболочкой.

Наибольшее изменение собственных динамических характеристик системы ( $\Omega_{n01}$ ) наблюдается в диапазоне площади сплошного контакта конструкции с оболочкой  $0,001\% \leq \zeta_{np} < 0,5\%$ . В диапазоне  $\zeta_{np} > 0,5\%$  изменение  $\Omega_{n01}$  менее существенное.

Увеличение и уменьшение частот  $\Omega_{n01}$ ,  $\Omega_{n02}$  в зависимости от  $\zeta_{np}$  происходит не только из-за изменения величины присоединяемой к оболочке массы, но и в следствие увеличения жесткости некоторого сегмента оболочки, обусловленной сплошным присоединением дополнительной конструкции (массы), имеющей свою жесткость.

Выявлена зависимость геометрических характеристик оболочки, несущей сосредоточенную и линейно распре-



ленную массу вдоль образующей на собственные частоты изгибных колебаний. Уменьшение длины оболочки ведет к существенному снижению меньшей из расщепленных собственных частот низшего тона колебаний системы «оболочка–масса».

Обнаружены более сложные (неоднозначные) формы колебаний.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Серёгин С.В. Исследование динамических характеристик оболочек с отверстиями и присоединенной массой / С.В. Серёгин // Вестник МГСУ. – 2014. – № 4. – С. 52–58. DOI: 10.22227/1997-0935.2014.4.52-58

2. Серёгин С.В. Влияние присоединенного тела на частоты и формы свободных колебаний цилиндрических оболочек / С.В. Серёгин // Строительная механика и расчет сооружений. – 2014. – № 3. – С. 35–39.

3. Серёгин С.В. Влияние площади контакта и величины линейно распределенной и сосредоточенной массы с круговой цилиндрической оболочкой на частоты и формы свободных колебаний / С.В. Серёгин // Вестник МГСУ. – 2014. – № 7. – С. 64–74. DOI: 10.22227/1997-0935.2014.7.64-74

4. Серёгин С.В. Свободные изгибно-радиальные колебания тонкой круговой цилиндрической оболочки, несущей присоединенную массу / С.В. Серёгин // Вестник МГСУ. – 2014. – № 11. – С. 74–81. DOI: 10.22227/1997-0935.2014.11.74-81

5. Seregin, S.V. Influence of Attached Body on the Frequency and Modes Free Vibrations Cylindrical Shells Influence of Attached Body on the Frequency and Modes Free Vibrations Cylindrical Shells / S.V. Seregin, V.M. Kozin // Procedia Engineering, (2017). – V. 206. – P. 74–79. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.440>

6. Серёгин С.В. Численное и аналитическое исследование свободных колебаний круговых цилиндрических оболочек, несущих присоединенную массу, линейно распределенную вдоль образующей / С.В. Серёгин // Вычислительная механика сплошных сред. – 2014. – Т. 7. – № 4. – С. 378–384. DOI: 10.7242/1999-6691/2014.7.4.36

7. Серёгин С.В. Об эффекте расщепления изгибного частотного спектра тонких круговых цилиндрических оболочек, несущих присоединенную массу / С.В. Серёгин // Строительная механика и расчет сооружений. – 2014. – № 6 (257). – С. 59–61.

8. Серёгин С.В. Влияние присоединенной массы на динамические характеристики тонкой оболочки / С.В. Серёгин, Г.С. Лейзерович // Проблемы машиностроения и автоматизации. – 2015. – № 4. – С. 83–89.

9. Seregin S.V. Influence an additional inclusion on dynamic performance of machine / S.V. Seregin, A.V. Kosmylin // Peerreview under responsibility of the organizing committee of the international conference on Dynamics and Vibroacoustics of Machines (DVM2016). Procedia Engineering 176 (2017) 381 – 386. DOI: 10.1016/j.proeng.2017.02.335. EID: 2-s2.0-85016969071.

10. Лейзерович Г.С. Свободные колебания круговых цилиндрических оболочек с присоединенной малой сосредоточенной массой / Г.С. Лейзерович, С.В. Серёгин // Прикладная механика и техническая физика. – 2016. – Т. 57, №5 – С. 90-96. DOI: 10.15372/PMTF20160510

11. Leizerovich G.S. Free vibrations of circular cylindrical shells with a small added concentrated mass / G.S. Leizerovich, S.V. Seregin // Journal of Applied Mechanics and Technical Physics. – 2016. – vol. 57, No.5, P. 841–846. DOI: 10.1134/S0021894416050102.

12. Серёгин С.В. Качественные эффекты при колебаниях кольцевых подкрепляющих элементов с присоединенной массой, как частный случай тонкой бесконечно длинной круговой цилиндрической оболочки / С.В. Серёгин // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2017. – № 1 (682). – С. 31-43. DOI 10.18698/0536-1044-2017-1-31-43

13. Серёгин С.В. Динамика тонких цилиндрических оболочек с присоединенной массой / С.В. Серёгин. – Комсомольск-на-Амуре: ФГБОУ ВО «КнАГТУ», 2016. – 175 с. ISBN 978-5-7765-1250-6

14. Серёгин С.В. Влияние асимметричных начальных несовершенств формы на свободные колебания тонких оболочек / С.В. Серёгин // Вестник Самарского университета. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. – 2016. – Т. 15. – № 3. – С. 209-222. DOI: 10.18287/2541-7533-2016-15-3-209-222

15. С.В. Серёгин. Влияние несовершенств формы на колебания кольцевого резонатора волнового твердотельного гироскопа / С.В. Серёгин // Нелинейная динамика. – 2017. – Т. 13, №3. – С. 423–431. DOI: 10.20537/nd1703009

16. Seregin S.V. The influence of shape imperfections on the vibrations of a ring resonator of a wave solid-state gyroscope / S.V. Seregin, // Nelineinaya Dinamika. – 2017. – vol. 13, Issue 3. – 2017. P. 423-431. DOI: 10.20537/nd1703009

17. Серёгин С.В. Особенности расщепления частотного спектра волнового твердотельного гироскопа на примере изолированного несовершенного кольца / С.В. Серёгин // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Физико-математические науки. – 2017. – Т. 10, №3. – С. 116–122. DOI: 10.18721/JPM.10311

18. Seregin S.V. The splitting features of a frequency spectrum of a gyroscope based on elastic waves in solids: an isolated imperfect ring as an example / S.V. Seregin // St. Petersburg Polytechnical State University Journal. Physics and Mathematics. – 2017. – vol. 3, Issue 3. – P. 255-258. DOI: 10.1016/j.spjpm.2017.09.004

19. Серёгин С.В. Свободные колебания тонкой круговой цилиндрической оболочки, ослабленной отверстием / С.В. Серёгин // Известия высших учебных заведений. Авиационная техника. – 2015. – № 3. – С. 9–13.

20. Seregin, S.V. Free vibrations of a thin circular cylindrical shell weakened by a hole / S.V. Seregin // Russian Aeronautics. – 2015. – 58 (3), P. 258–262. DOI: 10.3103/S1068799815030022

21. Лейзерович Г.С. О влиянии малой присоединенной массы на колебания разнотолщинного кругового кольца / Г.С. Лейзерович, Н.Б. Приходько, С.В. Серёгин // Строительство и реконструкция. – 2013. – № 4. – С. 38–41.

22. Лейзерович Г.С., Приходько Н.Б. Серёгин С.В., О влиянии малой присоединенной массы на расщепление частотного спектра кругового кольца с начальными неправильностями / Г.С. Лейзерович, Н.Б. Приходько, С.В. Серёгин // Строительная механика и расчет сооружений. – 2013. – № 6. – С. 49–51.

23. Seregin, S.V. Influence of Small Added Mass on the Splitting Flexural Frequency Spectrum of Circular Ring with Initial Imperfection of Shape / S.V. Seregin // *Procedia Engineering*. – 2017. – vol. 206. – P. 50–55. DOI: doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.436

24. Серёгин С.В. Свободные колебания бесконечно длинной круговой цилиндрической оболочки с начальными

ми неправильностями и малой присоединенной массой / С.В. Серёгин, Г.С. Лейзерович // *Ученые записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета*. – 2014. – Т. 1, №4 (20). – С. 36-43.

# **Influence of Contact Area of Additional Elements on Frequency Spectrum Splitting in Cylindrical Shells**

Seregin S. V.

Komsomolsk-na-Amure State University

Komsomolsk-na-Amure, Russia

[Seregin-komsHome@yandex.ru](mailto:Seregin-komsHome@yandex.ru)

*Abstract.* Thin circular cylindrical shells are widely applied in various industries. Sometimes, due to structural, operational and strength requirements special patches are attached to the shell construction in designs of aviation, rocket and space technology. The article examines the influence of flush contact area of the added mass on basic frequencies and flexural modes of a thin circular cylindrical shell. The spectrum when the mass added to a shell could be considered lumped mass is identified. It is demonstrated that resizing additional element contact area significantly influences base frequencies. Reduction of contact area of the added mass results in noticeable drop of the lower splitting basic frequencies of shell oscillation. A drop in high frequency, possibly substantial, is associated with extended contact area. Nonlinear relationship between contact area of the added mass and basic

frequency of shell - weight system is defined. Oscillation modes bear a resemblance to conjugate flexural sinusoidal and cosinusoidal forms; however, more complex (ambiguous) oscillatory modes are distinguished at supreme oscillation frequencies. A fundamental dependence of shell geometric characteristics bearing the added lumped mass on lower of the splitting basic frequencies is calculated.

*Keywords:* circular cylindrical shell, added mass, basic frequency, oscillation mode, splitting, flexural frequency spectrum.

# Анализ возможностей снижения виброактивности одноцилиндрового двухтактного двигателя

Гусаров В.В., Ашишин А.А., Аутхман Р.Л.

Московский политехнический университет

Москва, Российская Федерация

[gusarov39@yandex.ru](mailto:gusarov39@yandex.ru), [alexkn81@yandex.ru](mailto:alexkn81@yandex.ru), [rudan92@yandex.ru](mailto:rudan92@yandex.ru)

**Аннотация.** Выполнен анализ уравновешенности одноцилиндрового двухтактного двигателя с учётом возмущения от действия опрокидывающего момента инерционных сил относительно центра масс. Разработана программа вычисления всех моментов, действующих на остова с учётом возможности варьирования весогабаритными параметрами и режимом работы исследуемого двигателя. В программе предусмотрена процедура оптимизации, позволяющая в каждом случае находить координаты положения центра масс, обеспечивающие минимальное возмущение от действия результирующего опрокидывающего момента. Приведены результаты количественного анализа возмущений от действия опрокидывающих моментов одноцилиндрового двухтактного двигателя бензопилы типа «УРАЛ». Для заданного режима работы показаны графики протекания различных моментов за период их действия, найдены значения импульсов возмущений – характеризующих вибронгруженность - от действия результирующего опрокидывающего момента при разных положениях центра масс. Показана зона точек положения центра масс, обеспечивающих наилучшую уравновешенность двигателя. С помощью разработанной программы выполнена количественная оценка влияния положения центра масс на вибронгруженность исследуемого одноцилиндрового двухтактного двигателя. Сделан вывод о возможности существенного улучшения уравновешенности за счёт специального подбора положения центра масс одноцилиндрового двухтактного двигателя.

**Ключевые слова:** Уравновешенность двигателя, одноцилиндровый двухтактный двигатель, опрокидывающий момент, центр масс двигателя.

## ВВЕДЕНИЕ

Одноцилиндровые двухтактные двигатели внутреннего сгорания (ДВС) являются распространённым силовым агрегатом в средствах малой энергетики, мототехнике и т.п. Одна из главных задач совершенствования таких двигателей состоит в снижении их виброактивности, обусловленной недостаточной уравновешенностью.

Известно, что одноцилиндровые двигатели обладают наихудшей уравновешенностью среди других типов ДВС [1]. Неуравновешенность таких двигателей обусловлена действием следующих переменных сил и моментов:  $P_{j\sigma}$ ,  $P_c$ ,  $M_p$ , где  $P_{j\sigma}$  – результирующая сила инерции от вращающе-поступательных движущихся масс (ВПДМ)  $m_{ВПДМ}$  кривошипно-шатунного механизма (КШМ) двигателя;  $P_c$  – центробежная сила всех вращающихся масс КШМ: приведённых к оси шатунной шейки  $m_{ВМ}$  и нащёчных противовесов  $m_{np}$ ;  $M_p$  – реактивный момент от действия крутящего момента  $M_{кр}$ :  $M_p = -M_{кр}$ . Кроме того, здесь будут действовать опрокидывающие моменты, обусловленные силами  $P_{j\sigma}$  и  $P_c$ .

Параметры подвеса типичных силовых агрегатов с такими ДВС соответствуют условию:  $\omega_0/\omega_c \geq 2,5$  где  $\omega_0$ ,  $\omega_c$  – круговые частоты возмущения и собственные соответственно. В этом случае ДВС можно рассматривать как тело свободное от связей [2], где неуравновешенные силы инерции вызывают моменты относительно центра масс силового агрегата  $M_{jВПДМ}$  и  $M_c$  соответственно. Обычно действие этих инерционных моментов в задачах анализа возмущений не рассматривается, однако, как показано ниже, они могут способствовать лучшему уравновешиванию ДВС.

Указанные переменные силы и моменты действуют на остова ДВС и определяют его виброактивность. Обычно в одноцилиндровых двигателях применяют только т.н. “естественные” способы уравновешивания, не связанные с установкой дополнительных механизмов и узлов, усложняющих конструкцию. Например, применяют нащёчные противовесы коленчатого вала ( $m_{np}$  на рис. 1), с помощью которых можно уравновесить центробежную силу от вращающихся масс (ВМ), приведённых к шатунной шейке КШМ  $m_{ВМ}$ . Причём, в этом случае, целесообразно дисбаланс нащёчных противовесов  $D_{np}$  выполнить таким, чтобы не только полностью уравновесить центробежную силу, но и частично уравновесить силу инерции  $P_{j\sigma}$ .

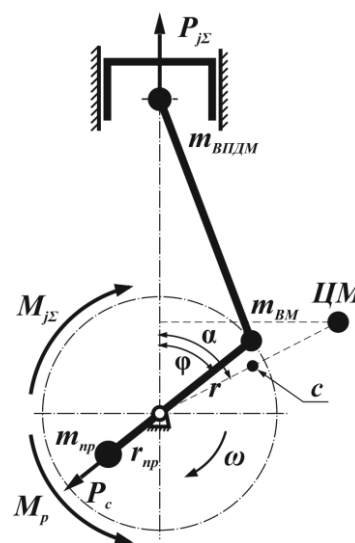


Рис. 1. Расчётная схема сил и моментов, действующих в одноцилиндровом двигателе

Анализ показывает, что для снижения общей виброактивности одноцилиндрового ДВС оптимальная величина дисбаланса противовесов должна соответствовать условию:

$$D_{np} = m_{np} \cdot r_{np} = m_{BM} \cdot r + 0,5 \cdot m_{ВПДМ} \cdot r, \quad (1)$$

где  $r_{np}$  – радиус центра масс противовеса  $m_{np}$ ;  $r$  – радиус кривошипа.

Именно такой дисбаланс имеют нащёчные противовесы у современных моделей одноцилиндровых двигателей. В этом случае результирующая центробежная сила  $P_c$  будет отлична от нуля и направлена противоположно радиусу кривошипа (рис. 1).

#### АНАЛИЗ УРАВНОВЕШЕННОСТИ ОДНОЦИЛИНДРОВОГО ДВИГАТЕЛЯ

Авторы нашли, что дополнительным “естественным” способом уравнивания одноцилиндрового ДВС может быть оптимизация его “развесовки”, заключающаяся в подборе таких координат положения ЦМ, характеризующихся расстоянием “ $c$ ” от центра КШМ (точки пересечения осей цилиндра и коленчатого вала) и углом “ $\alpha$ ” (рис. 1), при которых обеспечивается минимальное возмущающее действие результирующего опрокидывающего момента  $M_{p\Sigma}$  [3]. Его величина определяется суммой всех действующих на остов ДВС моментов:

$$M_{p\Sigma} = M_p + M_{jВПДМ} + M_c = M_p + M_{j\Sigma}, \quad (2)$$

где  $M_{j\Sigma}$  – опрокидывающий момент от действия всех инерционных сил относительно ЦМ ДВС.

Как следует из расчётной схемы (рис. 1):

$$M_{j\Sigma} = P_{j\Sigma} \cdot c \cdot \sin \alpha - P_c \cdot c \cdot \sin(\alpha - \varphi), \quad (3)$$

где результирующая сила инерции от ВПДМ  $P_{j\Sigma}$  определяется из выражения [1]:  $P_{j\Sigma} = m_{ВПДМ} r \omega^2 \cdot (\cos \varphi + \lambda \cos 2\varphi)$ ;  $\omega$  – угловая скорость вращения коленчатого вала;  $\lambda$  – безразмерный кинематический параметр ДВС. Результирующая центробежная сила от всех вращающихся масс  $P_c$  с учётом оптимальной величины дисбаланса нащёчных противовесов  $D_{np}$  (1) определится из выражения:  $P_c = 0,5 \cdot m_{ВПДМ} r \omega^2$ . Тогда после некоторых преобразований формулу (3) для момента  $M_{j\Sigma}$  можно представить в виде:

$$M_{j\Sigma} = m_{ВПДМ} \cdot r \cdot \omega^2 \cdot c \cdot (0,5 \cdot \sin(\alpha + \varphi) + \lambda \cdot \sin \alpha \cdot \cos 2\varphi). \quad (4)$$

Инерционный момент  $M_{j\Sigma}$  может как увеличить, так и уменьшить результирующий момент  $M_{p\Sigma}$ . Ранее авторы нашли, что для 4-х тактных одноцилиндровых ДВС за счёт оптимизации координат ЦМ можно уменьшить возмущения от действия реактивного крутящего момента до двух раз [3]. Ниже выполнен такой анализ применительно к 2-х тактным двигателям, где принципиальное отличие состоит в ином периоде функции реактивного момента  $M_p(\varphi)$ :  $360^\circ$  (градусов поворота коленчатого вала) у 2-х тактного и  $720^\circ$  у 4-х тактного, что определяет иные результаты возможностей уравнивания. Заметим, что в этих исследованиях рассматривали только случаи расположения ЦМ в плоскости перпендикулярной оси коленчатого вала, проходящей через центр КШМ. Иное положение точки ЦМ приведёт к возникновению дополнительного момента, действующего в плоскости, проходящей через ось коленчатого вала, который не взаимодействует с результирующим опрокидывающим моментом и может лишь увеличить общее возмущение.

Для анализа была разработана программа расчёта всех вышеуказанных источников возмущений – газовых и инерционных сил и моментов, действующих в одноци-

линдровом 2-х тактном ДВС с возможностью произвольного задания весогабаритных параметров КШМ, включая положение ЦМ и параметров режима работы: частоты вращения  $n$  ( $\text{мин}^{-1}$ ) и нагрузки, характеризуемой величиной среднего индикаторного давления  $P_i$  (МПа). В частности, для каждого конкретного случая программным способом находили численные значения основных анализируемых источников возмущений – опрокидывающих моментов  $M_{p\Sigma}$ ,  $M_p$ ,  $M_{j\Sigma}$  с заданным интервалом по углу поворота коленчатого вала за период их действия ( $360^\circ$ ). Общую количественную оценку возмущения от действия опрокидывающего момента (для каждого конкретного случая) выполняли по величине максимального за период импульса  $L_M$  (Н·м·с) [4]. В программе была предусмотрена возможность выполнения процедур оптимизации, заключающихся в определении координат положения ЦМ (параметров “ $c$ ” и “ $\alpha$ ”, см. выше), обеспечивающих минимальное возмущение (значение параметра  $L_M$ ).

Количественный анализ выполнили для одноцилиндрового 2-х тактного ДВС с весогабаритными параметрами, соответствующими модели двигателя бензопилы “УРАЛ”: диаметр цилиндра  $D=55$  мм, ход поршня  $S=44$  мм, степень сжатия  $\epsilon=7$ , масса поршневого комплекта  $M_{пк} = 161$  гр, масса шатуна  $M_{ш} = 70$  гр. На рис. 2 показаны найденные расчётным способом графики моментов, действующих в остовае анализируемого ДВС при оптимальном положении центра масс ( $c=76,4$  мм,  $\alpha=14^\circ$ ) на среднем по частоте вращения и нагрузке режиме работы  $n=3000 \text{ мин}^{-1}$ ,  $P_i=0,75$  МПа.

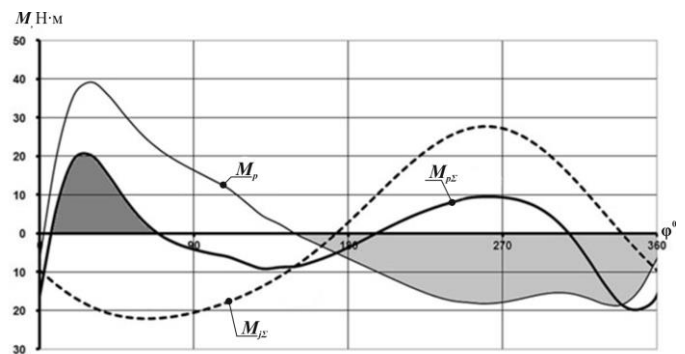


Рис. 2. Графики опрокидывающих моментов, действующих на остовае исследуемого одноцилиндрового двухтактного двигателя на режиме работы  $n=3000 \text{ мин}^{-1}$ ,  $P_i=0,75$

Здесь график реактивного момента  $M_p(\varphi)$  по существу будет соответствовать графику результирующего опрокидывающего момента  $M_{p\Sigma}(\varphi)$  при положении ЦМ в центре КШМ (при  $c=0$ ), как это следует из выражений (2) и (4). Заметим также, что в графической интерпретации величина импульса возмущения  $L_M$  от действия опрокидывающего момента  $M_{p\Sigma}(\varphi)$  соответствует максимальной за период площади между линией среднего индикаторного момента и её кривой. Для наглядности в этих графиках за нулевое значение реактивных моментов приняли значение среднего индикаторного на этом режиме:  $M_i=6,27$  Н·м. Тогда с учётом изложенного импульс возмущения от действия результирующего опрокидывающего момента при оптимальном положении ЦМ (его расчётная величина

$L_M=0,038$  Н·м·с) соответствует площади, выделенной тёмно-серым цветом и это в 4 раза меньше чем при расположении ЦМ в центре КШМ ( $L_M=0,154$  Н·м·с выделено светло-серым).

Выполненный анализ показал, что важной особенностью одноцилиндрового 2-х тактного ДВС является сильное влияние положения ЦМ на его уравновешенность и на других режимах работы. В таблице 1 приведены значения импульсов возмущения  $L_M$  на среднем режиме работы  $n=4000$  мин<sup>-1</sup>,  $P_i=0,75$  МПа при разных положениях его ЦМ.

Таблица 1

Расчётные значения импульсов возмущений  $L_M$  Н·м·с от действия результирующего опрокидывающего момента  $M_{p\Sigma}$  исследуемого одноцилиндрового двухтактного двигателя на среднем режиме работы  $n=4000$  мин<sup>-1</sup>,  $P_i=0,75$  МПа при разных положениях ЦМ

Угол вектора координаты ЦМ $\alpha$ , град	Длина вектора координаты ЦМ $c$ , мм				
	0	15	30	45	60
-10°	0,114	0,078	0,052	0,063	0,089
0°	0,114	0,076	0,043	0,044	0,072
10°	0,114	0,075	0,039	0,026	0,062
20°	0,114	0,076	0,041	0,028	0,065
30°	0,114	0,079	0,046	0,041	0,067

Видно, что при изменении этой координаты значение импульса возмущения существенно меняется. Минимальное расчётное возмущение от действия результирующего опрокидывающего момента на этом режиме (найден программным способом) характеризуется величиной импульса  $L_M=0,018$  Н·м·с и обеспечивается при положении ЦМ, с координатами  $c=42$  мм и угле  $\alpha=12^\circ$ . По сравнению с вариантом расположения ЦМ в центре КШМ ( $c=0$ ), где значение  $L_M=0,114$  Н·м·с, импульс уменьшается в 6 раз, а энергия возмущения, пропорциональная квадрату значения импульса [3], соответственно в 36 раз! Из этого видно, что влияние положение ЦМ на уравновешенность от действия опрокидывающего момента в одноцилиндровом 2-х тактном ДВС существенно выше, чем в подобном по весогабаритным параметрам 4-х тактном, где разница возмущений при указанных положениях ЦМ составляет около 1,4 раза при сравнении по значениям импульсов и 2-х раз при сравнений энергий возмущений [3].

Существенно более сильное влияние положения ЦМ на уравновешенность от действия опрокидывающего момента в одноцилиндровом 2-х тактном двигателе сравнительно с 4-х тактным характерно и для иных размерностей ДВС этого типа.

Для наглядности на рис. 2 показано расположение оптимальных точек ЦМ исследуемого одноцилиндрового 2-х тактного ДВС на некоторых режимах работы. Координаты точек на схеме нанесены в том же масштабе, что и основные элементы КШМ (ход поршня и диаметр цилиндра). Область их расположения соответствует на рис. 2 зоне заштрихованного овала А. Чем ниже скоростной режим и чем больше нагрузка, тем дальше от центра КШМ целесообразно расположить ЦМ.

Хотя в принципе возможно создание устройств, обеспечивающих автоматическое изменение положения ЦМ в зависимости от режима работы, целесообразно ограни-

читься обеспечением такой “развесовки” ДВС, при которой его ЦМ будет находиться в оптимальной зоне соответствующей наиболее часто используемых режимов. Следует иметь ввиду, что при некоторых “неправильных” положениях ЦМ результирующий опрокидывающий момент  $M_{p\Sigma}$  может быть даже больше уравновешиваемого реактивного крутящего  $M_p$  (по своему возмущающему действию). Поэтому такой анализ необходим на стадии проектирования ДВС.

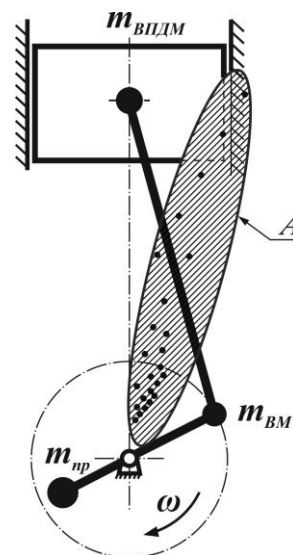


Рис. 3. Зона (А) оптимального расположения центра масс силовой установки с исследованным одноцилиндровым 2-х тактным двигателем на разных режимах работы

Заметим, что рассмотренный способ уравновешивания, связанный с оптимизацией “развесовки” может быть в принципе применён и для других типов ДВС, где существует неуравновешенная результирующая сила инерции. Как известно, кроме рассмотренного одноцилиндрового таковыми являются рядные модели некоторых 2-х и 4-х цилиндровых ДВС, где отсутствуют специальные устройства (балансирные валы) для уравновешивания этих сил. Однако анализ показал, что в этих случаях возможность уменьшения возмущений от действия реактивного крутящего момента за счёт подбора положения ЦМ незначительна. Оптимальным здесь является положение в середине коленчатого вала и любое смещение приводит к увеличению неуравновешенности от действия опрокидывающего момента. Во всяком случае, положение ЦМ в этих ДВС должно быть контролируемым: эта точка должна быть по возможности ближе к середине коленчатого вала.

#### Выводы

В результате выполненных исследований была разработана программа, позволяющая выполнять анализ всех видов возмущений от действия неуравновешенных сил и моментов для одноцилиндрового 2-х тактного двигателя с произвольно задаваемыми параметрами: масс и размеров элементов КШМ, режима работы, положения центра масс (развесовки).

Выполненный анализ уравновешенности рассмотренного ДВС показал, сильное влияние положения ЦМ на его уравновешенность от действия опрокидывающего момен-

та. За счёт специального подбора положения центра масс можно не только исключить возмущения от действия опрокидывающего момента инерционных сил  $M_{j\Sigma}$ , но и многократно уменьшить возмущения от действия реактивного крутящего момента. Найдены оптимальные положения ЦМ для разных режимов работы исследованного ДВС.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Двигатели внутреннего сгорания / под ред. В.Н. Луканина и М.Г. Шатрова. – М.: Высш. шк., 2005. – 400 с.
2. Тольский В.Е. Колебания силового агрегата автомобиля / В.Е. Тольский, Л.В. Корчемный, Г.В. Латышев, Л.М. Минкин. – М.: Машиностроение, 1976. – 266 с.
3. Гусаров В.В. Улучшение уравновешенности одноцилиндрового двигателя путём подбора положения его центра масс / В.В. Гусаров, С.В. Газизалиев // Машиностроение и инженерное образование. – 2012. – №3. – С. 2-6.

4. Гусаров В.В. Новый способ оценки внутренних возмущений поршневых автомобильных ДВС / В.В. Гусаров, А.А. Ашишин // Машиностроение и инженерное образование. – 2009. – №1(18). – С. 15-21.

5. Гордеев Б.А. Моделирование процессов испытаний виброопор на экспериментальном стенде / Б.А. Гордеев, А.И. Байков, А.Б. Дарьенков // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. – 2017. – Т.5, №2. – С. 56-61. DOI: 10.24892/RIIE/20170209

6. Чернышов К.В. Потенциальные виброзащитные свойства подвесок с двухступенчатым регулированием жесткости в цикле колебаний / К.В. Чернышов, И.М. Рябов, А.В. Поздеев // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. – 2018. – Т.6, №2. – С. 18-25. DOI: 10.24892/RIIE/20180203

## Analysis of Possibilities for Reduction of Vibration Activity of Single-Cylinder Two-Stroke Engine

Gusarov V.V., Ashishin A.A., Authman R.L.

Moscow Polytechnic University, Russian Federation

[gusarov39@yandex.ru](mailto:gusarov39@yandex.ru), [alexkn81@yandex.ru](mailto:alexkn81@yandex.ru), [rudan92@yandex.ru](mailto:rudan92@yandex.ru)

**Abstract.** The analysis of a single cylinder two-stroke engine balance taking into account disturbing from inertial forces action of overturning moment about the center of mass. A program has been developed to calculate all the moments of force affecting the framework, taking into account the possibility of varying the weight and dimensional parameters of the engine being studied. The program provides for an optimization procedure that enables one to find in each case the coordinates of the mass center position, which ensures minimum disturbance from the effect of the resulting overturning moment. The results of quantitative analysis of disturbances from the effect of overturning moments of the single-cylinder two-stroke engine of the URAL type gas-powered saw are presented. For a specified mode of operation, graphs of the progress of various moments during the period of effect thereof are shown and the values of disturbance pulses —

characterizing the vibration loading — are found from the effect of the resulting overturning moment at different positions of the mass center. The area of mass center position points that ensures the best balance of the engine is shown. Quantitative evaluation of mass center position effect on vibration loading of the investigated single-cylinder two-stroke engine was done. The conclusion is made about possibilities of significant improvement of balance due to special selection of the mass center position of the single cylinder two-stroke engine.

**Keywords:** Engine balance, single cylinder, two-stroke engine, the overturning moment, mass center of the engine.

# Качественное исследование комбинированного трения в контакте эластичного колеса с твердой опорой

Балакина Е.В., Сарбаев Д.С.

Волгоградский государственный технический университет

г. Волгоград, Российская Федерация

[fahrgestell2011@yandex.ru](mailto:fahrgestell2011@yandex.ru), [sards93@gmail.com](mailto:sards93@gmail.com)

**Аннотация.** В статье описаны результаты экспериментального исследования комбинированного трения в пятне контакта эластичного колеса с твердой опорной поверхностью с целью качественного определения взаимного расположения участков с трением покоя и скольжения относительно вектора поступательной скорости колеса. Эксперимент проводился на специальной установке с прозрачной опорной поверхностью, с использованием видеоаппаратуры для фиксации результатов. Представлены выводы о качественном расположении участков с трением покоя и трением скольжения в пятне контакта относительно вектора поступательной скорости колеса. Проведенные исследования показали, что при моделировании поворота колесной машины участки с трением покоя смещены в сторону, противоположную направлению боковой силы, а при моделировании торможения – в сторону, противоположную направлению скорости скольжения колеса. Дальнейшее изучение комбинированного трения в пятне контакта и развитие методики их исследования позволит корректно моделировать устойчивость и управляемость колесной машины при различных режимах ее движения. Также результаты работы могут быть полезны при разработке новых алгоритмов функционирования систем управления движением колесных машин.

**Ключевые слова:** эластичное колесо, пятно контакта с твердой опорой, комбинированное трение в контакте, участки с трением покоя и скольжения, взаимное расположение.

## ВВЕДЕНИЕ

Известно, что в пятне контакта эластичного колеса колесной машины с опорной поверхностью присутствует комбинированное трение. Там есть участки с трением покоя и трением скольжения [1-20]. Их расположение в передней или задней частях пятна контакта относительно направления движения машины определяет различные явления в пятне контакта. В частности, при отсутствии бокового скольжения колеса (устойчивое движение машины), участок с трением скольжения воспринимает продольную нагрузку и реализует часть продольной реакции опорной поверхности, а участок с трением покоя воспринимает продольную и боковую нагрузки и реализует как часть продольной, так и всю боковую реакцию опорной поверхности. Это определяет параметры и увода эластичного колеса, и колебаний управляемых колес машины, которые существенно влияют на устойчивости движения и управляемость машины [1, 5, 8, 14, 17].

Исследователи в разные годы занимались явлениями в пятне контакта эластичного колеса с твердой опорой [1-7, 9-20]. При этом они преследовали разные цели. Одни исследовали эпюры напряжений в пятне контакта, другие – сносы реакций, третьи – деформации, износы и др. Сцепное взаимодействие также исследовалось [3-7, 10-20]. Однако в литературных источниках нет четких, однозначных данных о взаимном расположении участков с разным трением в пятне контакта эластичного колеса с твердой опорной поверхностью при различных условиях нагружения колеса. При этом знания о качественном и количественном расположении участков разного трения позволят более точно моделировать моменты в пятне контакта, поворачивающие управляемые колеса машины вокруг осей поворотов. Это актуально не только для корректного моделирования устойчивости движения колесных машин, но и может быть использовано для создания уточненных алгоритмов работы систем управления движением колесных машин.

## ЦЕЛЬ

Целью исследования является качественное определение взаимного расположения участков с трением покоя и скольжения в пятне контакта эластичного колеса с твердой опорной поверхностью относительно вектора поступательной скорости колеса при его комбинированном нагружении.

## МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТА

В Волгоградском государственном техническом университете, на факультете автомобильного транспорта в течение ряда лет проводятся исследования свойств подвижного и неподвижного эластичного колеса, взаимодействующего с твердой опорной поверхностью. При этом исследуются его упругие свойства (в том числе и при наклоне), сцепные свойства, распределение энергии при деформации, сносы реакций и др.

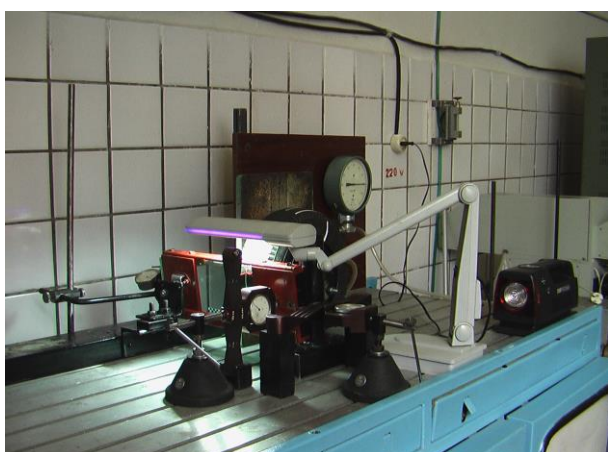
Для достижения поставленной цели исследования, т.е. для изучения участков с трением покоя и скольжения в пятне контакта эластичного колеса с твердой опорой была создана экспериментальная установка с моделью опорной поверхности, выполненной из оптически прозрачного материала. Фотография установки показана на рис. 1.



а



г



б



в

Рис. 1. Фотография установки:

- а – внешний вид при горизонтальной установке колеса;
- б – внешний вид при вертикальной установке колеса;
- в – вид на пятно контакта горизонтального колеса, нагруженного радиальной и продольной силами;
- г – вид на пятно контакта вертикального колеса, нагруженного радиальной и боковой силами

Имитировалось комбинированное нагружение шины 3,50-5: при вертикальной установке шины – радиальное и боковое; при горизонтальной установке шины – радиальное и продольное.

Усилия контролировались образцовыми переносными динамометрами на сжатие типа ДОС ГОСТ 9500-75 системы Н. Г. Токаря: ДОС-0,1; ДОС-0,3 и ДОС-1. Перемещения контролировались индикаторами часового типа ИЧ-10 ГОСТ 577-68. Модель дороги выполнена из оптически прозрачного материала для возможности регистрации размеров и формы пятна контакта, а также момента начала скольжения в пятне контакта. Для удобства наблюдения изменений, происходящих в пятне контакта при приложении нагрузки, на шину, в месте контакта были нанесены светлые полосы, перпендикулярные направлению возможного скольжения в пятне контакта, облегчающие визуальный анализ процессов, происходящих в пятне контакта. Измерения проводились в нескольких сечениях колеса (2х) для повышения детальности анализа и оценки влияния неоднородности материала шины и неравномерности износа протектора.

#### КОМБИНИРОВАННОЕ НАГРУЖЕНИЕ КОЛЕСА РАДИАЛЬНОЙ И БОКОВОЙ СИЛАМИ

Комбинированное нагружение колеса радиальной и боковой силами позволяет моделировать режим поворота машины.

К шине, закрепленной вертикально, была приложена нормальная нагрузка (номинальная  $800\text{H} \pm 20\%$ ) в соответствии с разрешенной и максимально допустимой паспортной нагрузкой. Первые циклы нагружения не принимались во внимание, так как шина как бы обжималась (пробные циклы).

После загрузки вертикально установленной шины нормальной нагрузкой, к шине ступенчато прикладывалась боковая сила, изменения в протекторе фиксировались



видеоаппаратурой.

Деформация полос свидетельствовала о наличии трения покоя в зонах деформации. При этом неподвижность полос (частей полос) свидетельствовала о наличии трении скольжения в зонах отсутствия деформации.

На основании обработки фото- и видеоматериалов были сделаны выводы о качественном расположении участков разного трения в пятне контакта протектора при боковом нагружении неподвижной шины. В целом, участки с трением покоя смещены в сторону, противоположную направлению приложения силы.

#### КОМБИНИРОВАННОЕ НАГРУЖЕНИЕ КОЛЕСА РАДИАЛЬНОЙ И ПРОДОЛЬНОЙ СИЛАМИ

Комбинированное нагружение колеса радиальной и продольной силами позволяет моделировать режим торможения машины.

В первом эксперименте имитировался тормозной режим колеса. Горизонтально расположенное колесо оставалось неподвижным, тормозной момент задавался подвижной опорной поверхностью. Деформируясь, следуя за движением опоры, полосы на протекторе показывали изменения в протекторе и говорили о видах трения в пятне контакта. Нагрузка прикладывалась ступенчато, с фиксацией результатов. В процессе нагрузки в пятне контакта случилось проскальзывание, которое можно было заметить по колебаниям стрелки динамометра. Нагружение производилось до полного проскальзывания колеса.

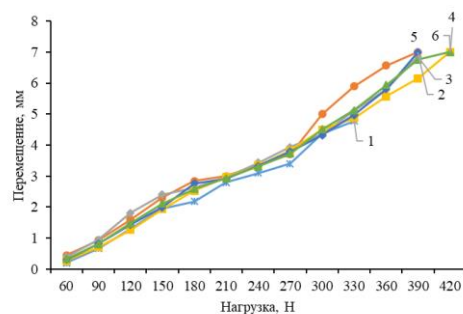
Из анализа измеренных параметров пятна контакта в имитируемом тормозном режиме следует, что участки трения покоя смещены в сторону, противоположную направлению скорости скольжения колеса (к задней части пятна контакта).

Во втором эксперименте имитировался режим ведущего колеса. Опорная поверхность была неподвижна, крутящий момент прикладывался к колесу. Визуальное наблюдение в данном эксперименте осложнено тем фактом, что пятно контакта недолго оставалось неподвижным, поэтому деформация полос становилась значительной только при прокручивании колеса. Нагружение проходило ступенчато, с фиксацией результатов. В процессе нагрузки в пятне контакта случилось проскальзывание, которое можно было заметить по колебаниям стрелки динамометра. Нагружение производилось до полного проскальзывания колеса.

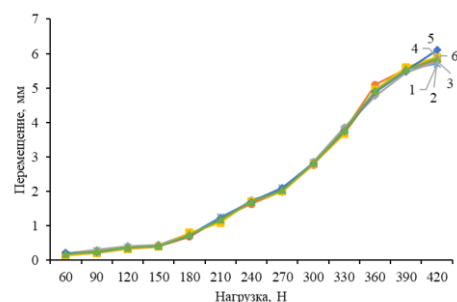
Анализ этого эксперимента был непростым. Видимые деформации полос на начальном этапе были незначительны, а когда деформация полос становилась заметной, шина уже проворачивалась на большой угол. Но, используя замедленный просмотр видео, удалось выделить момент начала небольших деформаций, перед самым началом прокручивания колеса.

Из анализа измеренных параметров пятна контакта в имитируемом ведущем режиме следует, что участки трения покоя смещены в сторону направления скорости скольжения колеса (к передней части пятна контакта).

На рис. 2 и рис. 3 приведены некоторые результаты экспериментов.

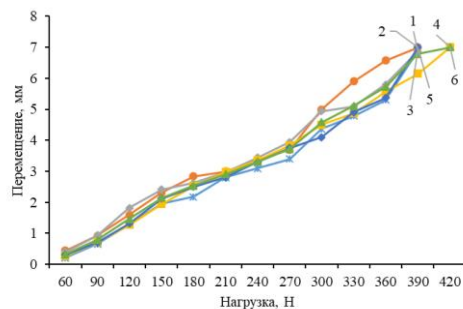


а

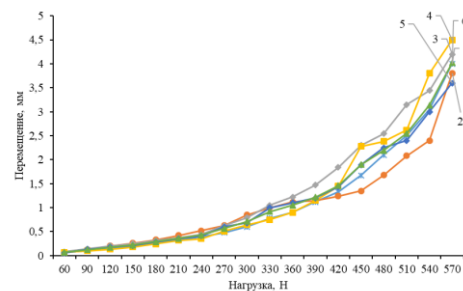


б

Рис. 2. Комбинированное нагружение колеса радиальной и боковой силами (нагрузка номинальная): а – сечение №1; б – сечение №2; 1 – замер №1; 2 – замер №2; 3 – замер №3; 4 – замер №4; 5 – замер №5; 6 – среднее значение



а



б

Рис. 3. Комбинированное нагружение колеса радиальной и продольной силами (нагрузка номинальная): а – сечение №1; б – сечение №2; 1 – замер №1; 2 – замер №2; 3 – замер №3; 4 – замер №4; 5 – замер №5; 6 – среднее значение

ЗАКЛЮЧЕНИЕ (Выводы)

На основе проведенных исследований сделаны следующие общие выводы.

В пятне контакта эластичного колеса с твердой опорой в режиме торможения колеса зона трения покоя смещается назад относительно направления вектора поступательной скорости колеса, то есть в сторону задней части пятна контакта (в сторону тормозного момента).

В пятне контакта эластичного колеса с твердой опорой в режиме ведущего колеса зона трения покоя смещается вперед относительно направления вектора поступательной скорости колеса, то есть в сторону передней части пятна контакта (в сторону крутящего момента).

В пятне контакта эластичного колеса с твердой опорой в режиме бокового нагружения колеса зона трения покоя смещается в сторону, противоположную боковой силе колеса (сонаправлено вектору боковой реакции колеса).

ЛИТЕРАТУРА

1. Автомобильный справочник: Пер. с англ. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: ЗАО «КЖИ «За рулем», 2004. – 992 с.
2. Балабин, И.В. Автомобильные и тракторные колеса и шины / И.В. Балабин, В.А. Путин, И.С. Чабунин. – МГТУ «МАМИ», 2012. – 920с.
3. Балакина, Е.В. Определение взаимного расположения сил, реакций и зон трения в пятне контакта эластичного колеса с твердой поверхностью / Е.В. Балакина, Н.М. Зотов // Трение и износ. – 2015. – Т. 36, №1. – С. 36–40.
4. Балакина, Е.В. Расчет геометрического положения и размеров зон трения покоя и скольжения в пятне контакта эластичного колеса с твердой опорной поверхностью / Е.В. Балакина // Трение и износ. – 2017. – Т. 38, №2. – С.136-143.
5. Балакина Е. В. Устойчивость движения колесных машин / Е. В. Балакина, Н. М. Зотов. – Волгоград: РПК «Политехник», 2011. – 464 с.
6. Киреевков А.А. О движении однородного вращающегося диска по плоскости в условиях комбинированного трения // А.А. Киреевков. – Изв. РАН. МГТ. – 2002. – №1. – С. 60-67.
7. Кнороз, В.И. Работа автомобильной шины / В.И. Кнороз, Е.В. Кленников, И.П. Петров и др. / Под ред. В.И. Кнороза. – М.: Транспорт, 1976. – 240 с.
8. Кравец В.Н. Теория автомобиля. Учебник для вузов / В.Н. Кравец, В.В. Селифонов. – М.: ООО «Гринлайт», 2011. – 884 с.
9. Петрушов, В.А. Автомобили и автопоезда: Новые технологии исследования сопротивлений качения и воздуха. – М.: ТОРУС ПРЕСС, 2008. – 352 с.

10. Станкевич, Э.Б. Исследование зон сцепления и скольжения в области контакта шины с опорной поверхностью / Э.Б. Станкевич, Б.М. Азаров // Труды НАМИ. Выпуск 212. Исследование ходовых систем колесных тракторов. – М.: Изд-во НАМИ, 1971. – С. 31-34.

11. Туренко А.Н. Методы расчета реализуемого коэффициента сцепления при качении колеса в тормозном режиме /А.Н. Туренко, С.И. Ломака, Л.А. Рыжих, Д.Н. Леонтьев // Автомобильный транспорт. – 2010. – №27. – С. 7-12.

12. Федотов, А.И. Динамический метод диагностики пневматического тормозного привода автомобилей: монография. – Иркутск: Изд-во ИрННТУ, 2015. – 514 с.

13. Dr. Ir. I.J.M. Besselink (Eindhoven University of Technology / TNO Automotive), Prof. Dr. H. Nijmeijer (Eindhoven University of Technology), Dr. Ir. A.J.C. Schmeitz (TNO Automotive), Dr. Ir. J.A.W. van Dommelen (Eindhoven University of Technology). Tyre models for steady-state vehicle handling analysis. ing. R.T. Uil DCT. Eindhoven, December, 2007, 142 p.

14. Hans B. Pacejka. Tire and Vehicle Dynamics. – Published by Elsevier Ltd, USA, 2012.

15. Morris de Beer, Colin Fisher, Louw Kannemeyer. Tyre - pavement interface contact stresses on flexible pavements – quo vadis? / 8th Conference on asphalt pavements for Southern Africa, June 2012.

16. Liukkula, M. 2006. Tyre Characterisation on Summer and Winter Surfaces. Presentation in Tire Technology Expo 2006, 3rd International Colloquium on Vehicle-Tyre-Road Interaction. Nokian Tyres.

17. Reza N. Jazar. Vehicle Dynamics: Theory and Application. – Springer Science + Business Media, LLC, 2008, 1015 p.

18. Sami Koskinen. Sensor Data Fusion Based Estimation of Tyre-Road Friction to Enhance Collision Avoidance / A dissertation for the degree of Doctor of Science in Technology of the Faculty Automation, Mechanical and Materials Engineering, the Tampere University of Technology, 12 March 2010, 209 p.

19. Svendenius Jakob. Tire Modeling and Friction Estimation. – Department of Automatic Control Lund University, Lund, Sweden, 2007. – 194 p.

20. Zotov N. M. Using the  $\Phi - S_x$  Nomogram in Calculating the Dynamics of a Braked Wheel / N. M. Zotov, E. V. Balakina // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. – 2007. – Vol. 36, No. 2. – С. 193-198. – Англ.

# Qualitative Research of the Combined Friction in Contact of an Elastic Wheel with Solid Surface

Balakina E. V., Sarbaev D. S.

Volgograd State Technical University

Volgograd, Russian Federation

[fahrgestell2011@yandex.ru](mailto:fahrgestell2011@yandex.ru), [sards93@gmail.com](mailto:sards93@gmail.com)

**Abstract.** The article describes the results of an experimental research of combined friction in the contact of an elastic wheel with a solid surface for the purpose of qualitatively determining the relative location of the areas with static friction and sliding friction relative to the linear velocity vector of the wheel. The experiment was carried out on a special installation with a glassy support surface, using video equipment to record the results. Conclusions are drawn about the qualitative arrangement of areas with static friction and sliding friction in the contact relative to the linear velocity vector of the wheel. The conducted researches showed that when modeling the rotation of a wheeled vehicle, the areas with the static friction are displaced aside, opposite to the direction of the lateral force, and when modeling the

braking – in the direction opposite to the direction of speed of sliding wheel. Further study of combined friction in the contact and the development of the methods for their investigation will correctly simulate the stability and controllability of the wheeled vehicle under various modes of its motion. Also, the results of the work can be useful in developing new algorithms for the functioning of drive control systems of wheeled vehicles.

**Keywords:** elastic wheel, contact with solid surface, combined friction in contact, areas with static friction and sliding friction, relative location.

# Ресурсные испытания радиальных кольцевых уплотнений при высоких температурах

Ашейчик А.А.

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого  
г. Санкт-Петербург, Российская Федерация,  
[aseichik52@mail.ru](mailto:aseichik52@mail.ru)

**Аннотация.** В работе представлены материалы экспериментальных исследований неподвижных резиновых кольцевых уплотнений при температуре 230°C и давлении 120÷240 атм. Исследование работы уплотнений проводилось в двух газовых средах: среде воздуха и азота.

Описана конструкция стенда для длительных ресурсных испытаний неподвижных радиальных уплотнений в различных газовых средах при давлениях до 250 атм и температурах до 300°C. Приведены результаты ресурсных испытаний радиальных кольцевых уплотнений для воздуха и азота в зависимости от давления газовой среды в рабочей камере.

Установлено, что основными причинами отказа неподвижных кольцевых радиальных уплотнений при высоких температурах и давлениях являются процессы накопления повреждений.

Для уплотнений, работающих в агрессивных газовых средах, происходит накопление микротрещин вплоть до образования на поверхности уплотнения макротрещин. Для уплотнений, работающих в инертных газовых средах основным процессом, вызывающим отказ уплотнения, является процесс изменения формы уплотнения в результате микродеформаций.

**Ключевые слова:** неподвижные уплотнения, резина, высокие температуры, давление, ресурсные испытания, микротрещины.

## ВВЕДЕНИЕ

Радиальные кольцевые уплотнения широко распространены в технике. Они предназначены для обеспечения герметичности уплотняемых соединений при действии внешнего давления, температуры, агрессивной среды [1-5]. В данном случае исследовались неподвижные резиновые кольцевые уплотнения Кольцо 026-032-36 ГОСТ 9833 [6-8], изготовленные из резины HNBR.

Кольца устанавливались в специальные посадочные места (кольцевые канавки), внутренний диаметр которых несколько больше, чем внутренний диаметр уплотнительных колец (рис.1). Такая конструкция уплотнения обеспечивает эффект самоуплотнения, который тем больше, чем выше внешнее давление [9-11]. Это приводит к увеличению герметичности уплотняемого соединения.

В данном случае проводились ресурсные испытания неподвижных резиновых кольцевых уплотнений при температуре 230°C и давлении 120÷240 атм. Исследование работы уплотнений проводилось в двух газовых средах: среде воздуха и азота.

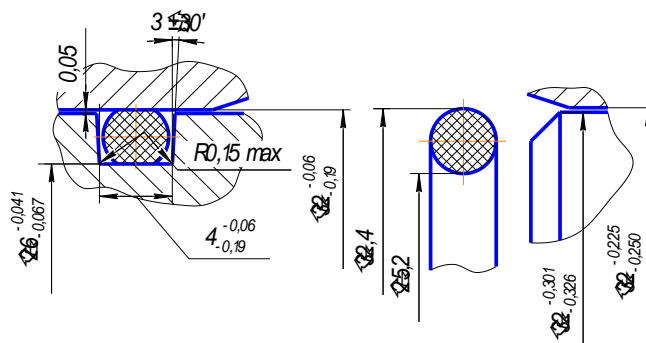


Рис. 1. Неподвижное радиальное уплотнение (сборка)

## ЦЕЛЬ ИССЛЕДОВАНИЯ

Целью испытаний являлось: выявление причин отказа уплотнений в этих газовых средах при указанных параметрах эксплуатации и получение численных результатов для прогнозирования ресурса данного типа уплотнений в этих условиях. За отказ или потерю работоспособности уплотнения принимается нарушение герметичности соединения, что приводит к появлению утечек рабочей среды. В данном случае критерием отказа являлась скорость падения давления газа в рабочей камере выше 50 атм в час.

Причинами возникновения катастрофических утечек при высоких температурах являются [12-15]:

- 1) объемное разрушение колец из-за накопления микротрещин при воздействии агрессивной среды и температуры;
- 2) выдавливание резинового кольца в зазор из-за течения материала и последующего разрыва резины в результате достижения разрывных напряжений предельных значений;
- 3) утечки в результате увеличения щелевого зазора из-за необратимых изменений формы уплотнения под воздействием температуры и давления рабочей среды.

## СТЕНД ДЛЯ РЕСУРСНЫХ ИСПЫТАНИЙ И МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЙ

Для достижения указанной цели был разработан и изготовлен стенд, который позволяет проводить длительные ресурсные испытания неподвижных радиальных уплотнений в различных газовых средах при давлениях до 250 атм и температурах до 300°C [16-19]. При испытаниях регистрируются величины давления и температуры в рабочей камере, скорость утечек после разрушения уплотнения. Конструкция автоклава стенда приведен на рис.2.

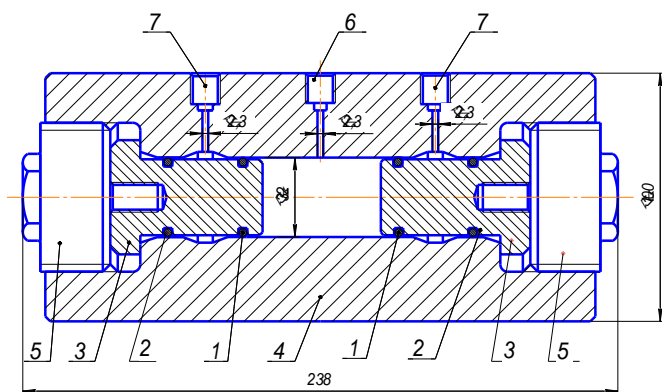


Рис. 2. Конструкция автоклава для ресурсных испытаний неподвижных радиальных кольцевых уплотнений

При испытаниях радиальные основные уплотнения 1 и радиальные резервные уплотнения 2 устанавливаются в пробки 3 с двух сторон толстостенного стального цилиндра 4 (рабочая камера). Далее устанавливаются заглушки 5 и в рабочую камеру через центральный порт 6 из газового баллона подается газ с воздухом или азотом.

Контроль давления в рабочей камере осуществляется центральным манометром, подсоединяемый к центральному порту 6. Сброс давления после испытаний осуществляется через клапан на газовом баллоне или клапан, подсоединяемый к рабочей камере (на чертеже автоклава не показан). Величина давления в боковых полостях пробок после разрушения основных уплотнений 1 измеряется боковыми манометрами, подсоединяемыми к боковым портам 7. Цилиндр 4 при проведении испытаний помещается в термошкаф с автоматической регулировкой температуры. Контроль температуры осуществляется термометрами, помещенными в отверстия в цилиндре 4.

Общий вид стенда для ресурсных испытаний радиальных кольцевых уплотнений приведен на рис.3. Время нагрева цилиндра до температуры 230°C составляло 2,5 часа. Температура в цилиндре в процессе испытаний поддерживалась с погрешностью  $\pm 2^\circ\text{C}$ . Испытания проводились непрерывно до разрушения основных уплотнений.



Рис. 3. Общий вид стенда для ресурсных испытаний неподвижных радиальных кольцевых уплотнений

#### РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

В табл.1 и на рис 4 приведены результаты ресурсных испытаний радиальных кольцевых уплотнений при тем-

пературе 230°C для воздуха и азота в зависимости от давления газовой среды в рабочей камере.

Таблица 1

Результаты ресурсных испытаний радиальных кольцевых резиновых уплотнений в среде воздуха и азота

Давление, атм	Ресурс в часах	
	Воздух	Азот
230	5,6	9,9
210	7,1	11,8
180	9,8	16,3
145	16,1	23,2
120	23,5	29,7

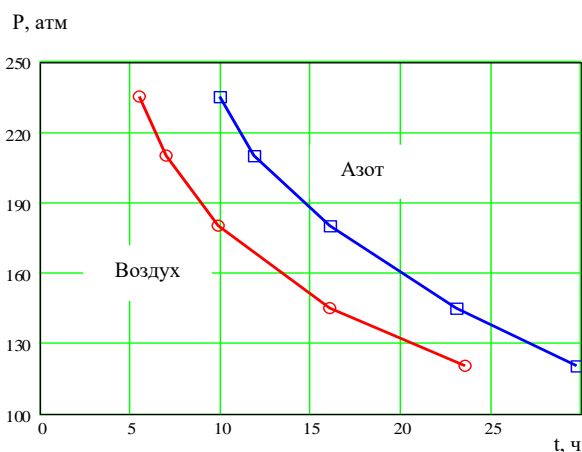


Рис. 4. Зависимости срока службы радиальных кольцевых уплотнений от давления газовой среды

Каждая точка в таблице и на графиках была получена как среднее арифметическое по результатам пяти экспериментов. Из полученных результатов следует, что ресурс уплотнений при испытаниях в среде азота на 50÷60% выше, чем при испытаниях в среде воздуха.

На рис.5 приведен внешний вид пробки с установленными основным и резервным уплотнениями до и после испытаний.



Рис. 5. Внешний вид пробки: слева - до испытаний; справа – после испытаний

На рис.6 приведены разрушенные уплотнения после испытаний в среде воздуха и азота, а на рис 7 приведена форма уплотнений в поперечном сечении после испытаний в воздухе.



Рис. 6. Внешний вид уплотнений после испытаний: справа – в воздухе; слева – в азоте

Сами кольца после испытаний в воздухе становятся жесткими и хрупкими. Во всех случаях катастрофический рост утечек через уплотнение в воздушной среде наступал из-за разрушения внутреннего кольца.

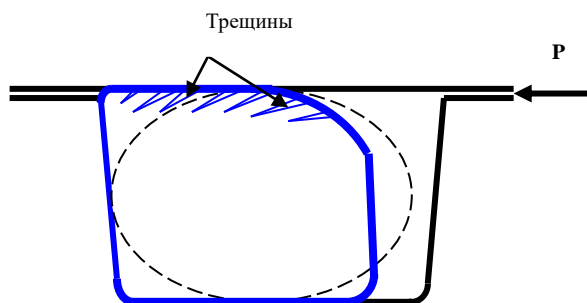


Рис. 7. Форма уплотнений после испытаний в воздухе

В этом случае для прогноза долговечности уплотнения может использоваться формула [20, 21]:

$$t_f = \ln\left(\frac{1}{1 - \Pi^*}\right) \cdot A_{\Pi} \cdot \sigma^{-b} \cdot \exp \frac{U}{R \cdot T}$$

где  $t_f$  – долговечность, как время до разрушения;  $\Pi^*$  – критическая концентрация повреждений, время достижения которой определяет появление микроразрывов материала, приводящих к утечкам;  $A_{\Pi}$  и  $b$  – постоянные, характеризующие процесс;  $\sigma$  – напряжение;  $E$  – энергия активации,  $R$  – газовая постоянная,  $T$  – температура.

При данной технике проведения эксперимента при прогнозе долговечности с использованием экспериментальных данных, полученных при проведении ресурсных испытаний на стенде, не требуются учет релаксации напряжений при установке в посадочное место и учет предварительного старения резины [22-25].

Для подтверждения решающей роли напряжений в среде воздуха были проведены дополнительные эксперименты с изменением посадочного диаметра канавки (см. рис.1) на 0,3 мм и ширины канавки на 0,2 мм. При этих экспериментах из-за снижения напряжений долговечность всегда увеличивалась.

После испытаний в инертной среде азота уплотнения не теряли свою эластичность. Микротрещины на поверхности уплотнений не наблюдались. Однако в этом случае наблюдалась сильная деформация поверхности. Форма уплотнения в зоне уплотняемой поверхности приближалась к клиновидной (рис.8).

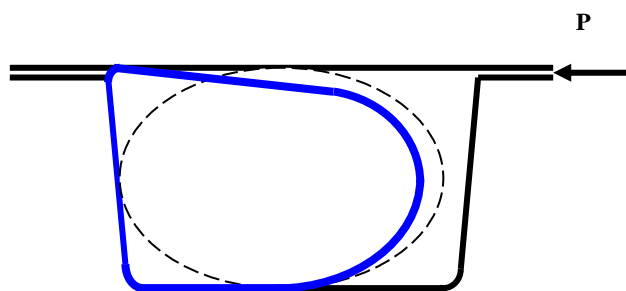


Рис.8. Форма уплотнений после испытаний в азоте

Таким образом, при испытаниях в азоте накопление микродеформаций резины приводит к образованию клиновидного зазора, который непрерывно увеличивается вплоть до раскрытия уплотнения и потери его герметичности.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Основными причинами отказа неподвижных кольцевых радиальных уплотнений при исследованных температуре и давлении являются процессы накопления повреждений. Для уплотнений, работающих в агрессивных газовых средах, например, на воздухе, происходит накопление микротрещин вплоть до образования на поверхности уплотнения макротрещин. Для уплотнений, работающих в инертных газовых средах, например, в азоте, основным процессом, вызывающим отказ уплотнения, является процесс изменения формы уплотнения в результате микродеформаций.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Голубев А. И. Уплотнения и уплотнительная техника: Справочник /А. И. Голубев, Л. А. Кондаков. – М.: Машиностроение, 1986. – 464 с.
2. Лебедев В.М. Исследование трибологических свойств резины из СКФ-32, наполненной медным порошком / В.М.Лебедев, А.А.Ашейчик // Каучук и резина. – 1981. – №6. – С. 33-35.
3. Ашейчик А.А. Влияние распределения контактных напряжений на утечки через торцевое уплотнение / А.А.Ашейчик, В.Л. Полонский // Вестник СибГАУ. – 2015. – Т.16, №3. – С. 705-713.
4. Ашейчик А.А. Определение энергии активации эластомеров экспериментально-теоретическим методом / А.А.Ашейчик, В.Л. Полонский // Современное машиностроение. Наука и образование. – 2014. – № 4. – С. 283-291.
5. Ашейчик А.А. Исследование износостойкости и нагрузочной способности резин для шкивов грузоподъемного оборудования / А.А.Ашейчик, В.Л. Полонский // Вестник СибГАУ. – 2016. – Т.17, №1. – С. 186-193.
6. Лебедев В.М. Исследование антифрикционных свойств металлонаполненных резин на основе СКФ-32 в условиях вакуума / В.М. Лебедев, А.А. Ашейчик, Г.Р. Хачатрян, Б.В. Ратнер // Каучук и резина. – 1981. – №6. – С. 33-35.
7. Лебедев В.М. Применение металлонаполненных полимерных покрытий для повышения долговечности тяговых цепей / В.М. Лебедев, А.Я. Башкарев, А.А. Ашейчик, Е.В. Заборский // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 1981. – №6. – С.44-48.

8. Лазарев С.О. Исследование влияния распределения напряжений в зоне контакта на утечки через резиновое уплотнение в неподвижном соединении / С.О.Лазарев, А.А.Ашейчик, В.Л.Полонский // Фундаментальные исследования в технических университетах. – СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2006. – С. 311-312.

9. Лебедев В.М. Влияние газовой среды на трение пар в режиме избирательного переноса / В.М. Лебедев, А.А. Ашейчик // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 1980. – № 1. – С. 23-27.

10. Лебедев В.М. Исследование температуры трения при работе пар трения в режиме избирательного переноса в условиях вакуума / В.М. Лебедев, А.А. Ашейчик // Трение и износ. – 1980. – Т.1, № 6. – С. 1097-1100.

11. Лебедев В.М. Исследование режима граничного трения в вакууме / В.М. Лебедев, А.А. Ашейчик // Физико-химическая механика материалов. 1980.– № 3.– С. 122-123.

12. Лебедев В.М. Повышение качества поверхности трения деталей путем приработки их в условиях вакуума / В.М. Лебедев, А.А. Ашейчик, Н.А. Смирнов // Вестник машиностроения. – 1980. – №10. – С. 24-26.

13. Жуков В.А. Механика / В.А.Жуков, А.А. Ашейчик. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2004. – 70 с.

14. Лебедев В.М. Применение металлоплакирующих смазок для повышения износостойкости тяговых цепей / В.М. Лебедев, А.А. Ашейчик, Н.А. Смирнов // Вестник машиностроения. – 1980. – №9. – С. 28-29.

15. Лебедев В.М. Влияние степени разрежения газовой среды на процессы граничного трения / В.М. Лебедев, А.А. Ашейчик // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 1981. – № 5. – С. 52-55.

16. Ашейчик А.А. Стенд для исследования трибологических свойств материалов / А.А. Ашейчик // Фундаментальные исследования в технических университетах. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2010. – Т.1. – С.139-140.

17. Ашейчик А.А. Испытание эластомеров при знакопеременном изгибе с вращением / А. А. Ашейчик,

Т.Д.Ахметшин // XL Неделя науки СПбГПУ: сб. науч. трудов научно-практической конференции. Т.4. – СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2011. – С. 156-157.

18. Ашейчик А. А. Стенд для испытания материалов на устойчивость к взрывной декомпрессии / А. А. Ашейчик, С.О. Лазарев // Фундаментальные исследования в технических университетах. – СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2006 – С. 291-292.

19. Ашейчик А.А. Стенд для исследования динамического модуля и модуля внутреннего трения эластомеров/ А.А. Ашейчик // Фундаментальные исследования в технических университетах.– СПб: Изд-во Политехн. ун-та, 2010. – Т.1. – С.140-141.

20. Asheichik A.A. Prediction of leak in the static mechanical seal / A.A. Asheichik, M.R. Bahrami // ICMTME 2017. – МАТЕС Web of Conferences. – Volume 129 (2017). – 06002.

21. Ашейчик А. А. Трение и изнашивание в вакууме / А. А. Ашейчик. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2017. – 210 с.

22. Лебедев В.М. Исследование возможности использования избирательного переноса для повышения надежности и долговечности вакуумных машин / В.М. Лебедев, А.А. Ашейчик // Управление надежностью машин.– Киев: Изд-во УкрНТОМашпром.– 1978.– С. 234-235.

23. Лебедев В.М. Повышение износостойкости и антифрикционных свойств ПА-покрытий / В.М. Лебедев, А.Я. Башкарев, А.А.Ашейчик, В.В. Букреев // Пластические массы. – 1980. – №10. – С.29-30.

24. Белов А.В. Исследование коэффициента трения и износостойкости графелона при трении в морской воде. / А.В.Белов, Ф.Л.Титов // Современное машиностроение. Наука и образование. – 2017.– № 6. – С. 340-347.

25. Asheichik A.A. Investigation of antifriction feature of graflon under friction in seawater/ A.A. Asheichik, M.R. Bahrami // Procedia Engineering. – 2017. – Vol. 206. – pp. 642-646.

## Resource Tests of Radial Ring Seals at High Temperatures

A.A. Asheichik

Peter the Great St.-Petersburg polytechnical university  
St.-Petersburg, Russian Federation  
[aseichik52@mail.ru](mailto:aseichik52@mail.ru)

**Abstract.** The paper presents materials of experimental studies of stationary rubber ring seals at a temperature of 230 ° C and a pressure of 120-240 atm. Seals were examined in two gas media: air and nitrogen. The design of the stand for long-term resource tests of stationary radial seals in various gas media at pressures up to 250 atm and temperatures up to 300 ° C is described. The results of resource tests of radial ring seals for air and nitrogen are given, depending on the pressure of the gaseous medium in the working chamber. It has been established that the main reasons for the

failure of fixed ring radial seals at high temperatures and pressures are the processes of damage accumulation. For seals working in aggressive gas environments, microcracks accumulate up to the formation of macrocracks on the surface. For seals working in inert gas environments, the main process causing failure of compaction is the process of changing the shape of the compaction as a result of microdeformations.

**Keywords:** fixed seals, rubber, high temperatures, pressure, resource tests, microcracks.

# Геометрические параметры узла трения четырехшариковой машины

Антимонов А.М., Пушкарева Н.Б., Решетников Е.Г.

Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина

Екатеринбург, Россия

[u11446@mail.ru](mailto:u11446@mail.ru), [nbpush@mail.ru](mailto:nbpush@mail.ru)

**Аннотация.** Стандартные исследования трибологических свойств смазочных материалов осуществляются на четырехшариковой машине трения. Узел трения такой машины представляет собой пирамиду из контактирующих друг с другом стальных шаров одинакового диаметра. Для нормальной работы этого узла необходимо обеспечить стабильное скольжение верхнего шара пирамиды относительно трех нижних неподвижных опорных шаров. Другие перемещения шаров узле трения недопустимы. Создание расчетной модели узла трения дает возможность определить такие условия. Основой этой модели являются уравнения статического равновесия шаров в узле трения. Запись уравнений равновесия с последующим их решением позволяет выполнить анализ влияния геометрических параметров деталей узла трения на стабильные условия его работы и определить оптимальные значения этих параметров. Результаты работы могут быть использованы для создания новых лабораторных установок для исследования трибологических свойств смазочных материалов и совершенствования существующих конструкций четырехшариковых машин.

**Ключевые слова:** Трение, износ, испытание смазочных материалов на антифрикционные свойства, четырехшариковая машина трения, узел трения, расчет, конструирование.

## ВВЕДЕНИЕ

Снижение трения в кинематических парах механизмов и машин является основной проблемой современной трибологии [1-6]. Применение смазочных материалов уменьшает трение, увеличивает сопротивление износу и противозадирные свойства деталей машин [7-10]. Изучение трибологических свойств этих материалов дает возможность оценить эффективность их использования [11-15]. Испытания проводятся на машинах трения различной конструкции [16-19].

Стандартные исследования трибологических свойств смазочных материалов осуществляются на четырехшариковой машине [20, 21]. Узел трения такой машины представляет собой пирамиду из четырех контактирующих друг с другом стальных шариков одинакового диаметра "рис. 1". Три нижних шарика закрепляют неподвижно с помощью прижимного кольца с коническим отверстием в чашке машины с испытуемым смазочным материалом. Верхний шарик, установленный в коническом отверстии вертикального шпинделя машины, вращается вместе со шпинделем относительно трех нижних под заданной нагрузкой, прикладываемой со стороны шпинделя. Силовые и кинематические условия испытаний регламентированы указанным стандартом. Проворачивание шариков в процессе испытаний не допускается.

В связи с этим важно знать углы наклона образующих конических отверстий шпинделя и прижимного кольца чашки, при которых удовлетворяются эти требования.

Исключение проскальзывания шариков на контактных поверхностях в плоскостях 1, 2, 4, 6 "рис. 1" и каждого из нижних шариков в плоскостях 4 – 6 возможно при выполнении следующих условий:

$$M_1 + M_2 \geq M_3, \quad (1)$$

$$M_4 + M_6 \geq M_3, \quad (2)$$

$$M_4 + M_5 \geq M_3, \quad (3)$$

$$M_4 + M_5 + M_6 > M_3', \quad (4)$$

где  $M_1 - M_4$ ,  $M_6$  – моменты сил трения на контактных поверхностях в плоскостях 1 – 4, 6 относительно вертикальной оси нижнего шарика;  $M_3 - M_3'$  – моменты сил трения на контактных поверхностях в плоскостях 3 – 5 относительно вертикальной оси нижнего шарика;

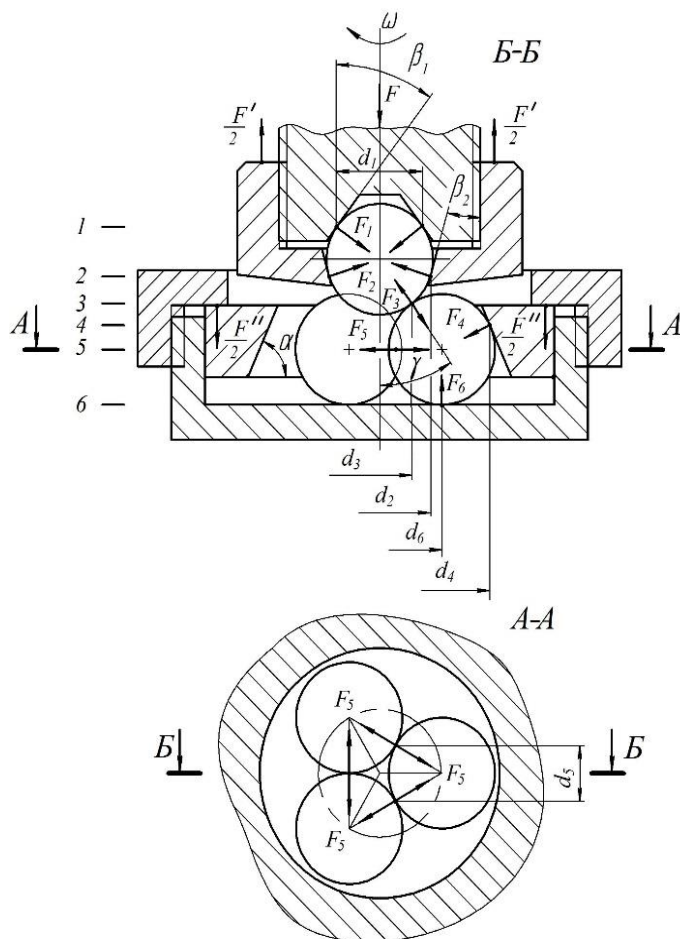


Рис. 1. Узел трения четырехшариковой машины



$M_4'' - M_6''$  – моменты сил трения на контактных поверхностях 3 – 6 относительно горизонтальной оси нижнего шарика в плоскости действия сил  $F_3$  и  $F_4$ .

Моменты сил трения определим следующим образом:

$$M_1 = f_1 F_1 d_1 \quad (5)$$

$$M_2 = f_2 F_2 d_2, \quad (6)$$

$$M_3 = 3f_3 F_3 d_3 / 2, \quad (7)$$

$$M_4 = 3f_4 F_4 d_4 / 2, \quad (8)$$

$$M_6 = 3f_6 F_6 d_6 / 2, \quad (9)$$

$$M_3' = (f_3 F_3 d \sin \gamma) / 2, \quad (10)$$

$$M_4' = (f_4 F_4 d \sin \alpha) / 2, \quad (11)$$

$$M_5' = 2f_5 F_5 d / 2, \quad (12)$$

$$M_3'' = (f_3 F_3 d \cos \gamma) / 2, \quad (13)$$

$$M_4'' = (f_4 F_4 d \cos \alpha) / 2, \quad (14)$$

$$M_5'' = f_5 F_5 d_5, \quad (15)$$

$$M_6'' = f_6 F_6 d / 2, \quad (16)$$

где  $f_1 - f_6$ ;  $F_1 - F_6$  – соответственно коэффициенты трения и нормальные усилия на контактных поверхностях в плоскостях 1 – 6;  $d_1 - d_6$  – диаметры окружностей, на которых расположены контактные поверхности;  $d$  – диаметры шариков. Поскольку условия смазки шариков в чашке одинаковы, то

$$f_3 = f_4 = f_5 = f_6 = f. \quad (17)$$

Из геометрических соображений “рис.1” получим:

$$d_1 = d \cos \beta_1 \quad (18)$$

$$d_2 = d \cos \beta_2, \quad (19)$$

$$d_3 = d \sin \gamma, \quad (20)$$

$$d_5 = d \sin 30^\circ = d / 2, \quad (21)$$

$$d_6 = 2d \sin \gamma, \quad (22)$$

$$d_4 = d_6 + d \sin \alpha = d(2 \sin \gamma + \sin \alpha). \quad (23)$$

Нормальные усилия на контактных поверхностях в плоскостях 1, 4 – 6 являются равнодействующими сил, возникающих от нагрузки шпинделя и усилия затяжки соответствующего резьбового соединения (шпинделя или чашки). При их определении воспользуемся принципом независимости действия сил. При этом, определяя составляющие нормальных усилий, возникающие только под действием нагрузки со стороны шпинделя, не учитываем силовое взаимодействие верхнего шарика с гайкой и нижних шариков между собой, а при определении составляющих нормальных усилий, возникающих только от усилий затяжки, не учитываем нагрузку шпинделя.

Тогда из условий равновесия шпинделя, верхнего шарика, гайки “рис. 1”, а также из условий равновесия нажимного кольца чашки и нижнего шарика с учетом (26) после преобразований получим:

$$F_1 = \frac{F}{2 \sin \beta_1} \left( 1 + \frac{F'}{F} \right), \quad (24)$$

$$F_2 = \frac{F'}{2 \sin \beta_2}, \quad (25)$$

$$F_3 = \frac{F}{3 \cos \gamma}, \quad (26)$$

$$F_4 = \frac{F}{3} \left( \frac{\text{tg} \gamma}{\sin \alpha} + \frac{F''}{F \cos \alpha} \right), \quad (27)$$

$$F_5 = \frac{F}{3} \frac{1}{2 \cos 30^\circ} \frac{F''}{F} \text{tg} \alpha, \quad (28)$$

$$F_4 = \frac{F}{3} \left( 1 + \frac{\text{tg} \gamma}{\text{tg} \alpha} + \frac{F''}{F} \right), \quad (29)$$

где  $F$  – нагрузка шпинделя;  $F'$ ,  $F''$  – усилия затяжки резьбового соединения шпинделя и чашки соответственно.

Используя уравнения (24) – (29), с учетом (17) – (23) из выражений (5) – (16) после соответствующих преобразований получим:

$$M_1 = f_1 F \frac{d}{2} \frac{1}{\text{tg} \beta_1} \left( 1 + \frac{F'}{F} \right); \quad (30)$$

$$M_2 = f_2 F' \frac{d}{2} \frac{1}{\text{tg} \beta_2}; \quad (31)$$

$$M_3 = f F \frac{d}{2} \text{tg} \gamma; \quad (32)$$

$$M_4 = f F \frac{d}{2} \left( \frac{\text{tg} \gamma}{\sin \alpha} + \frac{F''}{F \cos \alpha} \right) (2 \sin \gamma + \sin \alpha); \quad (33)$$

$$M_6 = f F \frac{d}{2} \left( 1 + \frac{\text{tg} \gamma}{\text{tg} \alpha} + \frac{F''}{F} \right) 2 \sin \gamma; \quad (34)$$

$$M_3' = f F \frac{d}{2} \frac{1}{3} \text{tg} \gamma; \quad (35)$$

$$M_4' = f F \frac{d}{2} \frac{1}{3} \left( \text{tg} \gamma + \frac{F''}{F} \text{tg} \alpha \right); \quad (36)$$

$$M_5' = f F \frac{d}{2} \frac{1}{3 \cos 30^\circ} \frac{F''}{F} \text{tg} \alpha; \quad (37)$$

$$M_3'' = f F \frac{d}{2} \frac{1}{3}; \quad (38)$$

$$M_4'' = f F \frac{d}{2} \frac{1}{3} \left( \frac{\text{tg} \gamma}{\text{tg} \alpha} + \frac{F''}{F} \right); \quad (39)$$

$$M_5'' = f F \frac{d}{2} \frac{1}{3} \frac{1}{2 \cos 30^\circ} \frac{F''}{F} \text{tg} \alpha; \quad (40)$$

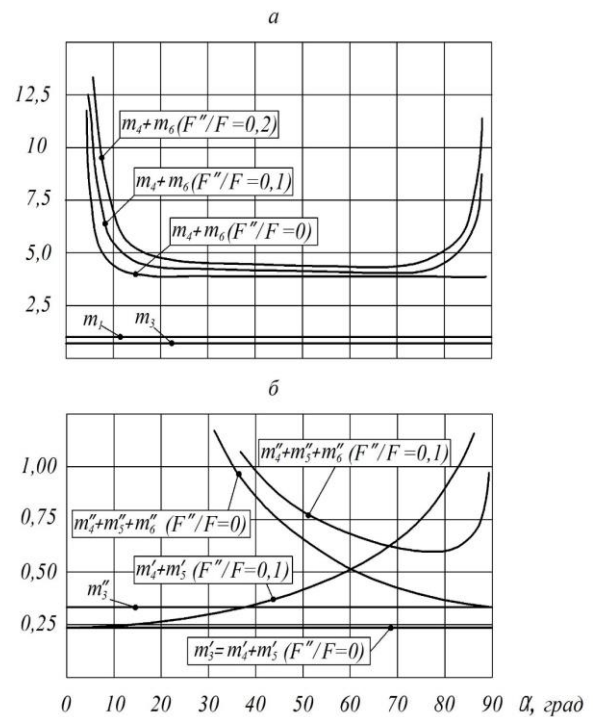


Рис. 2. Зависимость моментов сил трения от угла  $\alpha$  и  $\frac{F''}{F}$  в плоскостях: а) 1, 3, 4, 6; б) 3 – 6

$$M_6'' = f F \frac{d}{2} \frac{1}{3} \left( 1 + \frac{\text{tg} \gamma}{\text{tg} \alpha} + \frac{F''}{F} \right). \quad (41)$$

Неравенство (1) с учетом выражений (30) – (32) дает

$$\text{tg} \beta_1 < \frac{f_1 \left( 1 + \frac{F'}{F} \right) \text{tg} \beta_2}{f \text{tg} \gamma \text{tg} \beta_2 - f_2 \frac{F'}{F}} \quad (42)$$

Для определения угла  $\gamma$  обратимся к “рис. 1”. Так как  $d_\gamma = d / \cos 30^\circ$ , то учетом выражения (22) угол  $\gamma = 35,3^\circ$ .

Графики зависимостей комплексов, составленных из моментов по условиям (1) – (4) от угла  $\varepsilon$  и отношения  $\frac{F'}{F}$ , представлены на “рис. 2”. Для моментов сил трения ввели их относительную величину  $m = 2M/(fFd)$ . Из анализа полученных решений можно сделать следующие выводы:

1. При наиболее неблагоприятном варианте ( $F' = 0$ ,  $f_1 = f$  и  $\gamma = 35,3^\circ$ ) угол  $\beta_1 < 54,7^\circ$ . Практически целесообразно его принимать равным  $45^\circ$ . В этом случае величину угла  $\beta_2$  можно назначать из конструктивных соображений.

2. Как следует из “рис. 2, а”, даже в случае  $F'' = 0$  условие по выражению (2) удовлетворяется при  $0^\circ < \alpha < 90^\circ$ .

3. Усилие затяжки резьбового соединения чашки увеличивает нормальные усилия на контактных поверхностях нижних шаров, улучшая тем самым соотношения моментов сил трения с точки зрения предъявляемых требований. Однако изменения моментов неодинаковы в различных плоскостях. Эффективность улучшения зависит от отношения силы затяжки и нагрузки шпинделя. В наибольшей степени это проявляется на начальной стадии испытаний смазочных материалов, когда в соответствии с вышеназванным стандартом, нагрузки шпинделя невелики.

4. При  $F'' = 0$  условие (3), согласно “рис. 2, б”, не удовлетворяется ни при каких значениях угла  $\varepsilon$ , в отличие от условия (4), которое не выполняется только при  $\alpha = 90^\circ$ . Таким образом, из условия (3) следует, что  $F'' > 0$ .

5. Очевидно, что, например, при  $\frac{F''}{F} = 0,1$  удовлетворяются все условия при  $0^\circ < \alpha < 90^\circ$  “рис. 2, б”. В этом случае величина угла  $\varepsilon$  может назначаться из конструктивных соображений.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Крагельский И.В. Трение и износ / И.В. Крагельский. – Москва: Машиностроение, 1968. – 480 с.
2. Чичинадзе А.В. Основы трибологии / А.В. Чичинадзе. – Москва: Машиностроение, 2001. – 663 с.
3. Чичинадзе А.В. Трение, износ и смазка. Трибология и триботехника / А.В. Чичинадзе. – Москва: Машиностроение, 2003. – 575 с.
4. Гаркунов Д.Н. Триботехника / Д.Н. Гаркунов. – Москва: Машиностроение, 1989. – 328 с.
5. Чичинадзе А.В., Хебды М. Справочник по триботехнике. / А.В. Чичинадзе, М. Хебды. – Москва: Машиностроение, Варшава ВКЛ, Т. 1, 1989. – 400 с; Т. 2, 1990. – 420 с; Т. 3, 1992. – 730 с.
6. Браун Э.Д. Современная трибология: Итоги и перспективы. / Э.Д. Браун, И.А. Буяновский, Н.А. Воро-

нин и др.; под ред. К.В. Фролова. – Москва: Издательство ЖИ, 2008. – 480 с.

7. Боуден Ф.П. Трение и смазка. / Ф.П. Боуден, Д. Тейбор. – Москва: Машгиз, 1980. – 181 с.

8. Матвеевский Р.М. Смазочные материалы. Антифрикционные и противоизносные свойства. Методы испытаний: Справочник. / Р.М. Матвеевский и др. – Москва: Машиностроение, 1989. – 224 с.

9. Чхетиани П.Д. Исследование трибохарактеристик смазочных материалов (современные требования) / П.Д. Чхетиани // Трение и смазка в машинах и механизмах. – Москва: Машиностроение. – 2009. – № 10. – С. 29-32.

10. Комбалов В.С. Методы и средства испытаний на трение и износ конструкционных и смазочных материалов: справочник. / В.С. Комбалов; под ред. К. В. Фролова. – Москва: Машиностроение, 2008. – 384 с.

11. Буяновский И.А. Методы и средства трибологических испытаний / И.А. Буяновский // Химия и технология топлив и масел. – 1994. – № 3. – С. 29-40.

12. Даровской Г.В. Краткий исторический обзор развития трибологических испытаний на машинах трения / Е.В. Даровской // Труды РГУПС. – Ростов: Труды РГУПС, 2009. – № 2. – С. 16-19.

13. Браун Э.Д. Моделирование трения и изнашивания в машинах / Э.Д. Браун, Ю.А. Евдокимов, А.В. Чичинадзе. – Москва: Машиностроение, 1982. – 190 с.

14. Пружанский Л.Ю. Исследования методов испытаний на изнашивание / Л.Ю. Пружанский. – Москва: Наука, 1978. – 317 с.

15. Крагельский И.В. Расчетно-экспериментальные методы оценки трения и износа. / И.В. Крагельский. – Москва: Машиностроение, 1984. – 222 с.

16. Чудаков, Е.А. Лабораторные машины для испытаний на изнашивание. Энциклопедический справочник. Машиностроение. / Е.А. Чудаков. – Москва: Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы, 1946. – Т.3. – 553 с.

17. Браун Э.Д. Современные и серийные машины трения / Э.Д. Браун, Б.П. Симушкович // Трение и износ. – Беларусь, Гомель: Институт механики металлополимерных систем, 1984. – Т. 5, № 4. – С. 94-99

18. Смушкович Б.Л. О некоторых направлениях развития машин трения / Б.Л. Смушкович // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2010. – № 1. – С. 13-20.

19. Чичинадзе А.В. Трение и износ фрикционных материалов. Разработка критериев оценки машин для моделирования трения и износа / А.В. Чичинадзе, Э.Д. Браун, Б.Л. Смушкович, Н.А. Смирнова / – Москва: Наука, 1977. – С. 125-130.

20. ГОСТ 9490-75\* Материалы смазочные жидкие и пластичные. Метод определения трибологических характеристик на четырехшариковой машине.

21. ГОСТ ISO 20623-2013 Нефтепродукты. Жидкие смазочные материалы. Определение противозадирных и противоизносных свойств с использованием четырехшариковой машины (европейские условия).

# Four-Ball Machine Friction Unit Geometrical Parameters

Antimonov A.M., Pushkareva N.B., Reshetnikov E.G.  
Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin  
Ekaterinburg, Russia  
[u11446@mail.ru](mailto:u11446@mail.ru), [nbpush@mail.ru](mailto:nbpush@mail.ru)

*Abstract.* Standard studies of the lubricants tribological properties are carried out on a four-ball friction machine. The friction unit of such machine is a same diameter contacting steel balls pyramid. To provide normal operation of this unit, it is necessary to ensure the upper pyramid ball stable sliding over the three lower fixed ball bearings. Other friction unit balls movements and displacements are unacceptable. Creating a calculation model friction unit makes it possible to determine such conditions. This model static equilibrium equations are the basis of the friction unit balls. Recording equilibrium equations with subsequent solution allows to perform analysis of the friction unit parts geo-

metrical parameters effect onto stable operating conditions and to determine the optimum values of these parameters. The results can be used to create new laboratory facilities for the of the lubricants tribological properties study and to improve these four-ball machine.

*Keywords:* friction, wear, lubricant test on anti-friction properties, four-ball friction machine, friction unit, calculation, design.

# Технологические особенности процесса гибки кромок цилиндрических обечаек

Антимонов А.М., Пушкарева Н.Б., Решетников Е.Г.

Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина

Екатеринбург, Россия

[u11446@mail.ru](mailto:u11446@mail.ru), [nbpush@mail.ru](mailto:nbpush@mail.ru)

**Аннотация.** Трехвалковые листогибочные станы широко используют при производстве сварных труб большого диаметра, цистерн и других длинномерных цилиндрических изделий. После гибки на изделии остаются плоские кромки. Гибку этих кромок до радиуса кривизны изделия можно выполнить продольной прокаткой на специальных кромкогибочных машинах. Для проектирования этих машин необходимо иметь методику расчета силовых параметров процесса. Предложенная методика основана на модели гибки в штампах с учетом влияния внеконтактной зоны деформации при прокатке листа. В результате получены простые аналитические зависимости для инженерного расчета вертикального усилия, момента прокатки и внеконтактной зоны деформации. Проверка возможности их применения показала хорошую сходимость расчетных и экспериментальных данных.

**Ключевые слова:** Сварные трубы большого диаметра, цистерны, гибка листа, трехвалковые листогибочные станы, плоские кромки, длинномерные цилиндрические изделия, гибка кромок, кромкогибочные машины, расчет силовых параметров прокатки на кромкогибочных машинах.

Получение цилиндрических обечаек на листогибочных машинах является распространенной операцией при производстве сварных труб большого диаметра, цистерн и других изделий [1-11]. Однако после гибки остаются плоские кромки, которые искажают цилиндрическую форму обечайки [12]. Это вызывает необходимость дополнительной гибки кромок, например, продольной прокаткой на специальных кромкогибочных машинах. Для проектирования этих машин необходимо иметь методику расчета силовых параметров процесса, а также профиля валков.

На рисунке представлена схема гибки продольной прокаткой двух кромок цилиндрической обечайки. Два верхних валка являются неприводными. К нижнему валку приложен момент от привода (момент прокатки). При отсутствии крутящего момента на верхнем валке (без учета сил трения в его подшипниках), равнодействующая сил, приложенных к нему со стороны заготовки, направлена к центру валка [13].

Допустим, что точка приложения этой силы расположена в центре поверхности контакта металла с валком. К нижнему валку со стороны заготовки приложена равная по величине, но противоположно направленная сила. Определим момент прокатки как

$$M = P \cdot a, \quad (1)$$

где  $P$  – проекция равнодействующей сил на плоскость поперечного сечения валков;  $a = (R_1^* + R_2^* + h) \sin \gamma$ ;  $R_1^*$  и  $R_2^*$  – радиусы верхнего и нижнего валков в поперечном сечении, проходящем через точку приложения равнодействующей;  $h$  – толщина заготовки;  $\gamma = \arcsin(\frac{l_k}{2R_1^*})$ ;  $l_k$  – длина контакта кромки обечайки с верхним валком. Согласно [14] при гибке полосы в валках имеем

$$l_k = \frac{b}{2} \sqrt{\frac{R_1 R_2}{(b+R_2)r_2}}, \quad (2)$$

где  $b$  – ширина полосы;  $R_1$  и  $R_2$  – радиусы верхнего и нижнего валков;  $r_2 = \rho + h/2$  – радиус калибра нижнего валка;  $\rho$  – радиус кривизны нейтральной линии кромки обечайки при изгибе в валках.

По схеме действия сил, представленной на “рис. 1”:

$$P = P_B^* / \cos \gamma, \quad (3)$$

$$P_B^* = P_B \cos \frac{\theta}{2}, \quad (4)$$

где  $P_B$  – сила гибки двух кромок;  $\theta = b/\rho$ . Если угол  $\theta$  мал, то  $P \approx P_B$ .

Для расчета вертикального усилия воспользовались методикой определения силовых параметров листовой гибки в штампах [15-19]. При гибке в штампах процесс идет в две стадии. Сначала под действием изгибающих моментов, затем под действием поперечных сил. Вторая стадия процесса называется калибровкой. Процесс гибки заканчивается за счет деформации сдвига при полном контакте металла с инструментом.

Сила, действующая на пуансон при калибровке с учетом сил трения металла об инструмент, определяется по формуле

$$P_{nk} = 2C_s \frac{lh}{\xi^n} \left( \cos \frac{\theta}{2} + f \sin \frac{\theta}{2} \right), \quad (5)$$

где  $l$  – длина заготовки;  $\xi = \rho/h$  – относительный радиус кривизны;  $f$  – коэффициент трения;  $n = \lg \frac{\sigma_B}{\sigma_{0,2}} / \lg \frac{\varepsilon_B}{\varepsilon_{0,2}}$ ,

$$C_s = K_n \left[ \frac{1}{2^{n+2}(2+n)} \right]^{\frac{n}{n+1}} \left( \frac{\alpha}{\beta_c} \right)^{\frac{1}{1+n}}. \quad (6)$$

Здесь  $\alpha = 0,65$  – коэффициент пропорциональности;  $\beta_c$  – коэффициент, зависящий от формы поперечного сечения (для прямоугольного сечения он равен 1,5);  $K_n = K(2/\sqrt{3})^{1+n}$  – приведенный модуль упрочнения;  $K = \frac{\sigma_B}{\varepsilon_B^n}$ .

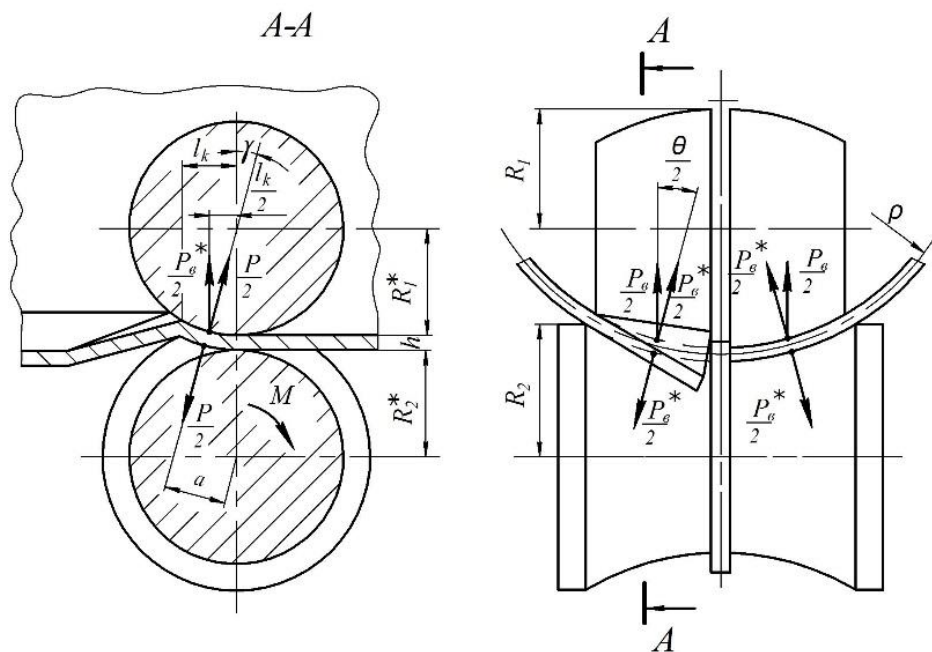


Рис. 1. Схема гибки кромок обечайки

В частности, для стали 345 09Г2С [1]:  $\sigma_{0,2} = 325$  МПа;  $\sigma_B = 470$  МПа;  $\varepsilon_B = 21\%$ . Тогда  $n = 0,09$ ;  $K = 540$  МПа;  $K_n = 631$  МПа.

Если калибровка не завершена, то усилие, действующее на пуансон, будет меньше калибровочного. Тогда

$$P_n = P_{nk}/k, \quad (7)$$

где  $k = b_x/b_p$ ;  $b_p$  – расстояние от кромки штампа до точки контакта заготовки с пуансоном, которая соответствует началу процесса калибровки;  $b_p$  – расстояние от кромки штампа до точки контакта заготовки с пуансоном при свободной гибке. Очевидно, что должно выполняться условие  $b_p \leq b_x \leq b/2$ . Величина  $b_p$  определяется по формуле

$$b_p = h \left[ \frac{2}{3(2+n)} \right]^{1/(n+1)}. \quad (8)$$

Рассмотренные выражения получены для случая, когда вся заготовка по длине находится в контакте с инструментом. При гибке продольной прокаткой на заготовке в продольном направлении имеется внеконтактная зона. Учтем ее влияние. Очевидно, что в пределах внеконтактной зоны по мере удаления от валков, радиус изгиба кромки обечайки увеличивается, а, следовательно, коэффициент  $k$  растет. При калибровке  $b_x = b_p$ , а  $k = 1$ . В конце внеконтактной зоны  $b_x = b/2$  и  $k_k = b/(2b_p)$ . Аппроксимируем изменение  $b_x$  следующей зависимостью:

$$b_x = b_p + \frac{(b/2 - b_p)z}{l_D}, \quad (9)$$

где  $l_D$  – длина очага деформации с учетом внеконтактной зоны;  $z$  – текущая координата по его длине с началом координат на выходе металла из валков. С учетом вышеиз-

ложенного, элементарную вертикальную силу можно представить следующим образом:

$$dP_B = P_{nk}^* \frac{b_p}{b_x} dz, \quad (10)$$

где  $P_{nk}^* = P_{nk}/l_D$ .

Тогда, вертикальная сила будет равна:

$$P_B = P_{nk} b_p \int_0^{l_D} \frac{dz}{b_x}. \quad (11)$$

После интегрирования получим

$$P_B = P_{nk} \frac{\ln k_k}{k_k - 1}. \quad (12)$$

Экспериментальную проверку возможности использования этой формулы осуществляли гибкой листа в штампах, предполагая, что при малой ширине пуансона и матрицы ( $l = 20$  мм), этот процесс соответствует продольной прокатке. Обработка результатов эксперимента позволяет сделать следующие выводы

1. Радиус кривизны в формуле (5) следует определять следующим образом [20]:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{1}{\rho_0} + \frac{3\sigma_{0,2}}{Eh}, \quad (13)$$

где  $\rho_0$  – радиус кривизны нейтральной линии изделия после гибки. Согласно расчетам по формуле (13) для стали

345 09Г2С при  $h = 10$  мм и  $\rho = 705$  мм было получено значение  $\rho_0 = 1077$  мм, которое отличается от экспериментального значения  $\rho_0 = 1080$  мм на 0,3%.

2. Для определения длины очага деформации  $l_D$  с учетом внеконтактной зоны в (5) рекомендуется использовать

формулу [21], в которой коэффициент  $n$  обозначен через  $m$ :

$$l_D = b(1 + n) \left[ \frac{n+2}{2n+3} \cdot \frac{b/2}{h} \left( \frac{\rho}{h} \right)^n \right]^{\frac{1}{2n+1}} \left( \frac{\varphi}{2n+1} \right)^{\frac{2n+1}{2n+2}}, \quad (14)$$

где  $\varphi = b/(4\rho)$  – угол поворота кромок полосы. Расчет по этой формуле для той же стали при  $h = 10$  мм и  $\rho = 705$  мм было получено значение  $l_D = 389$  мм, что превышает усредненное по серии экспериментов  $l_D = 375$  мм на 3,7 %.

3. Расчет вертикального усилия по формуле (12) с использованием зависимостей (13) и (14) для той же стали при  $h = 10$  мм,  $\rho = 705$  и  $b = 340$  мм дает значение  $P_B = 191,0$  кН, что отличается от экспериментального значения силы, измеренной при тех же условиях при гибке в штампах ( $P_B = 177,8$  кН) на 7,4 %.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Игнатов В.Н. Валковые листогибочные машины. / В.Н. Игнатов, В.И. Гуро, В.Г. Песоцкий – Москва: НИИ-Маш, 1972. – стр. 57.
2. Мошнин Е.Н. Гибочные и правильные машины: монография. / Е.Н. Мошнин. – Москва: Машгиз, 1956. – стр. 252.
3. Золотин В.Е. Трехвалковые асимметричные листогибочные машины / В.Е. Золотин, Л.И. Старовойт, А.Ф. Сердюк // Кузнечно-штамповочное производство. – 1984. – № 7. – С. 29-30.
4. Бухер Н.М. Трехвалковые листогибочные машины современных конструкций / Н.М. Бухер, И.Д. Трофимов // Кузнечно-штамповочное производство. – 1968. – № 7. – С. 32-38.
5. Шинкин В.Н. Расчет параметров листогибочных несимметричных трехвалковых вальцов при производстве стальных труб / В.Н. Шинкин // Изв. ВУЗов. Черная металлургия. – 2017. – Т. 60, №4. – С. 285-291.
6. Нестеров Г.В. Определение основных технологических параметров при гибке-прокатке листов и профилей на валковых машинах / Г.В. Нестеров, С.В. Самусев, Е.В. Логинов // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2002. – №8-9. – С. 413-416.
7. Нестеров Г.В. Определение параметров настройки гибочной валковой машины / Г.В. Нестеров, С.В. Самусев, Д.В. Нестеров // Изв. ВУЗов. Черная металлургия. – 2003. – №3. – С. 26-29.
8. Нестеров Г.В. Определение основных технологических параметров при изготовлении криволинейных деталей на гибочных валковых машинах / Г.В. Нестеров,

С.В. Самусев, Л.В. Зелова // Изв. ВУЗов. Черная металлургия. – 2002. – №11. – С. 33-36.

9. Самусев С. В. Методика оценки калибровок валков формовочного стана / С. В. Самусев, Е. В. Логинов, Г. В. Нестеров, Л. В. Зелова // Сталь. – 2002. – №6. – С. 57-60.

10. Давыдов В.И. К определению изгибающего момента и остаточного радиуса кривизны при изгибе листовых заготовок / В.И. Давыдов, В.Ф. Пушкарев, Р.Д. Лапскер // Кузнечно-штамповочное производство. – 1975. – № 6. – С. 26-29.

11. Давыдов В.И. Номограммы для настройки валковых листогибочных машин / В.И. Давыдов, О.В. Давыдов // Кузнечно-штамповочное производство. – 1985. – № 7. – С. 24-26.

12. Библый К.Н. Вальцовка без подгибки кромок / К.Н. Библый // Кузнечно-штамповочное производство. – 1967. – № 9. – С. 22-23.

13. Целиков А.И. Теория прокатки: Справочник. / А.И. Целиков, А.Д. Томленов, В.И. Зюзин и др. – М.: Металлургия, 1982. – стр. 335.

14. Матвеев Ю.М. Теоретические основы производства сварных труб: монография. / Ю.М. Матвеев – М.: Металлургия, 1967. – стр. 169.

15. Лысов М.И. Теория и расчет процессов изготовления деталей методами гибки: монография. / М.И. Лысов – М.: Машиностроение, 1966. – стр. 225.

16. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки: монография. / Е.А. Попов – М.: Машиностроение, 1977. – стр. 278.

17. Лысов М.И. Пластическое формообразование тонкостенных деталей авиатехники: монография. / М.И. Лысов, И.М. Закиров – М.: Машиностроение, 1983. – стр. 176.

18. Вайнтрауб Д.А. Технология и оснастка для получения деталей методами гибки в штампах: монография. / Д.А. Вайнтрауб, Э.Ю. Джантотаев, В.В. Лапин – М.: НИИМаш, 1984. – стр. 56.

19. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке: монография/ В.П. Романовский – М.: Книга по требованию, 2012. – стр. 520.

20. Сторожев М.В. Теория обработки металлов давлением: монография. / М.В. Сторожев, Е.А. Попов – М.: Машиностроение, 1977. – стр. 497.

21. Гун Г.Я. Пластическое формоизменение металлов: монография. / Г.Я. Гун, П.И. Полухин, В.П. Полухин, Б.А. Прудковский – М.: Металлургия, 1968. – стр. 416.

# The Cylindrical Shells Bending Edges Technological Features Process

Antimonov A.M., Pushkareva N.B., Reshetnikov E.G.  
Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin  
Ekaterinburg, Russia  
[u11446@mail.ru](mailto:u11446@mail.ru), [nbpush@mail.ru](mailto:nbpush@mail.ru)

*Abstract.* Mills with three rolls for bending sheets are widely used in the manufacture of large diameter welded pipes, tanks and other long cylindrical products. Flat edges remain on the product after bending. The edges bending to the curvature product radius can be done with longitudinal rolling on special machines. For these machines designing a methodology for calculating process power parameters the must exists. The proposed technique is based on the bending model in dies with taking into account the influence of the non-contact deformation zone during sheet rolling. As a result, simple analytical dependencies for the vertical force engineering calculation, the

rolling moment and the non-contact deformation zone were obtained. The possibility verification of their application showed good convergence of the calculated and experimental data.

*Keywords:* large diameter welded pipes, tanks, sheet bending, three rolls mills for bending sheets, flat edge, lengthy cylindrical products, processes and machines for bending edges, bending edges power parameters calculations, longitudinal rolling.

# Радиальные подшипники скольжения, обусловленные расплавом

Лагунова Е.О., Мукутадзе М.А.

Ростовский государственный университет путей сообщения

Ростов-на-Дону, Российская Федерация

[lagunova@rambler.ru](mailto:lagunova@rambler.ru), [murman1963@yandex.ru](mailto:murman1963@yandex.ru)

**Аннотация.** В работе приводится методика и реализация точного автоматического решения задачи о гидродинамическом расчете бесконечного радиального подшипника скольжения покрытого легкоплавким металлическим расплавом поверхности подшипниковой втулки, работающей на вязкоупругом смазочном материале при учете зависимости вязкости смазочного материала и модуля сдвига от температуры. На основе уравнения движения жидкого смазочного материала, обладающего вязкоупругими свойствами (Максвелловская жидкость) для случая «тонкого слоя», с учетом зависимости вязкости смазочного материала и модуля сдвига от температуры, уравнения неразрывности и формулы скорости диссипации энергии для определения функции  $\Phi(\theta)$ , обусловленной расплавом поверхностью подшипниковой втулки покрытой легкоплавким металлическим расплавом, найдено асимптотическое решение для нулевого и первого приближения по степеням малого параметра  $K$ , обусловленного расплавом. В результате решения задачи определено поле скоростей и давление в смазочном слое и расплавленном слое, а также значение функции  $\Phi_1(\theta)$ , обусловленной расплавом поверхности подшипниковой втулки покрытой легкоплавким металлическим расплавом. Численный анализ полученных аналитических выражений для несущей способности и силы трения с одновременным учетом таких важных факторов как вязкость жидкого вязкоупругого смазочного материала, модуля сдвига, числа Дебора, параметра, характеризующего зависимость вязкости смазочного материала и модуля сдвига от температуры, позволил уточнить триботехнические расчетные модели в следующем порядке: несущую способность на 22 %, силу трения на 27 %.

**Ключевые слова:** гидродинамика, легкоплавкое покрытие, вязкоупругий смазочный материал, расплавленная поверхность подшипниковой втулки.

## ВВЕДЕНИЕ

Работоспособность машин и механизмов в значительной степени зависит от конструкции подшипниковых узлов. Для обеспечения устойчивого жидкостного режима работы в условиях смазочного голодания в момент останова и пуска можно обеспечить применением новых моделей течения смазочного материала с металлическим легкоплавким расплавом.

Известно [1,2,3,4], что при скольжении с большой скоростью на поверхности контакта двух твердых тел возникает неустойчивость давления и температуры в результате чего происходит сильный фрикционный нагрев, приводящий к расплавлению поверхности.

В существующих работах [5,6,7,8,9,10,11] смазывающим расплавом при плавлении ползуна, направляющей и подшипниковой втулки не учитываются основополагаю-

щие факторы, влияющие на устойчивый режим работы подшипников скольжения, такие как: зависимость вязкости от давления и температуры, наличие смазочного материала, разделяющего поверхности вала и подшипниковой втулки, в результате расплава полученный смазочный материал обладает неньютоновскими свойствами, турбулентный режим работы и т.д.

Таким образом, анализ существующих работ [12,13,14,15,16,17] показывает, что проблема связана с разработкой расчетных моделей радиальных подшипников скольжения, работающих на смазочном материале, обладающем неньютоновскими свойствами в результате расплава поверхности подшипниковой втулки, покрытой легкоплавким металлическим расплавом с учетом выше указанных факторов недостаточно изучена.

В данной работе решение задачи приводится для случая, когда смазочный материал обладает свойствами вязкоупругого смазочного материала и зависит от температуры в турбулентном режиме трения, а также расплава легкоплавкого металлического покрытия.

Научная новизна предлагаемого решения заключается в формировании уточненной расчетной модели радиального подшипника скольжения, смазываемого легкоплавким металлическим расплавом, обладающим неньютоновскими свойствами.

## ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Рассматривается турбулентное течение несжимаемого вязкоупругого смазочного материала в рабочем зазоре радиального подшипника скольжения, покрытого расплавом легкоплавкого покрытия.

Вал вращается с угловой скоростью  $\Omega$  (рис. 1), а подшипниковая втулка неподвижна. Предполагается, что пространство между эксцентрично расположенным валом и подшипником полностью заполнено вязкоупругим смазочным материалом, а подшипниковая втулка выполнена из материала с низкой температурой плавления.

В полярной системе координат  $r, \theta$ , полюс которой расположен в центре подшипниковой втулки уравнение контура вала поверхности подшипниковой втулки, покрытой металлическим расплавом, и расплавленной поверхности подшипниковой втулки запишем в виде:

$$r' = r_0(1 + H), \quad r' = r_1, \quad r' = r_1 + \lambda' f(\theta), \quad (1)$$

$$\text{где } H = \varepsilon \cos \theta - \frac{1}{2} \varepsilon^2 \sin^2 \theta + \dots; \quad \varepsilon = \frac{e}{r_0}; \quad r_0 - \text{радиус вала};$$

$r_1$  – радиус подшипниковой втулки, покрытой металлическим расплавом;  $e$  – эксцентриситет;  $\varepsilon$  – относительный



эксцентриситет;  $\lambda' f(\theta)$  – ограниченная функция при  $\theta \in [0; 2\pi]$  подлежащая определению.

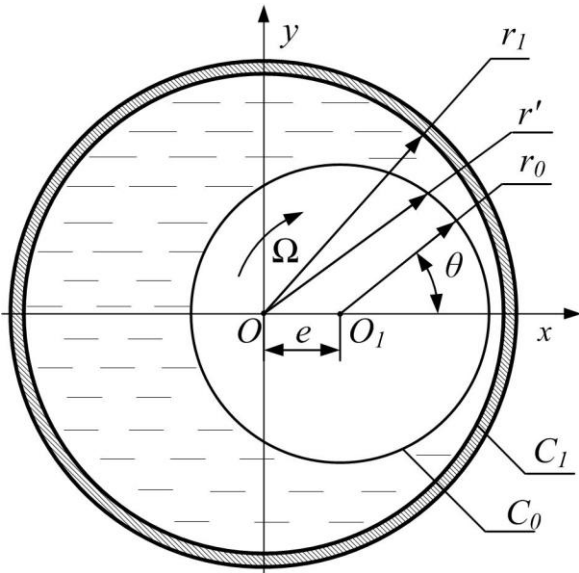


Рис. 1. Расчетная схема

Рассматриваются условия движения бесконечного радиального подшипника скольжения при следующих допущениях:

1. Все тепло, выделяющееся в смазочной пленке, идет на плавление поверхностью материала подшипниковой втулки.
2. Радиальная составляющая  $v_r$  скорости намного меньше ее окружной составляющей  $v_\theta$ .
3. Давление постоянно по всей толщине смазочной пленки.
4. Влияние турбулентности можно отразить с помощью коэффициента  $j > 1$ , на который следует умножить вязкость, чтобы получить величину эффективной вязкости. Кроме того, предполагается, что этот коэффициент  $j$  можно выразить в виде следующей функции числа Рейнольдса  $j = 0,0139 Re^{0,657}$  [18], где  $Re = \rho u^* h_0^2 / \mu_0 l$  – число Рейнольдса,  $\mu_0$  – динамическая вязкость,  $h_0$  – толщина пленки в начальном сечении,  $\rho$  – плотность,  $u^*$  – скорость движения,  $l$  – длина подшипника.

Зависимость вязкости смазочного материала и модуля сдвига от давления выражается зависимостями:

$$\mu' = \mu_0 e^{-\alpha(T' - \tilde{T}_0)}, \quad G' = G_0 e^{-\alpha(T' - \tilde{T}_0)}, \quad (2)$$

где  $\mu'$  – коэффициент динамической вязкости смазочного материала;  $\mu_0$  – характерная вязкость;  $T' = T(x')$  – температура в смазочном слое;  $\tilde{T}_0$  – начальная температура;  $\alpha'$  – экспериментальная постоянная величина;  $G_0$  – характерное значение модуля сдвига,  $G'$  – модуль сдвига.

ИСХОДНЫЕ УРАВНЕНИЯ И ГРАНИЧНЫЕ УСЛОВИЯ

В качестве исходных уравнений берется система безразмерных уравнений движения смазочного материала, обладающего вязкоупругими свойствами (Максвелловская жидкость), для случая «тонкого слоя», уравнение неразрывности с учетом (2) и формула скорости диссипации энергии для определения  $\Phi(\theta)$ , обусловленной расплавленной поверхностью подшипниковой втулки покрытой расплавом:

$$\frac{\partial^2 v}{\partial r^2} = \frac{1}{j\mu(\theta)} \frac{dp}{d\theta} + \frac{\beta}{j\mu(\theta)} \frac{d^2 p}{d\theta^2}, \quad \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial \theta} = 0,$$

$$\frac{1}{j\mu(\theta)} \frac{d\Phi(\theta)}{d\theta} = K \int_{-\Phi(\theta)}^{h(\theta)} \left( \frac{\partial v}{\partial r} \right)^2 dr, \quad (3)$$

где  $\beta = \frac{\mu_0 \Omega}{G_0}$  – число Дебора,  $u, v$  – компоненты вектора скорости смазочной среды;  $P$  – гидродинамическое давление в смазочном слое;

$K = \frac{2\mu_0 \Omega r_0^2}{\delta L h_0}$  – параметр, характеризующий скорость диссипации механической энергии,  $h(\theta) = 1 - \eta \cos \theta$  – толщина смазочного материала,  $L$  – удельная теплота плавления на единицу объема.

Граничные условия для системы уравнений (3) с точностью до членов  $O(\varepsilon^2)$  запишутся в виде:

$$u = 1, \quad v = -\eta \sin \theta \quad \text{при} \quad r = 1 - \eta \cos \theta = h(\theta);$$

$$v = 0, \quad u = 0 \quad \text{при} \quad r = 0 - \Phi(\theta); \quad p(0) = p(2\pi) = p_g / p^*,$$

$$\eta = \frac{e}{\delta}; \quad \eta_1 = \frac{\lambda'}{\delta}; \quad \Phi(\theta) = \eta_1 f(\theta).$$

При формировании аналитического выражения для гидродинамического давления преобразуем граничные условия предполагая, что смазочный материал испытывает сдвиг на входе в нагруженную зону. Считаем, что смазочный материал поступает в зону гидродинамического течения при полной релаксации, тогда соответствующие граничные условия для гидродинамического давления можно записать в виде:

$$\frac{dc}{d\theta} = 0, \quad \frac{\beta}{\mu} \frac{d^2 p}{d\theta^2} = 0 \quad \text{при} \quad \theta = 0. \quad (4)$$

Соотношения между безразмерными и размерными переменными задаются в виде:

$$r' = r_0 + \delta r, \quad \delta = r_1 - r_0; \quad v'_\theta = \Omega r_0 v; \quad v'_r = \Omega \delta u; \quad p' = p^* p;$$

$$p^* = \frac{\mu_0 \Omega r_0^2}{\delta^2}; \quad T' = T^* T; \quad T^* = \frac{\mu_0 \Omega^2 r_0^2}{I \lambda}; \quad \mu' = \mu_0 \mu; \quad G' = G_0 G;$$

$$c' = c^* c; \quad c^* = \frac{\mu_0 \Omega r_0}{\delta}; \quad \alpha' = \frac{\alpha}{T^*}. \quad (5)$$

В качестве малого параметра принимая  $K$ , обусловленного расплавом и скоростью диссипации энергии, будем искать функцию  $\Phi(\theta)$  в виде:

$$\Phi(\theta) = -K\Phi_1(\theta) - K^2\Phi_2(\theta) - K^3\Phi_3(\theta) - \dots = H. \quad (6)$$

Граничные условия для безразмерных компонентов скорости  $u$  и  $v$  на контуре  $r = -\Phi(\theta)$  можно записать в виде:

$$v(0-H(\theta)) = v(0) - \left(\frac{\partial v}{\partial r}\right)_{r=0} \cdot H(\theta) - \left(\frac{\partial^2 v}{\partial r^2}\right)_{r=0} \cdot H^2(\theta) - \dots = 0;$$

$$u(0-H(\theta)) = u(0) - \left(\frac{\partial u}{\partial r}\right)_{r=0} \cdot H(\theta) - \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2}\right)_{r=0} \cdot H^2(\theta) - \dots = 0; \quad (7)$$

Асимптотическое решение системы дифференциальных уравнений (3) с учетом граничных условий (4) и (7) будем искать в виде рядов по степеням малого параметра  $K$ :

$$\begin{aligned} v &= v_0(r, \theta) + Kv_1(r, \theta) + K^2v_2(r, \theta) + \dots; \\ u &= u_0(r, \theta) + Ku_1(r, \theta) + K^2u_2(r, \theta) + \dots; \\ \Phi(\theta) &= -K\Phi_1(\theta) - K^2\Phi_2(\theta) - K^3\Phi_3(\theta) - \dots; \\ T &= T_0(\theta) + KT_1(\theta) + K^2T_2(\theta) + K^3T_3(\theta) \dots, \\ \mu &= \mu_0(\theta) + K\mu_1(\theta) + K^2\mu_2(\theta) + K^3\mu_3(\theta) \dots \end{aligned} \quad (8)$$

Выполняя подстановку (8) в систему дифференциальных уравнений (3) с учетом граничных условий (4) и (7), получим следующие уравнения:

– для нулевого приближения:

$$\frac{\partial^2 v_0}{\partial r^2} = j\mu_0(\theta) \left( \beta \frac{d^2 p_0}{d\theta^2} + \frac{dp_0}{d\theta} \right), \quad \frac{\partial v_0}{\partial \theta} + \frac{\partial u_0}{\partial r} = 0, \quad (9)$$

с граничными условиями:

$$\begin{aligned} u_0 &= 1, \quad v_0 = -\eta \sin \theta \quad \text{при} \quad r = 1 - \eta \cos \theta; \\ v_0 &= 0, \quad u_0 = 0 \quad \text{при} \quad r = 0; \quad K\Phi_0(0) = Kg_0 = 0; \\ p_0(0) &= p_0(2\pi) = p_g/p^*; \quad c'_0(0) = 0; \quad p''_0(0) = 0. \end{aligned} \quad (10)$$

– для первого приближения с точностью до  $O(K/\mu_0^2)$ :

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 v_1}{\partial r^2} &= \frac{1}{j\mu_0(\theta)} \left[ \beta \frac{d^2 p_1}{d\theta^2} + \frac{dp_1}{d\theta} \right]; \quad \frac{\partial v_1}{\partial \theta} + \frac{\partial u_1}{\partial r} = 0; \\ \frac{1}{j\mu_0(\theta)} \frac{d\Phi_1(\theta)}{d\theta} &= K \int_0^{1-\eta \cos \theta} \left( \frac{\partial v_0}{\partial r} \right)^2 dr, \end{aligned} \quad (11)$$

с граничными условиями:

$$\begin{aligned} v_1 &= \left( \frac{\partial v_0}{\partial r} \right)_{r=0} \cdot \Phi_1(\theta); \quad u_1 = \left( \frac{\partial u_0}{\partial r} \right)_{r=0} \cdot \Phi_1(\theta); \\ c'_1(0) &= 0; \quad p''_1(0) = 0; \\ v_1 &= 0; \quad u_1 = 0 \quad \text{при} \quad r = 1 - \eta \cos \theta; \\ p_1(0) &= p_1(2\pi) = 0; \quad K\Phi_1(0) = K\tilde{\alpha}, \quad \Phi(0) = \Phi(2\pi) = \tilde{\alpha}. \end{aligned} \quad (12)$$

#### ТОЧНОЕ АВТОМОДЕЛЬНОЕ РЕШЕНИЕ

Точное решение задачи для нулевого приближения будем искать в виде:

$$v_0 = \frac{\partial \Psi_0}{\partial r} + V_0(r, \theta); \quad u_0 = -\frac{\partial \Psi_0}{\partial \theta} + U_0(r, \theta);$$

$$\Psi_0(r, \theta) = \tilde{\Psi}_0(\xi); \quad \xi = r/h(\theta);$$

$$V_0(r, \theta) = \tilde{v}(\xi); \quad U_0(r, \theta) = -\tilde{u}_0(\xi) \cdot h'(\theta);$$

$$\beta \frac{d^2 p_0}{d\theta^2} + \frac{dp_0}{d\theta} = j\mu_0(\theta) \left( \frac{\tilde{C}_1}{h^2(\theta)} + \frac{\tilde{C}_2}{h^3(\theta)} \right). \quad (13)$$

Подставляя (13) в систему дифференциальных уравнений (9) с учетом граничных условий (10), получим следующую систему дифференциальных уравнений:

$$\tilde{\Psi}_0'''(\xi) = \tilde{C}_2; \quad \tilde{v}_0''(\xi) = \tilde{C}_1; \quad \tilde{u}_0'(\xi) + \varepsilon \tilde{v}_0'(\xi) = 0; \quad (14)$$

с граничными условиями:

$$\begin{aligned} \tilde{\Psi}'_0(0) &= 0, \quad \tilde{\Psi}'_0(1) = 0; \quad \tilde{v}_0(1) = -\eta \sin \theta, \quad \tilde{v}_0(0) = 0; \\ p_0(0) &= p_0(2\pi) = p_g/p^*; \\ \tilde{u}_0(0) &= 0, \quad \tilde{u}_0(1) = 1, \quad \int_0^1 \tilde{v}_0(\xi) d\xi = 0. \end{aligned} \quad (15)$$

Непосредственным интегрированием получим:

$$\tilde{\Psi}' = \frac{\tilde{C}_2}{2} (\xi^2 - \xi), \quad \tilde{v}(\xi) = \tilde{C}_1 \frac{\xi^2}{2} - \left( \frac{\tilde{C}_1}{2} + 1 \right) \xi + 1; \quad \tilde{C}_1 = 6. \quad (16)$$

Из условия  $p_0(0) = p_0(2\pi) = p_g/p^*$  и  $p''_0(0) = 0$  решая

уравнение  $\frac{\beta}{j\mu_0(\theta)} \frac{d^2 p_0}{d\theta^2} + \frac{1}{j\mu_0(\theta)} \frac{dp_0}{d\theta} = \frac{\tilde{C}_1}{h^2(\theta)} + \frac{\tilde{C}_2}{h^3(\theta)}$  для  $\tilde{C}_2$  получим:

$$\tilde{C}_2 = -\frac{\beta^2 + 1}{3\eta\beta^2} - 4. \quad (17)$$

Для определения гидродинамического давления для нулевого приближения сначала необходимо определить

$\mu_0(\theta)$ . Продифференцировав  $\mu_0(\theta) = e^{-\alpha \left( r - \frac{\tilde{r}_0}{r} \right)}$ , получим:

$$\frac{d\mu_0(\theta)}{d\theta} = \mu_0(\theta) \left( -\alpha \frac{dT_0}{d\theta} \right). \quad (18)$$

Для определения  $\frac{dT_0}{d\theta}$  используем формулу для скорости диссипации энергии:

$$\frac{dT_0}{d\theta} = -\frac{24\mu_0\alpha\mu_0(\theta)\Omega r_0 h(\theta)}{T^* c_p \delta^2 \tilde{C}_2} \int_0^1 \left( \tilde{\Psi}_0''(\xi) + \frac{\tilde{v}_0'(\xi)}{h(\theta)} \right)^2 d\xi. \quad (19)$$

Подставляя (19) в (18) и сделав ряд преобразований, получим:

$$\frac{1}{\mu_0^2(\theta)} \frac{d\mu_0(\theta)}{d\theta} = \frac{24\mu_0\alpha\Omega r_0 h(\theta)}{T^* c_p \delta^2 \tilde{C}_2} \int_0^1 \left( \frac{\tilde{\Psi}_0''(\xi)}{h^2(\theta)} + \frac{\tilde{v}_0'(\xi)}{h(\theta)} \right)^2 d\xi, \quad (20)$$

где  $c_p$  - теплоемкость при постоянном давлении.

Интегрируя (20), получим

$$\frac{1}{\mu_0(\theta)} = -\tilde{N} \left[ \Delta_1 J_3(\theta) + \Delta_2 J_2(\theta) + \Delta_3 J_1(\theta) \right], \quad (21)$$

$$\tilde{N} = \frac{24\mu_0\alpha\Omega r_0}{T^*c_p\delta^2\tilde{C}_2}; \Delta_1 = \int_0^1 (\tilde{\Psi}_0''(\xi))^2 d\xi; \Delta_3 = \int_0^1 (\tilde{v}'_0(\xi))^2 d\xi;$$

где

$$\Delta_2 = 2\int_0^1 (\tilde{\Psi}_0''(\xi) \cdot \tilde{v}'_0(\xi)) d\xi; J_k(\theta) = \int_0^\theta \frac{d\theta}{h^k(\theta)}.$$

Функцию  $\mu_0(\theta)$  заменим ее усредненным интегральным значением:

$$\tilde{\mu}_0 = \int_0^{2\pi} \mu_0(\theta) d\theta = \int_0^{2\pi} \frac{d\theta}{-N[\Delta_1 J_3(\theta) + \Delta_2 J_2(\theta) + \Delta_3 J_1(\theta)]}. \quad (22)$$

Решая полученные уравнения  $\Delta_1, \Delta_2, \Delta_3, J_3(\theta), J_2(\theta), J_1(\theta)$  с точностью до  $O(\eta^2)$  для усредненного интегрального значения  $\tilde{\mu}$  получим следующее выражение:

$$\tilde{\mu}_0 = 1 + 2\pi^2\alpha N (\tilde{C}_2/12 + 1 + 4/\tilde{C}_2), \quad (23)$$

$$N = \frac{24\mu_0\Omega r_0}{T^*c_p\delta^2}.$$

Тогда

$$p_0 = j\tilde{\mu}_0 \left[ -\frac{2\pi(6+\tilde{C}_2)}{1-e^{-\frac{2\pi}{\beta}}} + \frac{3\eta\beta(4+\tilde{C}_2)}{\beta^2+1} + \frac{2\pi(6+\tilde{C}_2)}{1-e^{-\frac{2\pi}{\beta}}} e^{-\frac{\theta}{\beta}} + \frac{3\eta(4+\tilde{C}_2)}{\beta^2+1} \sin\theta - \frac{3\eta\beta(4+\tilde{C}_2)}{\beta^2+1} \cos\theta \right] + \frac{p_g}{p^*}. \quad (24)$$

Для определения  $\Phi_1(\theta)$  с учетом уравнения (16) придем к следующему уравнению:

$$\frac{d\Phi_1(\theta)}{d\theta} = j\tilde{\mu}_0 h(\theta) \int_0^1 \left( \frac{\tilde{\Psi}_0''(\xi)}{h^2(\theta)} + \frac{\tilde{v}'_0(\xi)}{h(\theta)} \right) d\xi. \quad (25)$$

Интегрируя уравнение (25), получим:

$$\Phi_1(\theta) = j\tilde{\mu}_0 \left( \int_0^\theta \frac{\Delta_1 d\theta}{h^3(\theta)} + \int_0^\theta \frac{\Delta_2 d\theta}{h^2(\theta)} + \int_0^\theta \frac{\Delta_3 d\theta}{h(\theta)} \right). \quad (26)$$

Решая уравнения (26) с учетом  $K\Phi_1(0) = K\tilde{\alpha}$ , получим:

$$\Phi_1(\theta) = \frac{2}{\sqrt{1-\eta^2}} \arctg \left( \sqrt{\frac{1+\eta}{1-\eta}} \operatorname{tg} \frac{\theta}{2} \right) \left( \frac{2+\eta^2}{(1-\eta^2)^2} \frac{\tilde{C}_2^2}{12} + \frac{2}{1-\eta^2} \tilde{C}_2 + 4 \right) + \frac{\eta}{1-\eta^2} \frac{\sin\theta}{1-\eta\cos\theta} \left( \frac{\tilde{C}_2^2}{8(1-\eta^2)} + \tilde{C}_2 \right) + \frac{\tilde{C}_2^2}{24(1-\eta^2)} \frac{\sin\theta}{(1-\eta\cos\theta)^2} + \tilde{\alpha}. \quad (27)$$

Тогда для первого приближения получим:

$$v_1 = \frac{\partial \Psi_1}{\partial r} + V_1(r, \theta); \quad u_1 = -\frac{\partial \Psi_1}{\partial \theta} + U_1(r, \theta);$$

$$\Psi_1(r, \theta) = \tilde{\Psi}_1(\xi); \quad \xi = r/h(\theta);$$

$$V_1(r, \theta) = \tilde{v}(\xi); \quad U_1(r, \theta) = -\tilde{u}_1(\xi) \cdot h'(\theta);$$

$$\beta \frac{d^2 p_1}{d\theta^2} + \frac{dp_1}{d\theta} = j\mu_1(\theta) \left( \frac{\tilde{C}_1}{h^2(\theta)} + \frac{\tilde{C}_2}{h^3(\theta)} \right). \quad (28)$$

Подставляя (28) в систему дифференциальных уравнений (11) с учетом граничных условий (12), получим следующую систему дифференциальных уравнений:

$$\tilde{\Psi}_1'''(\xi) = \tilde{C}_2; \quad \tilde{v}_1''(\xi) = \tilde{C}_1; \quad \tilde{u}_1'(\xi) + \xi \tilde{v}_1'(\xi) = 0; \quad (29)$$

с граничными условиями:

$$\tilde{\Psi}_1'(0) = 0, \quad \tilde{\Psi}_1'(1) = 0; \quad \tilde{u}_1(1) = 0, \quad \tilde{v}_1(1) = 0;$$

$$p_1(0) = p_1(2\pi) = 0;$$

$$\tilde{u}_1(0) = 0, \quad \tilde{v}_1(0) = M, \quad \int_0^1 \tilde{v}_1(\xi) d\xi = 0. \quad (30)$$

Непосредственным интегрированием получим:

$$\tilde{\Psi}_1'(\xi) = \frac{\tilde{C}_2}{2} (\xi^2 - \xi), \quad \tilde{C}_1 = 6M,$$

$$\tilde{v}_1(\xi) = \tilde{C}_1 \frac{\xi^2}{2} - \left( \frac{\tilde{C}_1}{2} + M \right) \xi + M, \quad (31)$$

где

$$M = \sup_{\theta \in [0; 2\pi]} \left| \frac{\partial v_0}{\partial r} \right|_{r=0} \cdot \Phi_1(\theta) =$$

$$= \sup_{\theta \in [0; 2\pi]} \left| \left[ -\eta \sin\theta - \frac{2\pi(6+\tilde{C}_2)}{\beta \left( 1 - e^{-\frac{2\pi}{\beta}} \right)} - \frac{3}{2} \eta (4+\tilde{C}_2) \cos\theta \right] \cdot \Phi_1(\theta) \right|.$$

Из условий  $p_1(0) = p_1(2\pi) = 0$  для  $\tilde{C}_2$  получим:

$$\tilde{C}_2 = -\frac{\beta^2+1}{3\eta\beta^2} - 4M. \quad (32)$$

Для определения гидродинамического давления  $p_1$  необходимо сначала определить  $\mu_1(\theta)$ . Продифференцировав

$$\mu_1(\theta) = e^{-\alpha \left( r_1 - \frac{\tilde{r}_0}{r^*} \right)}$$

по  $\theta$ , получим:

$$\frac{d\mu_1(\theta)}{d\theta} = -\alpha \mu_1(\theta) \frac{dT_0}{d\theta} - \mu_0(\theta) \alpha \frac{dT_1}{d\theta}. \quad (33)$$

Используя формулу скорости диссипации энергии

$$\frac{dT_1}{d\theta}$$

для определения  $\frac{dT_1}{d\theta}$ , получим:

$$\frac{dT_1}{d\theta} = \frac{-48\mu_0\mu_1(\theta)\alpha\Omega h(\theta)r_0}{T^*c_p\delta^2\tilde{C}_2} \int_0^1 \left( \frac{\tilde{\Psi}_0''(\xi)}{h^2(\theta)} + \frac{\tilde{v}'_0(\xi)}{h(\theta)} \right) \left( \frac{\tilde{\Psi}_1''(\xi)}{h^2(\theta)} + \frac{\tilde{v}_1'(\xi)}{h(\theta)} \right) d\xi. \quad (34)$$

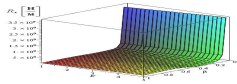
Подставляя (19) и (34) в (33) и сделав ряд преобразований, получим:

$$\frac{d\mu_1(\theta)}{d\theta} = -\alpha\mu_1(\theta)\mu_0(\theta) \left[ -\frac{24\mu_0\Omega r_0}{T^*c_p\delta^2\tilde{C}_2} \left( \frac{\Delta_1}{h^3(\theta)} + \frac{\Delta_2}{h^2(\theta)} + \frac{\Delta_3}{h(\theta)} \right) - \frac{48\mu_0\Omega r_0}{T^*c_p\delta^2\tilde{C}_2} \left( \frac{\tilde{\Delta}_1}{h^3(\theta)} + \frac{\tilde{\Delta}_2}{h^2(\theta)} + \frac{\tilde{\Delta}_3}{h(\theta)} + \frac{\tilde{\Delta}_4}{h(\theta)} \right) \right], \quad (35)$$

где

$$\tilde{\Delta}_1 = \int_0^1 \tilde{\psi}_0''(\xi)\tilde{\psi}_1''(\xi)d\xi; \quad \tilde{\Delta}_2 = \int_0^1 \tilde{\psi}_0''(\xi) \cdot \tilde{v}'_1(\xi)d\xi;$$

$$\tilde{\Delta}_3 = \int_0^1 \tilde{v}'_0(\xi) \cdot \tilde{v}'_1(\xi)d\xi.$$



Интегрируя (35) и заменяя  $\mu_1(\theta)$  ее усредненным интегральным значением, для  $\tilde{\mu}_1$  получим следующее выражение:

$$\tilde{\mu}_1 = 1 - e^{-\alpha\tilde{\mu}_0 2\pi^2 N \left( \frac{\tilde{C}_2}{4} - 1 + \frac{4}{\tilde{C}_2} + \frac{2M(\tilde{C}_2+4)}{\tilde{C}_2} \right)}. \quad (36)$$

Тогда из условия  $p_1(0) = p_1(2\pi) = 0$  и  $p_1'(0) = 0$  для  $p_1$  получим:

$$p_1 = j\tilde{\mu}_1 \left[ \frac{2\pi(6M + \tilde{C}_2)}{1 - e^{-\frac{2\pi}{\beta}}} \left( e^{-\frac{\theta}{\beta}} - 1 \right) + \frac{3\eta(4M + \tilde{C}_2)}{\beta^2 + 1} (\beta + \sin\theta - \beta\cos\theta) \right], \quad (37)$$

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Перейдем к определению основных рабочих характеристик подшипника.

С учетом (9), (11), (24) и (37) для составляющей вектора поддерживающей силы и силы трения получим:

$$R_x = \frac{\mu_0\Omega r_0^3 j}{\delta^2} \left[ \frac{3\eta\beta(4 + \tilde{C}_2)\pi}{2(\beta^2 + 1)} (\tilde{\mu}_0 + \tilde{\mu}_1 KM) \right],$$

$$R_y = \frac{\mu_0\Omega r_0^3 j}{\delta^2} \left[ \frac{3\eta(4 + \tilde{C}_2)}{2(\beta^2 + 1)} (\tilde{\mu}_0 + \tilde{\mu}_1 KM) \right], \quad (38)$$

$$L_{тр} = \frac{\mu_0\Omega r_0^3 j}{\delta} \left[ 8\pi^2\tilde{\mu}_0(6 + \tilde{C}_2) + \frac{8\pi^2(6M + \tilde{C}_2)}{\beta^2} (\tilde{\mu}_0 + \tilde{\mu}_1 KM) \right]. \quad (39)$$

По результатам численных расчетов построены графики, приведенные на рисунках 2–4:

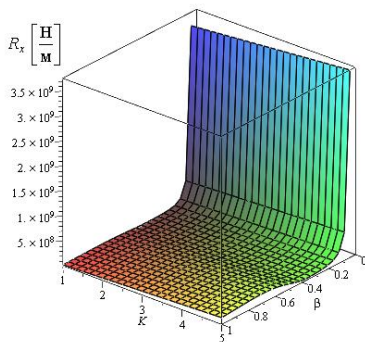


Рис. 2. Зависимость компонента поддерживающей силы от параметра  $\beta$ , характеризующего число Дебора, и  $K$ , обусловленного расплавом

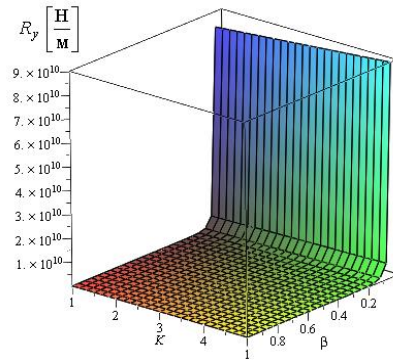


Рис. 3. Зависимость компонента поддерживающей силы от параметра  $\beta$ , характеризующего число Дебора, и  $K$ , обусловленного расплавом

ЗАКЛЮЧЕНИЕ (ВЫВОДЫ)

Анализ полученных расчетных моделей и графиков позволяет сделать ряд следующих выводов.

В результате проведенных теоретических исследований выявлены основные закономерности взаимовлияния реологических свойств вязкоупругого смазочного материала. Установлено, что:

- с увеличением числа Дебора  $\beta$  несущая способность и сила трения уменьшаются;

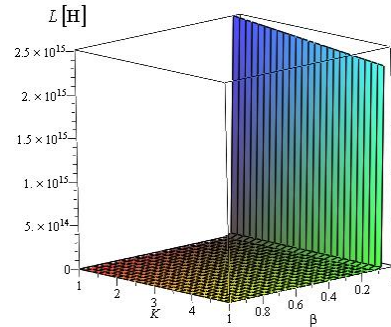


Рис. 4. Зависимость силы трения от параметра  $\beta$ , характеризующего число Дебора, и  $K$ , обусловленного расплавом

- с увеличением параметров  $K$ , обусловленного расплавом, и  $\alpha$ , характеризующего зависимость вязкости смазочного материала от температуры, несущая способность и сила трения увеличиваются;

- при уменьшении этих же параметров несущая способность и сила трения соответственно уменьшаются.

В результате проведенных теоретических исследований получена расчетная модель, позволяющая значительно повысить уровень и эффективность работ в результате одновременного учета в расчетной модели следующих особенностей: зависимость вязкости смазочного материала и модуля сдвига от температуры в турбулентном режиме трения, а также влияния смазочного материала в результате расплава поверхности подшипниковой втулки покрытой легкоплавким расплавом, обладающим неньютоновскими свойствами.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кропачев Д.Ю. Способы оперативного измерения температуры расплава металлов для нужд машиностроительных предприятий / Д.Ю. Кропачев, А.А. Гришин, А.Д. Масло // Литье и металлургия. – 2012. – № 3(66). – С. 126–127.
2. Уилсон. Смазка с расплавом / Уилсон // Проблемы трения и смазки. – 1976. – № 1. – С. 19.
3. Беретта. Подшипники скольжения, смазываемые собственным расплавом или продуктом сублимации / Беретта, Ниро, Сильвестри // Труды Америк. о-ва инж.-мех. – 1992. – № 1. – С. 86–90.
4. Перельман В.И. Краткий справочник химика / В.И. Перельман. – М.-Л.: Химия, 1964.
5. Котельническая, Л.И. Расчет радиальных с эффективной работой на смазке с расплавом в турбулентном режиме / Л.И. Котельническая, Н.Н. Демидова // Вестник Ростовского государственного университета путей сообщения. – 2002. – № 2. – С. 18–23.
6. Приходько В.М. Математическая модель гидродинамической смазки при плавлении опорной поверхности радиального подшипника / В.М. Приходько, Л.И. Котельническая // Трение и износ. – 2001. – Т. 22, № 6. – С. 606–608.
7. Задорожная, Е.А. Применение неньютоновских моделей смазочных жидкостей при расчете сложнагруженных узлов трения поршневых и роторных машин / Е.А. Задорожная, И.В. Мухортов, И.Г. Леванов // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2011. – №7. – С. 22–30.
8. Прокопьев, В.Н. Динамика сложнагруженного подшипника, смазываемого неньютоновской жидкостью / В.Н. Прокопьев, А.К. Бояршинова, Е.А. Задорожная // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2005. – № 6. – С. 108–114.
9. Прокопьев В.Н. Совершенствование методики расчета сложнагруженных подшипников скольжения, смазываемых неньютоновскими маслами / В.Н. Прокопьев, Е.А. Задорожная, В.Г. Караваев, И.Г. Леанов // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2010. – № 1. – С. 63–67.
10. Ахвердиев К.С. Гидродинамический расчет радиального подшипника, смазываемого расплавом легкоплавкого покрытия при наличии смазочного материала / К.С. Ахвердиев, М.А. Мукутадзе, Е.О. Лагунова, В.В. Василенко // Вестник РГУПС. – 2017. – №2 (66). – С. 129–135.
11. Ахвердиев, К.С. Расчетная модель радиального подшипника, смазываемого расплавом, с учетом зависимости вязкости от давления / К.С. Ахвердиев, Е.О. Лагунова, В.В. Василенко // Вестник ДГТУ. – 2017. – №3 (90). – С. 27–37.
12. Василенко, В.В. Гидродинамический расчет радиального подшипника, смазываемого расплавом легкоплавкого покрытия при наличии смазочного материала / В.В. Василенко, Е.О. Лагунова, М.А. Мукутадзе // Интернет-журнал «НАУКОВЕДЕНИЕ» Т. 9, №5 (2017) <https://naukovedenie.ru/PDF/20TVN517.pdf>
13. Lagunova, E.O. Wedge-Shaped Sliding Supports Operating on Viscoelastic Lubricant Material Due to the Melt, Taking Into Account the Dependence of Viscosity and Shear Modulus on Pressure / E.O. Lagunova // International Journal of Applied Engineering Research ISSN 0973-4562 V. 12, № 19 (2017) pp. 9120-9127.
14. Lagunova, E.O. Radial Plain Bearings Operating on Viscoelastic Lubricant Caused by the Melt, Taking into Account the Dependence of the Viscosity of the Lubricant and the Shear Modulus on the Pressure / E.O. Lagunova // International Journal of Applied Engineering Research ISSN 0973-4562 V. 12, № 19 (2017) pp. 9128-9137.
15. Calculation Model of the Radial Bearing, Caused by the Melt, Taking into Account the Dependence of Viscosity on Pressure / V.V. Vasilenko, E.O. Lagunova, M.A. Mukutadze, V.M. Prikhodko // International Journal of Applied Engineering Research ISSN 0973-4562 V. 12, № 19 (2017) pp. 9138-9148.
16. Клиновидные опоры скольжения, работающие на микрополярном смазочном материале, обусловленные расплавом / К.С. Ахвердиев, М.А. Мукутадзе, Е.О. Лагунова, В.В. Василенко // Вестник РГУПС. – 2017. – №3 (67). – С. 8–15.
17. Лагунова, Е.О. Моделирование клиновидных опор скольжения с учетом реологических свойств электропроводящего смазочного материала / Е.О. Лагунова // Вестник ЮУрГУ. Серия «Машиностроение». – 2017. – Т. 17, № 4. – С. 13–25. DOI: 10.14529/engin170402
18. Нг. Линеаризованная теория турбулентного течения смазки / Нг, Пэн // Теоретические основы инженерных расчетов. – 1965. – №3. – С. 157–162

## The Radial Bearings of Sliding Caused by Fusion

Lagunova E.O., Mukutadze M.A.

Rostov State Transport University

Rostov-on-Don, Russian Federation

[lagunova@rambler.ru](mailto:lagunova@rambler.ru), [murman1963@yandex.ru](mailto:murman1963@yandex.ru)

**Abstract.** The technique and implementation of the exact auto-model solution of a task on hydrodynamic calculation of the infinite radial bearing of sliding by the covered fusible metal fusion of a surface of the bearing plug using viscoelastic lubricant when accounting dependence of viscosity of lubricant and the module of shift from temperature is given in work. On the basis of the equation of the movement of the liquid lubricant having viscoelastic properties (Максвелловский liquid) for a case of "a

thin layer", taking into account dependence of viscosity of lubricant and the module of shift on temperature, the equation of continuity and a formula of speed of dissipation of energy for definition of the function  $\Phi(\theta)$  caused by fusion the surface of the bearing plug covered with fusible metal fusion the asymptotic solution for zero and first approach on degrees of the small parameter  $K$  caused by fusion is found. As a result of the solution of

a task the field of speeds and pressure in a lubricant layer and the melted layer and also value of the function  $\Phi_1(\theta)$  caused by fusion of a surface of the bearing plug covered with fusible metal fusion are defined. The numerical analysis of the received analytical expressions for the bearing ability and friction force with simultaneous accounting of such important factors as the viscosity of liquid viscoelastic lubricant swore, the shift module, at number Deborah, the parameter characterizing dependence of

viscosity of lubricant and the module of shift on temperature has allowed to specify tribotechnical settlement models in the following order: the bearing ability for 22%, friction force for 27%.

*Keywords:* hydrodynamics, a fusible covering, viscoelastic lubricant, the melted surface of the bearing plug.

# Смазка для вакуумных узлов трения на основе легкоплавких металлов

Ашейчик А.А.

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого  
Санкт-Петербург, Российская Федерация,  
[aseichik52@mail.ru](mailto:aseichik52@mail.ru)

**Аннотация.** В работе приведены результаты экспериментального исследования твердого смазочного материала на основе индия и галлия, не испаряющегося в вакууме до  $10^{-6}$  мм рт. ст., легко наносимого на поверхность трения, имеющего низкую температуру плавления и хорошую смачиваемость. Этот смазочный материал обеспечивает длительную работу узла трения со стабильным низким коэффициентом трения при удельных нагрузках до 2,5 МПа. В состав смазочного материала введены порошки меди дисперсностью менее 40 мкм и никеля дисперсностью менее 20 мкм

Описана конструкция вакуумной установки по изучению работы пар трения в вакууме и газах при давлениях до  $10^{-6}$  мм рт. ст., нагрузках до 2,5 МПа и скорости скольжения образцов  $0,6 \div 2$  м/с.

В результате экспериментальных исследований установлено, что введение в состав твердой смазки, содержащей дисульфид молибдена, индий и галлий, дополнительно мелкодисперсных порошков меди и никеля позволяет увеличить долговечность работы узла трения в  $3 \div 10$  раз и снизить коэффициент трения в  $1,2 \div 2$  раза.

**Ключевые слова:** смазочный материал, легкоплавкие металлы, дисульфид молибдена, узлы трения, износостойкость, вакуум.

## ВВЕДЕНИЕ

Известно, что твердые смазки на основе дисульфида молибдена имеют при применении их в виде порошков очень низкую долговечность. Долговечность таких смазочных материалов повышают путем применения различных связующих [1-5]. Однако в вакууме и при высоких температурах применение твердых смазок со связующими ограничено из-за газоотделения связующих или их испарения [6-11]. В связи с этим возможным вариантом повышения долговечности твердых смазок на основе дисульфида молибдена является использование в качестве связующего легкоплавких металлов, например, сплавов индия с галлием, имеющих температуру плавления  $308 \div 323^\circ\text{K}$ , а также использование в качестве компонентов твердой смазки мелкодисперсных порошков меди и никеля [12-17].

## ЦЕЛЬ ИССЛЕДОВАНИЙ

Целью данной работы являлось создание твердого смазочного материала, не испаряющегося в вакууме до  $10^{-6}$  мм рт. ст., легко наносимого на поверхность трения, имеющего низкую температуру плавления и хорошую смачиваемость. Этот смазочный материал должен также обеспечивать длительную работу узла трения со стабильным низким коэффициентом трения при удельных нагрузках до 2,5 МПа.

Для изготовления смазочного материала использовались порошки меди дисперсностью менее 40 мкм и никеля дисперсностью менее 20 мкм при следующем соотношении компонентов в вес. %: порошок меди 5, порошок никеля 2, дисульфид молибдена 10, галлий 15, индий - остальное. В качестве порошка меди использовался порошок ПМ ГОСТ 4960-2009 дисперсностью менее 40 мкм, в качестве порошка никеля использовался порошок никеля карбонильного ПНК с размером частиц менее 20 мкм.

Особую сложность при разработке такой смазки представляет выбор последовательности смешивания указанных компонентов, так как при непосредственном смешивании порошков меди, никеля и дисульфида молибдена получается механическая смесь, введение которой затем в расплав индия с галлием не позволяет получить однородную композицию [18-20].

В результате экспериментальных исследований была разработана следующая технология изготовления твердой смазки. Приготавливается сплав индия с галлием путем введения в расплавленный индий галлия. Затем в находящийся при температуре  $40 \div 60^\circ\text{C}$  в жидком состоянии сплав индия и галлия вводится смесь мелкодисперсных порошков меди и никеля и все тщательно перемешивается. В полученный состав добавляется порошок дисульфида молибдена с последующим тщательным перемешиванием. При таком способе изготовления твердой смазки частицы меди и никеля обволакиваются сплавом галлия с индием, обладающим поверхностно-активными свойствами, и не соприкасаются с частицами дисульфида молибдена.

## УСТАНОВКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ТРЕНИЯ И ИЗНОСА В ВАКУУМЕ И ГАЗАХ

Для проведения исследований по изучению работы пар трения в вакууме и газах была разработана специальная вакуумная установка, принципиальная схема которой приведена на рис. 1. Рабочая камера установки содержит корпус 1 выполненный из стали X18H10T в виде цилиндра объемом 1 л, боковые фланцы с закрепленными на них вакуумными манометрическими преобразователями 28, 29, 37 и натекателем газов 8, верхний фланец 2, на котором смонтирован магнитный ввод вращения МЭГ-6 (5) и узел трения.

Узел трения содержит держатели 27 с верхним и нижним 36 образцами, устройство нагружения образцов, узел измерения момента трения, термпары для измерения температуры смазочного материала и образцов. Исследуемые образцы имеют форму цилиндров высотой 12 мм с

внешним диаметром 18 мм и внутренним диаметром 8 мм (рис.2). Коэффициент взаимного перекрытия образцов изменяли от 0,2 до 1 путем изменения величины четырех площадок на одном из образцов.

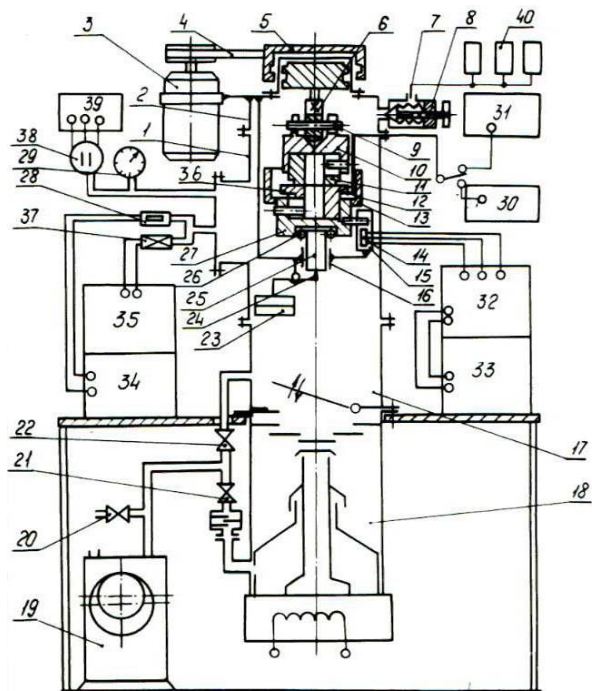


Рис. 1. Принципиальная схема установки для исследования трения и износа в вакууме и газах

Работа узла трения происходит следующим образом. Вращательное движение верхнему образцу передается от электродвигателя 3 через ременную передачу 4, магнитный ввод 5, самоустанавливающуюся втулку 6, штифт 9, держатель 10. Частота вращения электродвигателя регулируется реостатом от 100 до 3000 об/мин, что соответствует средней скорости скольжения образцов  $0,06 \div 2$  м/с.

Нагружение образцов производится устройством рычажного типа. Вес грузов 23 передается нижнему образцу (передаточное число 1) через рычаг 24, ось 25, установленную в подшипнике скольжения 16, подшипник качения 26 и держатель 27. Диапазон изменения нагрузки на образцы составлял  $0,004 \div 0,1$  МПа. Для создания более высоких удельных нагрузок на образцы использовалось пружинное устройство с диапазоном изменения нагрузки  $0,1 \div 2,5$  МПа.

Работа узла измерения момента трения основана на методе «увлечения». Вращающийся верхний образец за счет сил трения стремится повернуть вокруг оси нижний образец. Поворот нижнего образца ограничивается стержнем держателя 27, который упирается в консольно закрепленную упругую пластину 15 с наклеенными на обе ее стороны тензодатчиками 14. Сигнал, характеризующий момент трения исследуемой пары трения, с тензодатчиков через цифровой запоминающий осциллограф PCS-500A (32) поступает на персональный компьютер (33).



Рис.2. Внешний вид образцов после испытаний

Температура нижнего образца измерялась хромель-копелевой термопарой 12, установленной в образце на расстоянии 1 мм от поверхности. Температура смазочного материала в узле трения при граничной смазке измерялась термопарой, закрепленной в чашке для смазки на расстоянии 1 мм от поверхности трения. Запись температуры осуществлялась через цифровой запоминающий осциллограф (30). Для индикации отдельных значений температур использовался электронный цифровой прибор (31). Диапазон измерения температур составлял  $273 \div 473$ ° К.

Уплотнение верхнего фланца осуществлялось двумя резиновыми прокладками из белой вакуумной резины, между которыми зажимались выводы тензодатчиков и термопар. Для исследования пар трения в условиях вакуума и граничной смазки служила объемная чашка 13, в которую помещался смазочный материал.

#### РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Приготовленная смазка наносилась на обезжиренную, промытую спиртом поверхность стальных образцов фрикционным методом при помощи замши или льняной ткани. Операция считалась законченной, когда покрываемая поверхность трения становилась однородной и гладкой. На сопряженный образец пары трения также наносился этот состав. Испытания проводились с целью определения долговечности нанесенной на поверхность трения смазки, измерения коэффициента трения и определения предельной нагрузочной способности твердосмазочного покрытия, полученного по предлагаемой технологии. Для сравнения проводились испытания твердосмазочного покрытия, полученного аналогичным способом и содержащего галлий, индий и дисульфид молибдена в тех же количествах, но не содержащего медь и никель.

Скорость скольжения при проведении сравнительных испытаний составляла 0,5 м/с, удельное давление на образцы изменяли от 0,2 до 2,5 МПа. Испытания проводились в вакууме  $10^{-4}$  мм рт. ст. Торцы трения верхнего образца имели четыре симметрично расположенных площадки трения (см. рис. 2). Коэффициент взаимного перекрытия образцов составлял 0,4. Поверхности трения имели начальную шероховатость  $R_a = 0,63$  мкм.

Результаты экспериментальных исследований по исследованию коэффициента трения двух смазочных материалов приведены на рис.3 и в табл. 1.



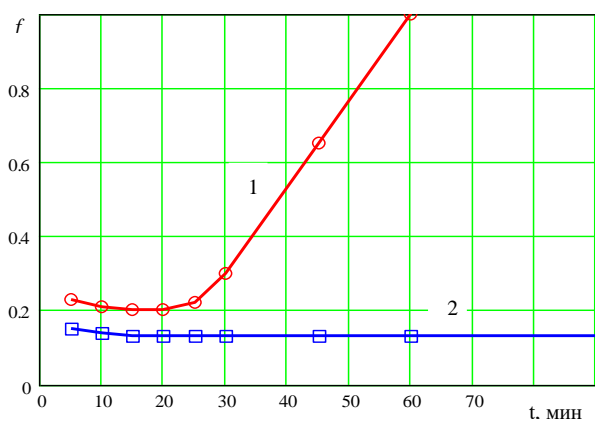


Рис.3. Изменение коэффициента трения во времени при использовании: 1- галлий + индий + MoS<sub>2</sub>; 2 - галлий + индий + MoS<sub>2</sub> + медь + никель

Таблица 1

Результаты исследований смазочных материалов на основе легкоплавких металлов

Состав	Нагрузка 0,2 МПа		Нагрузка 2,5 МПа	
	Долговечность, мин	Коэффициент трения	Долговечность, мин	Коэффициент трения
Галлий + индий + MoS <sub>2</sub>	25	0,2	Задир	Задир
Галлий + индий + MoS <sub>2</sub> + медь + никель	270	0,12	35	0,07

Из результатов исследований следует, что долговечность покрытия, полученного на основе базового твердосмазочного материала, составляла при нагрузке 0,2 МПа около 25 мин, а при использовании твердосмазочного материала, содержащего мелкодисперсные порошки меди и никеля долговечность увеличивалась до 270 мин.

На рис. 4 приведены зависимости коэффициента трения от нагрузки на образцы для базового и предлагаемого составов. Из анализа этих результатов следует, что использование предлагаемого состава позволяет снизить коэффициент трения в 1,2÷2 раза.

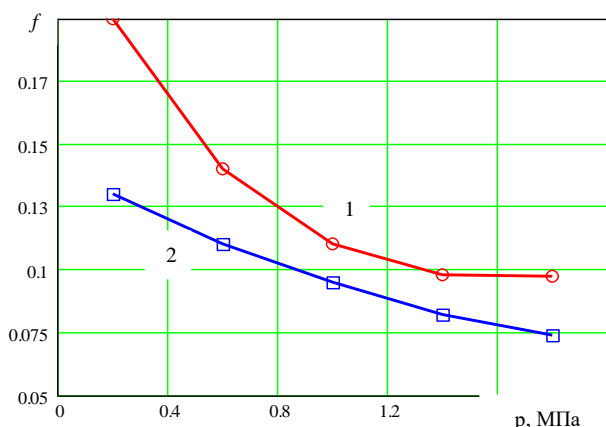


Рис.4. Зависимости коэффициента трения от нагрузки при использовании: 1- галлий + индий + MoS<sub>2</sub>; 2 - галлий + индий + MoS<sub>2</sub>+ медь + никель

Из результатов испытаний, приведенных в табл. 1 следует, что смазочный материал, содержащий мелкодисперсные порошки меди и никеля обеспечивает работоспособность узла трения даже при нагрузках 2,5 МПа, в то время как при использовании базового состава при таких нагрузках задир (резкое повышение коэффициента трения) наблюдался практически сразу.

Повышение антифрикционных и противоизносных свойств при использовании предлагаемой смазки обеспечивается, во-первых, за счет образования на поверхностях трения пленок меди, а во-вторых, благодаря наличию в этом квазижизненном слое меди частиц никеля. Образование слоя меди на трущихся поверхностях происходит из-за воздействия в процессе трения на частицы меди галлия, обладающего поверхностно-активными свойствами [21-23]. Образующийся слой меди имеет более высокую прочность на сжатие, по сравнению со слоем легкоплавкого сплава индием и галлием, содержащим частицы молибдена. Наличие в смазочном материале порошка никеля способствует образованию в слое меди равномерно распределенных более твердых включений, что также способствует улучшению антифрикционных и противоизносных свойств смазочного материала.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате экспериментальных исследований установлено, что введение в состав твердой смазки, содержащей дисульфид молибдена, индий и галлий, дополнительно мелкодисперсных порошков меди и никеля позволяет увеличить долговечность работы узла трения в 3÷10 раз и снизить коэффициент трения в 1,2÷2 раза.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Ашейчик А. А. Трение и изнашивание в вакууме / А. А. Ашейчик.– СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2017.– 210 с.
2. Лебедев В.М. Исследование возможности использования избирательного переноса для повышения надежности и долговечности вакуумных машин / В.М Лебедев, А.А. Ашейчик // Управление надежностью машин.– Киев: Изд-во УкрНТОМашпром.– 1978.– С. 234-235.
3. Лебедев В.М. Исследование режима граничного трения в вакууме / В.М Лебедев, А.А. Ашейчик // Физико-химическая механика материалов. 1980.– № 3.– С. 122-123.
4. Лебедев В.М. Повышение качества поверхности трения деталей путем приработки их в условиях вакуума / В.М Лебедев, А.А. Ашейчик, Н.А. Смирнов // Вестник машиностроения. – 1980. – №10. – С. 24-26.
5. Лебедев В.М. Влияние степени разрежения газовой среды на процессы граничного трения / В.М. Лебедев, А.А. Ашейчик // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 1981. – № 5. – С. 52-55.
6. Лебедев В.М. Исследование температуры трения при работе пар трения в режиме избирательного переноса в условиях вакуума / В.М Лебедев, А.А. Ашейчик // Трение и износ. – 1980. – Т.1, № 6. – С. 1097-1100.
7. Лебедев В.М. Исследование антифрикционных свойств металлонаполненных резин на основе СКФ-32 в условиях вакуума / В.М. Лебедев, А.А. Ашейчик, Г.Р. Хачатрян, Б.В.Ратнер // Каучук и резина. – 1981. – №6. – С. 33-35.

8. Лебедев В.М. Влияние газовой среды на трение пар в режиме избирательного переноса / В.М. Лебедев, А.А. Ашейчик // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 1980. – № 1. – С. 23-27.

9. Лебедев В.М. Исследование трибологических свойств резины из СКФ-32, наполненной медным порошком / В.М.Лебедев, А.А.Ашейчик // Каучук и резина. – 1981. – №6. – С. 33-35.

10. Жуков В.А. Механика. / В.А.Жуков, А.А. Ашейчик. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2004. – 70 с.

11. Ашейчик А.А. Влияние распределения контактных напряжений на утечки через торцевое уплотнение/ А.А.Ашейчик, В.Л. Полонский // Вестник СибГАУ. – 2015. – Т.16, №3. – С. 705-713.

12. Asheichik A.A. Prediction of leak in the static mechanical seal / A.A. Asheichik, M.R. Bahrami // ICMTME 2017. – MATEC Web of Conferences. – V. 129 (2017). – 06002.

13. Ашейчик А.А. Определение энергии активации эластомеров экспериментально-теоретическим методом / А.А.Ашейчик, В.Л. Полонский // Современное машиностроение. Наука и образование.– 2014. – № 4. – С. 283-291.

14. Ашейчик А.А. Исследование износостойкости и нагрузочной способности резин для шкивов грузоподъемного оборудования / А.А.Ашейчик, В.Л. Полонский // Вестник СибГАУ. – 2016. – Т.17, №1. С. 186-193.

15. Лебедев В.М. Применение металлонаполненных полимерных покрытий для повышения долговечности тяговых цепей / В.М. Лебедев, А.Я. Башкарев, А.А. Ашейчик, Е.В. Заборский // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 1981. – №6. – С.44-48.

16. Лазарев С.О. Исследование влияния распределения напряжений в зоне контакта на утечки через резиновое уплотнение в неподвижном соединении / С.О. Лазарев,

А.А. Ашейчик, В.Л. Полонский// Фундаментальные исследования в технических университетах. – СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2006. – С. 311-312.

17. Лебедев В.М. Применение металлоплакирующих смазок для повышения износостойкости тяговых цепей / В.М. Лебедев, А.А. Ашейчик, Н.А. Смирнов // Вестник машиностроения. – 1980. – №9. – С. 28-29.

18. Ашейчик А.А. Стенд для исследования трибологических свойств материалов / А.А. Ашейчик // Фундаментальные исследования в технических университетах. – СПб: Изд-во Политехн. ун-та, 2010. – Т.1. – С. 139-140.

19. Ашейчик А.А. Испытание эластомеров при знакопеременном изгибе с вращением / А. А. Ашейчик, Т.Д.Ахметшин // XL Неделя науки СПбГПУ: сб материалы научно-практической конференции. Т.4. – СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2011. – С. 156-157.

20. Ашейчик А. А. Стенд для испытания материалов на устойчивость к взрывной декомпрессии / А. А. Ашейчик, С.О. Лазарев // Фундаментальные исследования в технических университетах. – СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2006 – С. 291-292.

21. Ашейчик А.А. Стенд для исследования динамического модуля и модуля внутреннего трения эластомеров/ А.А. Ашейчик // Фундаментальные исследования в технических университетах.– СПб: Изд-во Политехн. ун-та, 2010. – Т.1. – С.140-141.

22. Asheichik A.A. Investigation of antifriction feature of graflon under friction in seawater/ A.A. Asheichik, M.R. Bahrami //Procedia Engineering.– 2017.–vol. 206.– P. 642-646.

23. Лебедев В.М. Повышение износостойкости и антифрикционных свойств ПА-покрытий / В.М. Лебедев, А.Я. Башкарев, А.А. Ашейчик, В.В. Букреев // Пластические массы. – 1980. – №10. – С.29-30.

## Lubrication for Vacuum Friction Nodes Based Metals with a Low Melting

Asheichik A.A.

Peter the Great St.-Petersburg polytechnical university

St.-Petersburg, Russian Federation

[aseichik52@mail.ru](mailto:aseichik52@mail.ru)

**Abstract.** The paper presents the results of an experimental study of a solid lubricant based on indium and gallium, which does not evaporate in a vacuum to  $10^{-6}$  mm Hg. It is easily applied to the friction surface, which has a low melting point and good wettability. This lubricant provides long-term operation of the friction unit with a stable low friction coefficient at specific loads up to 2,5 MPa. The composition of the lubricant introduced copper powders with a dispersion of less than 40  $\mu$ m and nickel with a dispersion of less than 20  $\mu$ m.

The design of a vacuum installation for studying the work of friction pairs in vacuum and gases at pressures up to  $10^{-6}$  mm Hg

is described. Stages, loads up to 2,5 MPa and slip velocities of samples  $0,6 \div 2$  m / s.

As a result of experimental studies, it has been found that the addition of finely dispersed copper and nickel powders to the solid lubricant containing molybdenum, indium and gallium disulphide increases the durability of the friction assembly by 3  $\div$  10 times and reduces the coefficient of friction by 1,2  $\div$  2 times.

**Keywords:** lubricant, metals with a low melting, molybdenum disulphide, friction modes, wear, vacuum.

# Исследование характеристик и параметров зубчатых циклоидальных передач

Бровкина Ю.И.  
Московский политехнический университет  
Москва, Россия  
[yulbrovkina@yandex.ru](mailto:yulbrovkina@yandex.ru)

Соболев А.Н., Некрасов А.Я.  
МГТУ “СТАНКИН”  
Москва, Россия  
[stankin-okm@yandex.ru](mailto:stankin-okm@yandex.ru)

**Аннотация.** Циклоидальные передачи относятся к перспективным видам зубчатых механизмов. В статье представлена автоматизированная методика расчета величины зазоров и деформаций, возникающих между зубьями и цевками циклоидального зацепления. Приведен анализ влияния коррекции профиля на величину зазоров и деформаций, а также на количество зубьев, одновременно передающих нагрузку.

**Ключевые слова:** циклоидальное зацепление, редуктор, цевка, сателлит, зазор, деформация.

Одной из важнейших задач современного машиностроения является создание эффективных приводных механизмов, в том числе зубчатых передач, обладающих малыми массой и габаритами, точностью и безопасностью при высокой нагрузочной способности. Для успешного решения этой задачи необходима автоматизация проектной процедуры конструирования технических средств, обеспечивающей достижение требуемой точности деталей механизмов и выбор оптимальных параметров конструкции [1-19].

В редукторах приводов машин, кроме эвольвентного зацепления, также применяются зубчатые колеса с циклоидальным профилем. Циклоидальные передачи относят к группе перспективных планетарно-цевочных механизмов. У циклоидального зацепления есть ряд преимуществ: высокая надежность, большой диапазон возможных передаточных чисел, функциональность в условиях динамических нагрузок, компактность, высокий КПД [20, 21].

Упрощенные модели одноступенчатых циклоидальных редукторов внутреннего зацепления, полученные с использованием средств автоматизированного проектирования, представлены на рис. 1 [22-26].

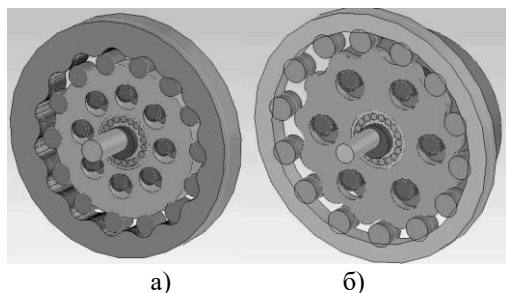


Рис. 1. Модели одноступенчатых циклоидальных редукторов внутреннего зацепления: а – с гипоциклоидальным профилем; б – с эпициклоидальным профилем

Цевки находятся в зацеплении с соответствующими циклоидальными зубьями, при этом половина пар зацеп-

лений передают нагрузку. Опыты, проведенные авторами по изготовлению и сборке малогабаритных циклоидальных редукторов (рис. 2) на базе Лаборатории технологий проектирования, испытаний и ремонта металлорежущих станков Технологического полигона МГТУ “СТАНКИН” показали, что в реальном циклоидальном редукторе между цевками и зубьями сателлита необходимо наличие зазоров.

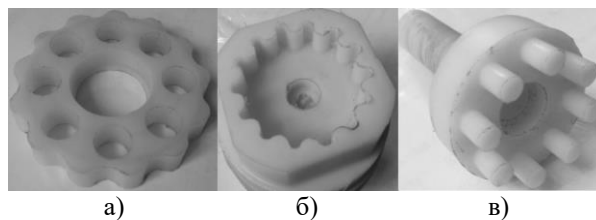


Рис. 2. Экспериментальные образцы деталей циклоидальной передачи, изготовленные на станке с ЧПУ Wabeco 1210d: а – эпициклоидальное колесо; б – колесо с внутренними зубьями; в – цевочное колесо

На рис. 3 представлено теоретическое беззазорное эпициклоидальное зацепление, а на рис. 4 приведено практическое эпициклоидальное зацепление, образцы которых получены с помощью разработанного авторами программного приложения. На рисунках обозначены параметры:  $e$  – эксцентриситет передачи;  $\Delta q$  – корректирующее значение циклоидального профиля, выбираемое из конструктивных соображений.

Наличие зазоров в передаче (рис. 3, 4) необходимо по следующим причинам:

- компенсация ошибок, допущенных в процессе производства элементов редуктора;
- обеспечение лучших условий для смазки поверхностей колеса и цевки;
- обеспечение простоты процесса сборки и разборки.

Зазоры могут быть обеспечены несколькими способами:

- исправлением профиля циклоиды зубьев колеса;
- изменением диаметра колеса с цевками;
- уменьшением диаметра цевки.

Разработанное авторами программное приложение обеспечивает автоматизированное создание моделей циклоидальных механизмов с получением необходимых зазоров. При этом требуемые зазоры могут быть рассчитаны таким образом, чтобы обеспечить передачу оптимальных нагрузок на основе силового расчета. На базе коррекции геометрии элементов передачи автоматически осуществ-

ляется пересоздание управляющих программ для станков с ЧПУ [17, 23-26].

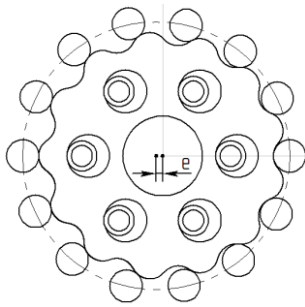


Рис. 3. Циклоидальная передача с некорригированным циклоидальным профилем

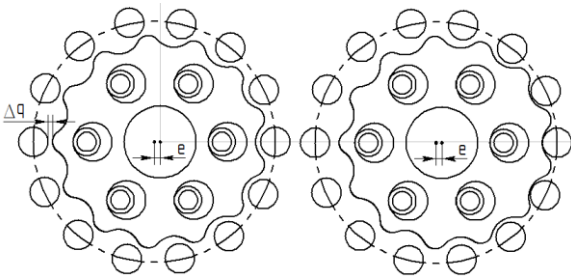


Рис. 4. Циклоидальная передача с корригированным циклоидальным профилем

В отличие от колеса с теоретическим (некорригированным) циклоидальным профилем, в котором все зубья находятся в контакте с соответствующей цевкой (втулкой цевки) и половина зубьев участвует в передаче нагрузки, у сателлита с циклоидальным корригированным профилем число контактирующих зубьев зависит от величины коррекции профиля, то есть от зазора между зубьями и цевками [21].

На основе скорректированной авторами математической модели из работ [20, 21] далее представлен порядок расчета деформаций и зазоров между циклоидальными зубьями и цевками (роликами), а также порядок определения количества зубьев, которые находятся в контакте и передают нагрузку.

Обозначим:  $z_1$  - число зубьев циклоидального колеса;  $z_2$  - число цевок цевочного колеса;  $u$  - передаточное число циклоидальной передачи ( $u = z_1$ );  $\lambda$  - коэффициент укорочения эпициклоиды [0,55...0,85];  $e$  - эксцентриситет (расстояние между центрами циклоидального и цевочного колес), мм;  $m$  - модуль передачи, мм.

Минимальные размеры передачи по условию контактной прочности соответствуют значению коэффициента укорочения циклоиды [20].

$$\lambda = \sqrt[4]{\frac{z_1}{3,7(z_1+4)}} \quad (1)$$

Делительный диаметр циклоидального колеса

$$d_1 = mz_1 = \frac{2ez_1}{\lambda} \quad (2)$$

Делительный диаметр цевочного колеса

$$d_2 = mz_2 = \frac{2ez_2}{\lambda} \quad (3)$$

Угловое положение -ой цевки

$$\tau_i = \frac{2\pi \cdot i}{z_2} \quad (4)$$

Тогда угол наклона нормалей в точках касания цевок и зубчатого профиля (рис. 5) можно вычислить по формуле

$$\varepsilon_i = \arctan\left(\frac{\sin(\tau_i)}{\lambda - \cos(\tau_i)}\right) \quad (5)$$

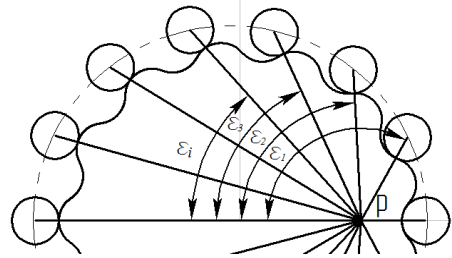


Рис. 5. Схема определения угла наклона нормалей в точках контакта

Зазор между -ой цевкой и соответствующим циклоидальным зубом сателлита (рис. 5), можно вычислить следующим образом:

$$k_i = \Delta q \left(1 - \frac{\sin(\varepsilon_i)}{\sqrt{1+\lambda^2-2\cdot\lambda\cdot\cos(\varepsilon_i)}}\right), \quad (6)$$

где  $\Delta q$  - корректирующее значение профиля, выбираемое из конструктивных соображений, мм.

Общую деформацию в точке контакта циклоидального зуба и цевки можно вычислить по формуле:

$$k_i = \delta_{max} \cdot \left(1 - \frac{\sin(\varepsilon_i)}{\sqrt{1+\lambda^2-2\cdot\lambda\cdot\cos(\varepsilon_i)}}\right), \quad (7)$$

где  $\delta_{max}$  - максимальное значение общей деформации.

Максимальное значение общей деформации можно рассчитать, как

$$\delta_{max} = \delta_{max1} + \delta_{max2}, \quad (8)$$

где:

$\delta_{max1}$  - максимальная контактная деформация, мм;  $\delta_{max2}$  - максимальная деформация при изгибе стержня цевки, мм.

Максимальная контактная деформация  $\delta_{max1}$  рассчитывается из выражения

$$\delta_{max1} = \frac{2 \cdot (1-\mu^2)}{E} \cdot \frac{F_{Nmax}}{\pi \cdot b} \cdot \left(\frac{2}{3} + \ln \frac{16 \cdot r_c \cdot \rho}{c^2}\right) \quad (9)$$

где:

$\delta_{max1}$  - максимальная контактная деформация, мм;

$\delta_{max2}$  - максимальная деформация при изгибе стержня цевки, мм;

$\mu$  - коэффициент Пуассона материала циклоидального колеса (для стали  $\mu = 0,3$ );

$E$  - модуль упругости материала циклоидального колеса (для стали  $E = 2,1 \cdot 10^5$  МПа);

$F_{Nmax}$  - максимальная величина нормальной силы в точке контакта циклоидального зуба сателлита и цевки (ролика цевки);

$b$  - ширина диска циклоидального колеса, мм;

$r_c$  - радиус ролика цевки, мм;

$\rho$  - радиус кривизны циклоидального профиля зуба сателлита в точке, где сила, действующая на зуб, максимальна, мм. Определяется по формуле:

$$\rho = \frac{e \cdot z_2}{\lambda} \cdot \frac{[1+\lambda^2-2\cdot\lambda\cdot\cos(z_1 \cdot \varphi_i)]^{3/2}}{|1+(z_2 \cdot \lambda)^2 - (z_2+1) \cdot \cos(z_1 \cdot \varphi_i) \cdot \lambda|} \pm r_c \quad (10)$$

где:

$\varphi_i$  - задающий полярный угол зубчатого циклоидального колеса -  $[0; 2\pi]$ ; знак "+" берется для вогнутой поверхности зуба; знак "-" берется для выпуклой поверхности зуба.

Алгоритм определения «выпуклости» поверхности реализован авторами в программном приложении.

Вспомогательная постоянная  $C$  определяется по формуле:

$$C = 4,99 \cdot 10^{-3} \sqrt{\frac{2 \cdot (1 - \mu^2)}{E} \cdot \frac{F_{Nmax}}{b} \cdot \frac{2 \cdot \rho \cdot r_c}{\rho + r_c}} \quad (11)$$

где  $F_{Nmax} \approx \frac{5,28 \cdot 1000 \cdot T}{e \cdot z_1 \cdot z_2}$  – нормальная сила, действующая в зацеплении цевки и зуба, при этом  $T$  – вращающий момент,  $H \cdot м$ .

Максимальная деформация при изгибе стержня цевки цевочного колеса в точке контакта:

$$\delta_{max2} = \frac{F_{Nmax} \cdot l^3}{48 \cdot E \cdot I_x} \quad (12)$$

где:

$l$  – расстояние между опорами цевок в цевочном колесе зацепления, мм;

$I_x = \frac{r_0^4 \cdot \pi}{4}$  – момент инерции стержня цевки, мм<sup>4</sup>, где  $r_0$  – радиус стержня цевки, мм.

На основе выражений (1) – (12) и параметров редуктора, приведенных в полях исходных данных программного приложения (рис. 6), выполняют расчет величины зазоров и деформаций в зависимости от задающего угла  $\varphi_i$ . Зазоры и деформации рассчитываются для различных значений параметра коррекции профиля  $\Delta q$ . Примеры результатов расчетов в графической форме представлены на рис. 7, 8. На рис. 9 приведено количество пар контакта в эпициклоидальной передаче по результатам моделирования в программном приложении, уточненным после изготовления тестовых образцов передачи на станке с ЧПУ.

Момент на выходном валу T2, Н·м:	8	Данные для расчетов	Параметры обработки	Листинг	Сюда	Настройки
Частота вращения выходного вала n2, об./мин.:	30	Коэффициент, учитывающий неравномерность распределения нагрузки между сателлитами при числе сателлитов больше одного (большее значения коэффициента соответствует кривошипно-шатунному зацеплению пальцев механизма параллельных кривошипов) [1, 05-1, 15] КН:	1,15			
Передающее число и (для схемы КН-V = Z1):	13	Допустимые контактные напряжения в зубьях сателлита sigmaH, МПа:	1100			
Число сателлитов:	1	Относительная ширина зуба сателлита Psi_b [0,03-0,15]:	0,05			
Требуемый ресурс Uh, час:	5000	Модуль Юнга E, 10 <sup>5</sup> МПа:	2,1			
Вероятность безотказной работы (от 90%), %:	90	Коэффициент вращения V (для расчета подшипника сателлита):	1,2			
Режим нагрузки:	Нормальный (3)	Коэффициент динамичности Kb (для расчета подшипника сателлита) [1,3-1,5]:	1,3			
<input type="checkbox"/> Применить коррекцию профиля сателлита:	0,01	Температурный коэффициент КТ (для расчета подшипника сателлита):	1			
<input type="checkbox"/> Применить коррекцию уст. диаметра цевок:	0,01	Подшипник сателлита:				
Дискретность (точность) аппроксимации построений в САПР:	360	Роликовый с цилиндрическими роликами, шариковый сферический дугоряд:				
<input type="checkbox"/> Выводить нормали в точки касания цевки и сателлита		Конструктив подшипника сателлита:				
<input type="checkbox"/> Строить 3D-образ в T-Flex CAD		1 - обычные (материал обычной стали, наличие перекосов колец, отсутств.:				
		<input checked="" type="checkbox"/> Не округлять расчетную величину делительного диаметра цевочного колеса				

Рис. 6. Электронная форма разработанного программного приложения

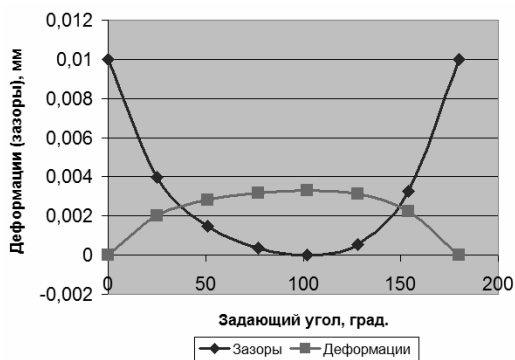


Рис. 7. Функции зазоров и деформаций в зоне контакта в передаче при  $\Delta q = 0,01$ , мм

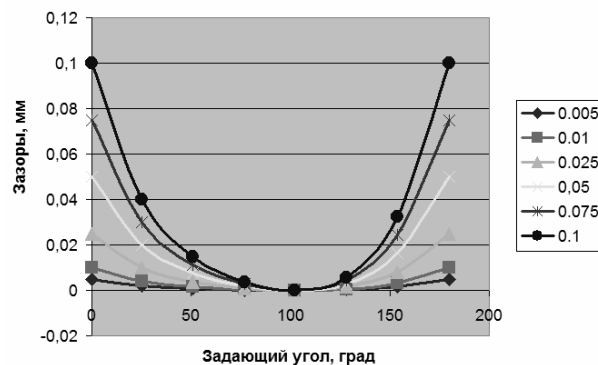


Рис. 8. Функции зазоров в передаче при различных значениях корректирующего параметра  $\Delta q$ , мм

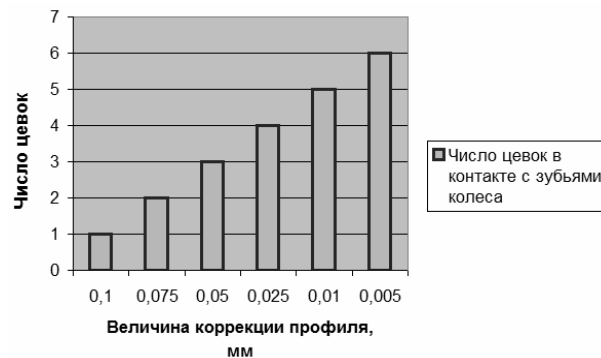


Рис. 9. Количество пар контакта в эпициклоидальной передаче

Для получения необходимых зазоров в зацеплении циклоидального редуктора могут быть выполнены корректировки профиля зубьев циклоидальных колес, а также геометрических параметров установки цевок цевочных колес. Так как между циклоидой зубьев и цевками (роликами) имеется зазор, то количество пар в одновременном контакте уменьшается и, следовательно, величина передаваемой нагрузки снижается. Для расчетов геометрии элементов передачи с корректируемыми параметрами использовалось разработанное авторами программное приложение, обеспечивающее одновременное построение элементов передачи в двумерных и трехмерных средах T-FlexCAD. В целях верификации методики расчета были изготовлены тестовые модели передач на станке с ЧПУ.

На основании полученных результатов можно сделать следующие выводы.

1. Передаваемая нагрузка зависит от величины коррекции, так как данный параметр влияет на количество контактирующих пар.
2. Величина коррекции непосредственно влияет на величину зазоров.
3. С ростом величины нормальной составляющей силы в зацеплении увеличивается величина деформации.
4. Значение деформации обратно пропорционально ширине сателлита.

Дальнейшее развитие разработанного программного приложения предполагает его расширенную адаптацию для решения различных задач исследования и моделирования конструктивных и технологических параметров циклоидальных зубчатых передач.

ЛИТЕРАТУРА

1. Некрасов А.Я. Методология автоматизированного управления статическим нагружением элементов силовых механических многоконтактных систем / А.Я. Некрасов, М.О. Арбузов, А.Н. Соболев // СТИН. –2014. – № 12. – С. 2 - 6.
2. Соболев А.Н. Расчет и моделирование мальтийских механизмов станков в CAD/CAE-системах / А.Н. Соболев, А.Я. Некрасов // СТИН.–2015. – № 9. – С. 2-5.
3. Nekrasov A.Ya. Automatic Control of the Static Loads in Multicontact Mechanical Systems / A.Ya. Nekrasov, M.O. Arbuzov, A.N. Sobolev // Russian Engineering Research.–2015. –vol. 35(6). – P. 442-446.
4. Sobolev A. N. CAD/CAE Modeling of Maltese Cross Mechanisms in Machine Tools / A.N. Sobolev, A.Ya. Nekrasov // Russian Engineering Research. – 2016. –vol. 36(4). – P. 300–302.
5. Некрасов А.Я. Математическая модель нагружения звеньев механических устройств с многопарным силовым контактом / А.Я. Некрасов, М.О. Арбузов // Вестник МГТУ «Станкин».–2012.– № 1(18). – С. 32-35.
6. Соболев А.Н. Синтез и моделирование кулачковых механизмов в CAD-системах / А.Н. Соболев, А.Я. Некрасов, М.О. Арбузов // Вестник МГТУ «Станкин». –2014.– № 1. – С. 102-106.
7. Соболев А.Н. Усовершенствованная методика проектирования зубчатых и червячных механизмов в CAD/CAE-системах / А.Н. Соболев, А.Я. Некрасов, М.О. Арбузов // Вестник МГТУ «Станкин». –2014. –№ 2. – С. 81-86.
8. Соболев А.Н. Моделирование конструкций корпусных деталей с использованием расчётных макроэлементов / А.Н. Соболев, М.Г. Косов, А.Я. Некрасов // Вестник МГТУ «Станкин». – 2014. – № 3(30). – С. 98-101.
9. Соболев А.Н. Программная реализация усовершенствованной версии системы нетвердотельного моделирования / А.Н. Соболев, М.Г. Косов, Ю.И. Бровкина // Вестник МГТУ «Станкин». – 2014. – № 4(31). – С. 149-153.
10. Косов М.Г. Информационная структура системы нетвердотельного моделирования / М.Г. Косов, А.Н. Соболев, А.Я. Некрасов // Вестник МГТУ «Станкин». – 2015. – № 1(32). – С.108-111.
11. Соболев А.Н. Экспериментальная модель оценки технико-экологических показателей станочного оборудования / А.Н. Соболев, А.Я. Некрасов, О.В. Ягольницер, Е.В. Бутримова // Вестник МГТУ «Станкин». – 2016. – № 1(36). – С. 33–37.
12. Соболев А.Н. Автоматизированное проектирование храповых механизмов / А.Н. Соболев, А.Я. Некрасов // Вестник МГТУ «Станкин». – 2016. – № 3(38). – С. 38-41.
13. Балабина Т.А. Влияние упругого элемента на движение ведомого звена кулачково-зубчато-рычажного механизма / Т.А. Балабина, А.Н. Мамаев, А.Н. Соболев // Вестник МГТУ «Станкин». – 2017. – № 1(40). – С. 43–47.
14. Соболев А.Н. Моделирование механических передач с некруглыми зубчатыми колёсами / А.Н. Соболев, А.Я. Некрасов, М.О. Арбузов // Вестник МГТУ «Станкин». – 2017. – № 1 (40). – С. 48-51.
15. Бровкина Ю.И. Аналитический метод расчёта погрешности позиционирования звеньев механизмов станков с параллельной кинематикой / Ю.И. Бровкина, А.Н. Соболев, А.Я. Некрасов // Вестник МГТУ «Станкин». – 2017.– № 1(40). – С. 52-56.
16. Соболев А.Н. Совершенствование методики проектирования волновых редукторов и её использования в конструкторской подготовке студентов-машиностроителей / А.Н. Соболев, А.Я. Некрасов, О.В. Ягольницер // Вестник МГТУ «Станкин». – 2017. – № 2(41). – С. 23-26.
17. Некрасов А.Я. Инновационный интерактивный программный продукт как средство повышения эффективности проектирования механизмов / А.Я. Некрасов, А.Н. Соболев, М.О. Арбузов // Инновации. – 2016. – № 8(214). – С. 104-107.
18. Ягольницер О.В. Информационно-измерительный комплекс исследования факторов, влияющих на эргономику производственной среды машиностроительного предприятия / О.В. Ягольницер, Е.В. Бутримова, А.Н. Соболев, А.Я. Некрасов // Безопасность жизнедеятельности. –2016. – № 9(189). – С. 11-14.
19. Фомин М.В. Планетарно-цевочные передачи: учеб. пособие / М.В. Фомин. – Москва: Изд-во МГТУ им Н.Э. Баумана, 2009. – 64 с.
20. Шевченко С.В. Зубчатая муфта с модифицированными профилями зубьев / С.В. Шевченко, А.А. Мухоматов, О.С. Кроль // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. – 2017. – Т.5, №3. – С. 21-25. DOI: 10.24892/RIJE/20170304
21. Blagojevic M. Analysis of clearances and deformations at cycloid disc // Machine design. – 2014.–vol. 6(3). – P. 79–84.
22. Гречишников В.А. Математическая модель и практическая реализация высокопроизводительной обработки деталей циклоидального редуктора для роботизированного механообрабатывающего комплекса / В.А. Гречишников [и др.] // Вестник МГТУ «Станкин». – 2016. – № 4(39). – С. 79–84.
23. Соболев А.Н. Совершенствование методики проектирования цевочного зацепления на основе новых программных средств расчёта и моделирования / А.Н. Соболев, А.Я. Некрасов // Вестник МГТУ «Станкин». – 2015. – № 3(34). – С. 34-38.
24. Соболев А.Н. Расчёт и моделирование в CAD-системе эвольвентных и циклоидальных (часовых) зубчатых передач приборов / А.Н. Соболев, А.Я. Некрасов // Вестник МГТУ «Станкин». – 2016. – № 2(37). – С. 13-16.
25. Соболев А.Н. Совершенствование методики автоматизированного проектирования гипоциклоидальных цевочных передач / А.Н. Соболев [и др.] // Технология машиностроения. – 2017. – № 10. – С. 44-49.
26. Соболев А.Н. Совершенствование методики интерактивного проектирования планетарно-цевочных передач / А.Н. Соболев, А.Я. Некрасов, А.В. Ривкин, М.О. Арбузов // Технология машиностроения. – 2017. – № 11. – С. 32-36.

# The Research of Characteristics and Parameters of Cycloidal Gear

Y.I. Brovkina  
Moscow Polytechnic University  
Moscow, Russia  
[yulbrovkina@yandex.ru](mailto:yulbrovkina@yandex.ru)

A.N. Sobolev, A.Y. Nekrasov  
MSTU "Stankin"  
Moscow, Russia  
[stankin-okm@yandex.ru](mailto:stankin-okm@yandex.ru)

*Abstract.* Cycloidal transmissions are perspective types of gears. This paper presents the automated methodology of the calculation of the size of clearances and deformations, arising between teeth and pins of cycloidal gear. An analysis of the influence of profile correction on the size of clearances and deformations, and also on the number of teeth, that simultaneously transmit the load, is cited.

*Keywords:* cycloidal gear, reducer, pin, satellite, clearance, deformation.

# Теоретические предпосылки к расчету передачи с зубчато-клиновым ремнем

Шевченко С.В., Муховатый А.А.

Луганский государственный университет им. В. Даля  
Луганск, Украина

Кроль О.С.

Восточноукраинский национальный университет им. В.  
Даля  
Северодонецк, Украина  
[krolos@yandex.ru](mailto:krolos@yandex.ru)

**Аннотация.** Применительно к патенту на передачу с зубчато-клиновым ремнем разработаны основы алгоритма ее расчета. Он базируется на двух методиках расчета ременных передач – клиноремной (ГОСТ 1284.1-89) и зубчато-ременной (ОСТ 38-05114-76), конструктивные признаки которых содержит передача с зубчато-клиновым ремнем. При этом, размеры поперечного сечения и форма зубчато-клиновых ремней совпадают с размерами поперечного сечения и формой стандартных клиновых ремней. А наличие зубьев на боковых (рабочих) поверхностях зубчато-клиновых ремней объединяет их с зубчатыми ремнями по способу передачи вращательного момента от ведущего шкива к ведомому шкиву. Проектный расчет ведется по критерию работоспособности зубчато-ременных передач – усталостной прочности зубьев ремня, а выбор размеров сечения ремня – по методике расчета клиноремной передачи. Даны варианты корректировки параметров проектируемой передачи при невыполнении критерия работоспособности. Сопоставлены основные характеристики передачи с зубчато-клиновым ремнем с характеристиками клиноремной и зубчато-ременной передач. Отмечены преимущества исследуемого вида ремня в сравнении с клиновыми и зубчатыми ремнями.

**Ключевые слова:** зубчато-клиновой ремень, размеры поперечного сечения ремня, модуль зубьев ремня, число зубьев ремня, удельное давление на зубьях.

## ВВЕДЕНИЕ

Передача с зубчато-клиновым ремнем [1], рис. 1, сочетает в себе конструктивные признаки двух передач – клиноремной [2] и зубчато-ременной [3]. Поэтому в алгоритме расчета передачи [9] присутствуют элементы методик расчета передач [2] и [3]. Поперечное сечение ремня передачи [1] по форме и размерам совпадает с сечениями передач [2]. Но, в отличие от передач [2], ремни в передачах [1] имеют зубья на боковых сторонах, как в ремнях передач [3]. Ниже изложены основы алгоритма расчета передач [1], положения которого потребуют дополнительных исследований, в частности, экспериментальной составляющей.

## ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Представлены результаты исследования модифицированного зубчато-клинового ремня [1], сочетающего в себе свойства клиновых ремней [2] и зубчатых ремней [3]. Основы работы современных ременных передач трением и зацеплением детально разобраны в многочисленных пуб-

ликациях [4÷11]. Усовершенствованные разновидности этих передач представлены в работах [12÷19].

В настоящей статье изложены результаты решения задачи повышения показателей работоспособности ременных передач, работающих как за счет сил трения, так и за счет зацепления зубьев ремня с впадинами шкивов в следующей постановке:

– разработать алгоритм теоретических положений расчета передачи с зубчато-клиновым ремнем;

– дать сравнительную оценку основных характеристик этой передачи, сопоставив их с характеристиками стандартной клиноремной и нормализованной зубчато-ременной передач.

## ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ

1. По номограмме [4] для заданных значений мощности  $P_1$  (кВт) и частоты вращения  $n_1$  (мин<sup>-1</sup>) на ведущем шкиве выбирается поперечное сечение клинового ремня, параметры которого –  $W$ ,  $W_p$ ,  $T$ ,  $y_0$ ,  $A_1$ ,  $d_{\min}$ , используются в дальнейших расчетах. Выбор сечения клинового ремня можно также делать по крутящему моменту на ведущем шкиве  $T_1$  (Н·м), [11].

2. Так как несущим элементом зубчато-клинового ремня являются его зубья (рис.1), проектный расчет ведется аналогично передаче [3] по критерию усталостной прочности зубьев и сводится к вычислению модуля зубьев ремня  $m$ , (мм)

$$m \geq 35 \cdot \sqrt[3]{\frac{P_1 \cdot C_p}{n_1}}, \quad (1)$$

где  $C_p$  – коэффициент режима работы, [11].

Расчетное значение  $m$  округляется до нормализованного модуля [3].

3. Определение основных параметров передачи.

Число зубьев малого шкива  $z_1$  назначается по условию  $z_1 \geq z_{\min}$ , где  $z_{\min}$  выбирается по [11] в зависимости от найденного модуля  $m$ . Число зубьев большого шкива  $z_2 = z_1 \cdot u$  округляется до целого значения; ( $u$  – заданное передаточное число).

Расчетные диаметры шкивов  $d_1$  и  $d_2$  (рис. 2), в отличие от передач [2], не могут выбираться из стандартного ряда, так как функционально зависят от найденных параметров  $m$ ,  $z_1$  и  $z_2$ :



$$d_1 = m \cdot z_1; \quad d_2 = m \cdot z_2. \quad (2)$$

Расчетная сила, передаваемая ремнем,  $H$   
 $F_p = 1000 \cdot P_1 \cdot C_p / V$ .

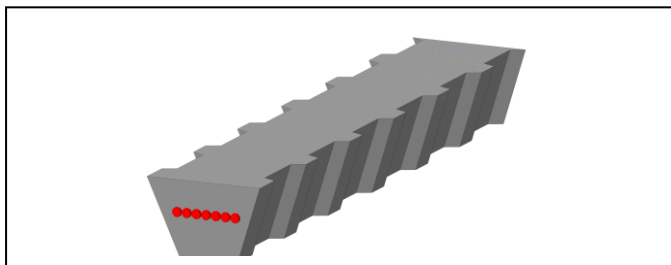


Рис. 1. Зубчато-клиновой ремень

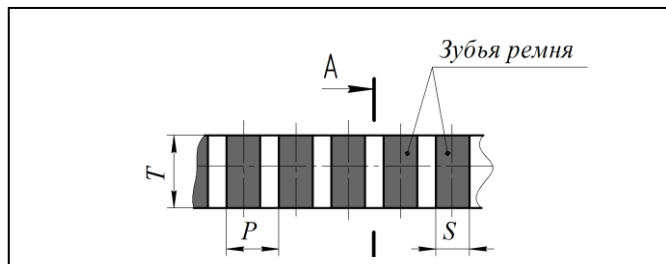


Рис. 3. Параметры зубьев ремня

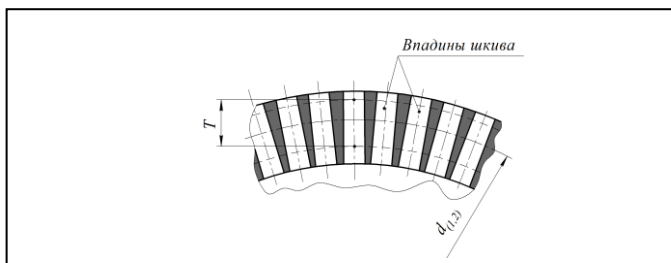


Рис. 2. Обод шкива

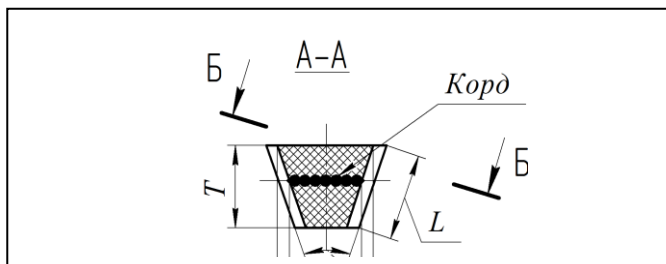


Рис. 4. Поперечное сечение ремня

Для значений  $m$  и  $d_1$  по [11] принимаются значения параметров зубьев ремня (рис. 3 – рис. 5: угол трапецидального профиля  $\gamma$  и высота  $h$ , рис. 2. Толщина зубьев ремня  $S$  на высоте  $h/2$  принимается на 20÷25% больше половины шага  $p$ :

$$S = (1,2 \div 1,25) \cdot P / 2, \quad \text{где } p = \pi \cdot m.$$

Рекомендации для минимальных межосевых расстояний  $a_{\min}$  в передачах [2] и [3] практически совпадают:

$$a_{\min} = 0,5 \cdot (d_1 + d_2) + 3 \cdot T \quad (3a)$$

– для передач [2],

$$a_{\min} = 0,5 \cdot (d_1 + d_2) + (2 \div 3) \cdot m \quad (3b)$$

– для передач [3],

поэтому для передач с зубчато-клиновым ремнем [1] можно использовать любой из этих вариантов.

Рекомендации для максимальных межосевых расстояний  $a_{\max}$  в передачах [2] и [3]:

$$a_{\max} = 2 \cdot (d_1 + d_2) \quad (4a)$$

– для передач [2],

$$\left. \begin{aligned} a_{\max} &= [250 - 0,8 \cdot (z_1 + z_2) \cdot \sqrt[3]{u}] \cdot m - \text{при } m \leq 3 \text{ мм;} \\ a_{\max} &= 1550 - 0,8 \cdot (z_1 + z_2) \cdot \sqrt[3]{u} \cdot m - \text{при } m \geq 4 \text{ мм} \end{aligned} \right\} \quad (4b)$$

– для передач [3],

дают существенно разные численные результаты поэтому целесообразно найти значения  $a_{\max}$  по зависимостям (4a) и (4b), приняв в качестве  $a_{\max}$  большее из них.

Число зубьев ремня, находящихся в зацеплении с малым шкивом и скорость ремня,  $m/c$

$$z_o = z_1 \cdot \beta / 360^\circ; \quad (\beta \text{ в град.}); \quad V = \pi \cdot d_1 \cdot n_1 / 60000.$$

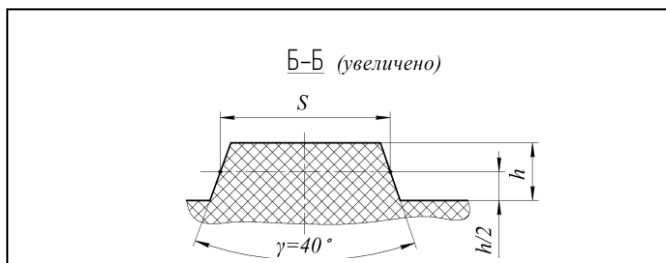


Рис. 5. Наклонное сечение ремня

4. В качестве проверочного критерия работоспособности ремней [1] используем давление на боковых сторонах зубьев ремня

$$p_o \leq [p_o]. \quad (5)$$

Расчетное давление на зубьях ремня [1], (МПа)

$$p_o = \frac{F_p \cdot \psi \cdot C_H}{2 \cdot L \cdot z_o \cdot h}, \quad (6)$$

где  $C_H$  – коэффициент влияния натяжного или направляющего ролика;  $\psi = 1,1 \cdot (1 + 7,5 \cdot z_o \cdot \lambda \cdot G)$  – коэффициент неравномерности распределения окружной силы между зубьями по дуге обхвата;

$\lambda$  – податливость витков корда ремня,  $(\text{мм}^2 / \text{Н}) \cdot 10^{-4}$ ;

$G$  – модуль сдвига материала ремня, МПа;

$L = T / \cos(\alpha/2)$  – длина зубьев ремней [1], (сечение А-А на рис. 4); (все параметры, входящие в  $p_o$ , даны в [11]).

В основу предлагаемой зависимости (6) положен расчет ширины ремня передачи [3] с учетом конструктивных различий между ремнями [1] и [3].

Допустимое среднее давление  $[p_o]$ , МПа, можно рассчитывать по методике проектирования зубчатых ремней [3] или выбрать из таблиц [21] в зависимости от частоты

вращения малого шкива  $n_1$ . Для удобства расчета передачи [1] в компьютерном варианте аппроксимируем табличные значения  $[p_0]$ , МПа, из [21] степенной функцией вида  $[p_0] = C \cdot n_1^x$ . Для принятых исходных данных [20]

$$[p_0] = 19,02 \cdot n_1^{-0,43}.$$

Если критерий работоспособности (5) не выполняется, необходимо внести корректировки в параметры передачи. Варианты корректировок следующие.

а) Увеличение модуля  $m$  – возрастает высота зубьев  $h$ , а в результате снижается давление  $p_0$ .

б) Увеличение числа зубьев  $z_1$  – увеличивается  $z_0$ , снижается  $p_0$ .

в) Замена выбранного поперечного сечения ремня на более крупное из стандарта [2]. При этом возрастает высота сечения  $T$  и связанная с ней длина зубьев  $L = T / \cos(\alpha/2)$ , что и приведет к понижению  $p_0$ .

При корректировках а) и б) произойдет увеличение всех параметров передачи, в том числе  $d_1 = m \cdot z_1$  и  $d_2 = m \cdot z_2$ , а это снизит величину силы  $F_p$ , что также будет уменьшать давление на зубьях  $p_0$ .

Для сравнительной оценки параметров предлагаемой передачи [1] и существующих передач [2] и [3], в таблице приведены основные характеристики всех трех передач, рассчитанные при следующих исходных данных:

$$P_1 = 3 \text{ кВт}; \quad n_1 = 1450 \text{ мин}^{-1}; \quad u = 4.$$

Таблица

	$A_1$ (мм <sup>2</sup> )	$d_1/d_2$ (мм)	$a$ (мм)	$L_p$ (мм)	$F$ (Н)	$V$ (с <sup>-1</sup> )	$W^*$ (мм)
[1]	81	133/532	885	2859	119	3,5	13
[2]	81	160/630	582	2500	453	4,9	13
[3]	-	182/728	1234	3958	129	3,5	25

\* У зубчато-ременной передачи [1] ширина ремня обозначается  $b$

### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Для передачи с зубчато-клиновым ремнем [1] разработан алгоритм расчета, который может быть положен в основу комплексного исследования предложенной передачи, включая натурные испытания, с целью создания методики ее проектирования.

Сравнительный анализ основных характеристик передачи [1] и двух известных ременных передач [1] и [3], конструктивные признаки которых объединены в передаче [1], показал следующее.

1. В сравнении с клиноременной передачей [2] передача [1] создает значительно меньшую нагрузку на валы, (сила  $F$  в таблице – 453Н и 119Н соответственно). Меньшее число пробегов ремня, ( $V=3,5$  и  $V=4,9$  у передач [1] и [2] соответственно), создает предпосылки для большей долговечности передачи [1]. Еще одно преимущество передачи [1] перед [2] связано с отсутствием проскальзывания ремня по шкивам, что обусловлено передачей нагрузки от шкива к ремню (и наоборот) не силами трения, а за счет зубчатого зацепления.

2. Основное преимущество передачи [1] в сравнении с зубчато-ременной передачей [3] заключается в меньших габаритных размерах (сравнить параметры  $d_1$ ,  $d_2$ ,  $a$ ,  $L_p$  у передач [1] и [3]). Кроме того, поскольку ширина ремня

[1] почти в 2 раза меньше, чем у [3], (размер  $W = 13 \text{ мм}$  у [1] и  $b = 25 \text{ мм}$  у [3]), ободья шкивов у передачи [1] также будут примерно в 2 раза меньше, чем у [3]. Это дает существенное преимущество передачи [1] по сравнению с [3] по такому важному технико-экономическому показателю, как материалоемкость.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Ремінна передача / С.В. Шевченко, О.С. Кроль, О.А. Муховатий, А.В. Хмельницький / УКРПАТЕНТ, номер заявки на корисну модель u 2017 05364 від 01.06.2017.
2. ГОСТ 1284.1-89 (ИСО 1081-80, ИСО 4183-80, ИСО 4184-80) Ремни приводные клиновые нормальных сечений. Основные размеры и методы контроля (с Изменением № 1).
3. ОСТ 38 05114-76 Ремни приводные зубчатые и шкивы. Основные размеры. Методы контроля размеров ремней.
4. ГОСТ 1284.3-96 Ремни приводные клиновые нормальных сечений. Передаваемые мощности.
5. Андриенко Л.А. Детали машин / Л.А. Андриенко, Б.А. Байков, И.К. Ганулич и др.; Под. ред О.А. Ряховского. – 2-е изд., перераб. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2004. – 520 с. – (Сер. Механика в техническом университете; Т. 8).
6. Воробьев И.И. Исследование зубчато-ременной передачи с полукруглым профилем зубьев / И.И. Воробьев, А.А. Овчинников // Станки и инструмент. – 1985. – № 8. – С. 11-13.
7. Иванов М.Н. Детали машин / М.Н. Иванов, В.А. Филенков. – М.: Высшая школа, 2008. – 408 с.
8. Леликов О.П. Основы расчета и проектирования деталей и узлов машин / О.П. Леликов. – М.: Высшая школа, 2007. – 464 с.
9. Воробьев И.М. Ременные передачи / И.М. Воробьев / – М.: Высшая школа, 1986. – 447 с.
10. Сторожев В.П. Механические передачи / В.П. Сторожев / – К.: Алерта, 2005. – 783 с.
11. Машиностроение. Энциклопедия. В 40 т. Т. IV-1. Детали машин. Конструкционная прочность. Трение, износ, смазка; Под ред. Д.Н. Решетова. – М.: Машиностроение, 1995. – 864 с.
12. Кроль О.С. Параметрическое моделирование металлорежущих станков и инструментов: монография. / О.С. Кроль. – Луганск: Изд-во ВНУ им. В.Даля, 2012. – 116 с. ISBN 978-966-590-935-4
13. Кроль О.С. Твердотельное моделирование и исследование шпиндельного узла обрабатывающего центра / О.С. Кроль, А.А. Кроль, Е.И. Бурлаков. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2013. – С. 14–18.
14. Кроль О.С. Параметрическое моделирование конструкций металлорежущих станков и инструментов / О.С. Кроль. – Северодонецк: Изд-во ВНУ им. В. Даля, 1915. – 128 с.
15. Кроль О.С. Методы и процедуры 3D-моделирования металлорежущих станков и инструментов: Монография. / О.С. Кроль. – Северодонецк: Изд-во ВНУ им. В. Даля, 1915. – 120 с.
16. Кроль О.С. Построение параметрических моделей ременных передач с использованием системы АРМ Win-

Machine / О.С. Кроль // Восточноевропейский журнал передовых технологий. – 2012. – № 2/7(62). – С. 61 – 63.

17. Патент України № 107257. Бюл. № 10. МПК F16H 7/02 (2006.01). Плоскоремінна передача / С.В. Шевченко, О.С. Кроль, А.В. Хмельницький Опубл. 25.05.2016.

18. Патент України № 108372. Бюл. № 13. МПК F16H 7/02 (2006.01). Клинопасова передача / С.В. Шевченко, О.С. Кроль, А.В. Хмельницький, О.А. Муховатий . Опубл. 11.07.2016.

19. Патент України № 113816. Бюл. № 3. МПК F16H 7/02 (2006.01). Передача з ременем арного профілю /

С.В. Шевченко, А.В., О.А. Муховатий, О.С. Кроль, А.В. Хмельницький. Опубл. 10.02.2017.

20. Корн Г. Справочник по математике / Г. Корн, Т. Корн. – М.: Наука, 1970. – 720 с.

21. Решетов Д.Н. Детали машин / Д.Н. Решетов. – М.: Машиностроение, 1989. – 496 с.

22. Кроль О.С. Проектування металорізальних верстатів у середовищі АРМ WinMachine / О.С. Кроль, С.В. Шевченко, В.І. Соколов. – Луганськ: СНУ ім. В. Даля. – 2011. – 388 с.

## Theoretical Prerequisites for the Calculation of Transmission with Toothed V-ribbed Belt

Shevchenko S.V., Mukhovaty A.A.  
Volodymyr Dahl Lugansk State University  
Lugansk, Ukraine

Krol O.S.  
Volodymyr Dahl East-Ukrainian National University  
Severodonetsk, Ukraine  
[krols@yandex.ru](mailto:krols@yandex.ru)

**Abstract:** With reference to the transfer patent with a toothed V-ribbed belt, the basis for the algorithm for calculating it has been developed. It is based on two methods for calculating belt transmissions - V-belt (GOST 1284.1-89) and toothed belt (OST 38-05114-76), the design features of which contain a gear with a toothed V-ribbed belt. In this case, the dimensions of the cross-section and the shape of the toothed V-belts coincide with the dimensions of the cross-section and the form of standard V-belts. And the presence of teeth on the side (working) surfaces of the toothed V-belts combines them with the toothed belts by the method of transferring the torque from the drive pulley to the driven pulley. The design calculation is carried out by the criterion of the serviceability of toothed belt gears - the fatigue strength of the belt teeth, and the choice of the dimensions of the belt sec-

tion - according to the method of calculation of the V-belt transmission. Options for correcting the parameters of the projected transmission when the performance criterion is not fulfilled are given. The main transmission characteristics with a toothed V-ribbed belt with the characteristics of V-belt and toothed belt drive have been put together. The advantages of the investigated type of belt in comparison with V-ribbed belt and toothed belts are noted.

**Keywords:** toothed V-ribbed belt, dimensions of cross-section of belt, module of belt teeth, number of belt teeth, specific pressure on teeth.

# Нарезание зубьев неэвольвентной шестерни цилиндрично-конической передачи внутреннего зацепления

Лопатин Б.А., Зайнетдинов Р.И.

Филиал Южно-Уральского государственного университета в г. Златоусте  
г. Златоуст, Российская Федерация  
[lopatinba@yandex.ru](mailto:lopatinba@yandex.ru)

**Аннотация.** В работе рассмотрена цилиндрично-коническая передача внутреннего зацепления, состоящая из эвольвентного цилиндрического колеса с внутренними зубьями и конической (по форме заготовки) неэвольвентной шестерни, ось которой наклонена к оси колеса. С использованием этих зацеплений могут быть созданы эксцентриковые планетарные передачи с двумя наклонными сателлитами, реализующие большие передаточные отношения и имеющие высокую нагрузочную способность при относительно простой конструкции. По своим характеристикам они сопоставимы с волновыми зубчатыми передачами, но более надежны. Однако зубья неэвольвентной шестерни имеют сложную бочкообразную форму, получение их теоретически точной поверхности затруднено. Нарезание зубьев рассматриваемой шестерни может быть осуществлено в станочном зацеплении заготовки и зуборезной червячной фрезы при ее движении по определённой криволинейной траектории. Получены зависимости для определения траектория движения оси фрезы при нарезании зубьев исследуемой шестерни. Движение фрезы по криволинейной траектории может быть реализовано в зубофрезерных станках с ЧПУ. В работе приведен пример расчёта траектории движения оси фрезы для нарезания зубьев венца сателлита планетарного редуктора с внутренним цилиндрично-коническим зацеплением. Результаты исследования использованы при проектировании и изготовлении планетарных редукторов различного назначения.

**Ключевые слова:** цилиндрично-коническая передача, неэвольвентная шестерня, эксцентриковая планетарная передача, траектория движения фрезы.

## ВВЕДЕНИЕ

В работе рассматривается цилиндрично-коническая передача внутреннего зацепления, состоящая из эвольвентного цилиндрического колеса с внутренними зубьями и конической (по форме заготовки) неэвольвентной шестерни, ось которой составляет угол  $\Sigma$  с осью колеса. С использованием этих зацеплений могут быть созданы эксцентриковые планетарные передачи с двумя наклонными сателлитами. При относительно простой конструкции эти передачи могут реализовать большие передаточные отношения, имеют высокую нагрузочную способность. По этим показателям они сопоставимы с волновыми зубчатыми передачами, но в отличие от них являются более надежными из-за отсутствия гибкого элемента.

Однако при нарезании зубьев неэвольвентных конических шестерен возникает проблема формирования рабочих поверхностей зубьев. Зуб шестерни имеют сложную бочкообразную форму, его поверхность может быть воспроизведена в станочном зацеплении заготовки шестерни

и долбяка с внутренними зубьями. Линейный контакт в зацеплении передачи будет обеспечен, если геометрические параметры долбяка и колеса одинаковы. Получение теоретически точной поверхности зубьев шестерни таким способом затруднено из-за сложности изготовления долбяков с внутренними зубьями и практической реализации станочного зацепления с наклоном оси заготовки или оси долбяка.

Нарезание зубьев рассматриваемой шестерни может быть с достаточной для практики точностью осуществлено в станочном зацеплении заготовки и зуборезной червячной фрезы при ее движении по определённой криволинейной траектории [1–3]. В работе получены зависимости для определения траектория движения оси фрезы при нарезании зубьев неэвольвентной шестерни цилиндрично-конической передачи внутреннего зацепления.

Движение фрезы по криволинейной траектории может быть реализовано в зубофрезерных станках с ЧПУ или на станках, имеющих следящее копирное устройство.

## МЕТОД РЕШЕНИЯ. ПОЛУЧЕННЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

На рис. 1 представлена схема эксцентриковой планетарной передачи с двумя наклонными сателлитами [4–6]. Передаточное отношение передачи при ведущем водиле  $h$ , ведомом колесе  $z_3$  и неподвижном –  $z_1$  определяется по формуле:

$$i_{h3}^1 = \frac{1}{1 - \frac{z_1 z_4}{z_2 z_3}}. \quad (1)$$

Введя обозначения  $e = z_1 - z_3 = z_2 - z_4$  и  $z_d = z_1 - z_2 = z_3 - z_4$  после несложных преобразований (1) можно представить в удобном для анализа виде:

$$i_{h3}^1 = \frac{(z_1 - z_d)(z_1 - e)}{z_d e}. \quad (2)$$

Из (2) следует, что при возрастании  $z_1$ , уменьшении  $z_d$  и  $e$  значение передаточного отношения передачи увеличивается. Диапазон реализуемых передаточных отношений передачи при  $z_1 = 40 \dots 100$ ,  $z_d = 3 \dots 7$ ,  $e = 2$  и  $4$  составляет  $i_{h3}^1 = 42 \dots 1580$ . Рациональные значения передаточного отношения для силовых приводов  $i_{h3}^1 = 90 \dots 500$ .

Рассмотрим схему станочного зацепления червячной зуборезной фрезы и заготовки нарезаемой шестерни (рис. 2). Для определения траектория движения оси фрезы сначала необходимо для нарезаемой шестерни получить

уравнение изменения коэффициента смещения исходного контура  $x_i$  по аппликатам торцевых сечении  $w$ . Коэффициенты смещения в разных торцевых сечениях заготовки можно получить из условия равной толщины теоретического приближенного профилей зубьев в середине их высоты. Толщину зуба теоретического профиля можно определить по координатам его точек, решая уравнения поверхности зуба [7].

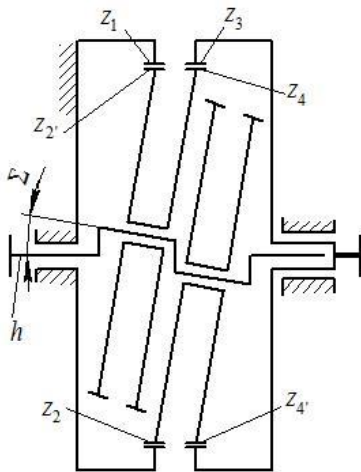


Рис. 1. Кинематическая схема передачи:

$h$  – эксцентриковый вал (водило);  
 $z_1$  – неподвижное центральное колесо;  
 $z_3$  – подвижное центральное колесо;  
 $z_2$  и  $z_4$  – большие венцы сателлитов;  
 $z_2'$  и  $z_4'$  – меньшие венцы сателлитов

Аппроксимируя значения коэффициентов смещения можно получить искомое уравнение  $x_i = f(w)$ . Исследования показали, что это уравнение можно представить в виде

квадратного трехчлена:

$$x_i = aw^2 + bw + c, \quad (3)$$

где  $a, b, c$  – коэффициенты, полученные при аппроксимации функции. Умножив (3) на модуль зацепления  $m$  можно найти уравнение смещения исходного контура:

$$m x_i = Aw^2 + Bw + C. \quad (4)$$

Здесь  $A = am, B = bm, C = cm$ .

Затем, используя полученное уравнение, можно определить координаты оси инструмента для различных торцевых сечений заготовки, то есть искомую траекторию движения оси фрезы в станочном зацеплении. Зависимости получены с учетом условия, что в станочном зацеплении начальный цилиндр фрезы непрерывно касается кривой, описываемой (4). Начальный диаметр фрезы равен:

$$d_0 = m_0 z_0 / \sin \lambda_0, \quad (5)$$

где  $m_0$  – модуль,  $z_0$  – число заходов,  $\lambda_0$  – угол подъема витков фрезы.

Координаты центра зуборезной фрезы в осевом сечении заготовки и аппликата ее торцевого сечения  $w_i$  связаны зависимостью:

$$a_{w0i} = r + Aw_i^2 + Bw_i + C + r_0 \cos \delta_i, \quad (6)$$

$$w_{O_{Ci}} = w_i + r_0 \sin \delta_i. \quad (7)$$

Здесь  $a_{w0i}$  – межосевое расстояние в станочном зацеплении,  $w_{O_{Ci}}$  – аппликата точки траектории оси фрезы,  $r$  – радиус делительной окружности зубьев заготовки;  $r_0$  – радиус начальной окружности фрезы;  $\delta_i$  – угол наклона нормали к кривой смещения исходного контура. Значение угла  $\delta_i$  определяют по выражению:

$$\delta_i = -\arctg(2A w_i + B). \quad (8)$$

Начальную и конечную точку траектории оси фрезы ( $O_{CS}$  и  $O_{CE}$ ) можно находить следующим образом. Сначала определяют аппликаты начальной  $S$  и конечной  $E$  точек на

кривой смещения исходного контура, соответствующих началу и окончанию резания зубьев. Начальной точкой резания на поверхности зубьев является точка на поверхности вершин зубьев с аппликатой  $w = 0$  (на большем тор-

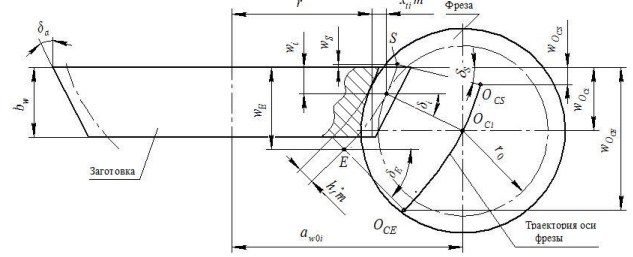


Рис. 2. Схема станочного зацепления заготовки шестерни и фрезы

це заготовки). Положение точки  $S$  можно найти из условия, что нормаль к кривой смещения проходит через точку на вершине зуба, а длина ее отрезка от точки  $S$  до точки вершины зуба равна высоте головки зуба исходного контура  $h_a = h_a^* m$ , где  $h_a^* = 1$  – коэффициент высоты головки зуба исходного контура. Аппликату точки  $S$  ( $w_S$ ) можно определить, решая систему уравнений:

$$w_S = m h_a^* \sin \delta_S, \quad (9)$$

$$\operatorname{tg} \delta_S = -(2Aw_S + B). \quad (10)$$

Конечной точкой резания на поверхности зубьев является точка на поверхности впадин зубьев с аппликатой  $w = b_w$  (на меньшем торце заготовки). Положение точки  $E$  можно найти из условия, что нормаль к кривой смещения проходит через точку на впадине зуба, а длина ее отрезка от точки  $E$  до точки впадины зуба равна высоте ножки зуба исходного контура  $h_f = m (h_a^* + c^*)$ , где  $c^* = 0,25$  – коэффициент радиального зазора исходного контура. Аппликату точки  $E$  ( $w_E$ ) можно определить, решая систему уравнений:

$$w_E = m (h_a^* + c^*) \sin \delta_E, \quad (11)$$

$$\operatorname{tg} \delta_E = -(2Aw_E + B). \quad (12)$$

Координаты начальной и конечной точек траектории оси фрезы ( $O_{CS}$  и  $O_{CE}$ ) можно рассчитывать по (6) и (7),

приняв в них соответственно  $a_{w0i} = a_{w0_{CS}}, w_{O_{Ci}} = w_{O_{CS}}, w_i = w_S, \delta_i = \delta_S$  и  $a_{w0i} = a_{w0_{CE}}, w_{O_{Ci}} = w_{O_{CE}}, w_i = w_E, \delta_i = \delta_E$ . После определения координат граничных точек траектории оси фрезы находят координаты ее промежуточных точек.

Так как при постоянном шаге аппликат точек кривой смещения исходного контура соответствующие им точки на траектории оси фрезы располагаются неравномерно, то практический расчет координат ее точек удобно производить следующим образом:

1) назначают минимальное и максимальные значения аппликат точек траектории оси фрезы (желательно числа целые или кратные 0,5) –  $w_{Omin} \leq w_{O_{CS}}, w_{Omax} \geq w_{O_{CS}} + 2 \dots 3$  мм;

2) выбирают шаг изменения аппликаты  $\Delta w_O$  (обычно  $\Delta w_O = 0,5$  или 1 мм);

3) задавшись аппликатой точки траектории оси фрезы  $w_{O_i}$  в диапазоне  $[0 \dots w_{Omax}]$ , находят аппликату  $w_i$  и угол

$\delta_i$  соответствующей точки на кривой изменения смещения исходного контура, для чего совместно решают (7) и (8);

4) по (5) вычисляют значение  $a_{w0i}$ .

К траектории движения оси фрезы необходимо добавить участок с постоянной абсциссой для обеспечения радиальной подачи фрезы без врезания в заготовку. При движении фрезы по этому участку в процессе нарезания зубьев будет обеспечено постепенное врезание фрезы в заготовку. Абсцисса этого участка равна межосевому расстоянию в начальной точке  $S(a_{w0cs})$ .

Высота этого участка будет равна отрезку  $O_{CS}O_{C0}$ , длину которого можно определить по выражению:

$$O_{CS}O_{C0} \geq w_{0cs} + h_{gr}, \quad (13)$$

где  $h_{gr}$  – расстояние от торца заготовки до оси фрезы в момент начала ее врезания в заготовку. Это расстояние можно найти, приняв максимальную величину радиальной подачи фрезы  $S_{max}$  и наружный диаметр фрезы  $d_{a0}$ , решая прямоугольный треугольник со сторонами  $r_{a0} = 0,5 d_{a0}$ ,  $r_{a0} - S_{max}$  и  $h_{gr}$  (рис. 3). После несложных преобразований выражение примет вид:

$$h_{gr} = \sqrt{S_{max}(d_{a0} - S_{max})}. \quad (14)$$

При определении расстояния  $h_{gr}$  рассмотрено положение фрезы в станочном зацеплении в момент начала первого прохода нарезания зубьев. Межосевое расстояние в этот момент равно:

$$a_{w0st} = r_{amax} - S_{max} + r_{a0}. \quad (15)$$

**ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ РАБОТЫ**

Результаты исследования использованы при проектировании и изготовлении планетарных редукторов различного назначения [8–10]. Ниже представлен пример расчёта траектории движения оси фрезы для нарезания зубьев венца сателлита планетарного редуктора с внутренним цилинд्रो-коническим зацеплением, спроектированного для электромеханического привода трансформируемых систем космических аппаратов [11].

Рассмотрен расчет траектории движения оси фрезы для одного из венцов сателлитов с параметрами:  $m = 2$  мм,  $z = 38$ ,  $\Sigma = 8^\circ$ ,  $b_w = 6$  мм. Параметры зуборезной червячной фрезы:  $m_0 = 2$  мм,  $z_0 = 1$ ,  $\lambda_0 = 1^\circ 48'$ ,  $d_{a0} = 68,34$  мм,  $d_0 = 63,672$  мм.

Значения коэффициентов смещения венца приведены в табл. 1.

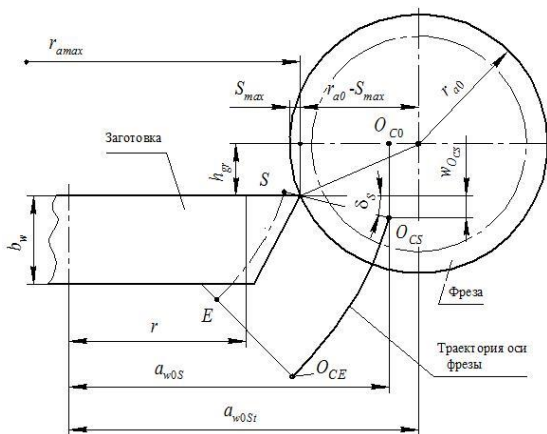


Рис. 3. К определению координат прямолинейного участка траектории оси фрезы

Путем аппроксимации значения коэффициентов смещения, приведенных в табл. 1, получены следующие коэффициенты уравнения (4):

$$A = -0,006466; B = -0,226086; C = 3,874308.$$

Результаты расчета координат траектории приведены в табл. 2.

Нарезание зубьев опытных образцов сателлитов произведено на зубофрезерном станке с ЧПУ.

**ЗАКЛЮЧЕНИЕ (ВЫВОДЫ)**

Предложенные в работе зависимости позволяют определять траекторию движения оси зуборезной червячной фрезы в станочном зацеплении при нарезании зубьев неэвольвентной шестерни цилинд्रो-конической передачи внутреннего зацепления. Результаты работы могут быть использованы при изготовлении неэвольвентных шестерен на зубофрезерных станках с ЧПУ.

Таблица 1

Коэффициенты смещения  $x_t$  в торцовых сечениях венца (с аппликатором  $w$ )

$w$ , мм	0	0,5	1	1,5	2	2,5	3
$x_t$	1,936	1,878	1,825	1,760	1,697	1,629	1,585
$w$ , мм	3,5	4	4,5	5	5,5	6	
$x_t$	1,501	1,419	1,361	1,297	1,219	1,142	

Таблица 2

Координаты траектории движения оси фрезы

Аппликатор точки оси фрезы $w_0$ , мм	Расстояние между осями заготовки и фрезы $a_{w0}$ , мм	Аппликатор торцового сечения венца $w$ , мм	Коэффициент смещения в торцовых сечениях венца $x_t$
6	73,152	-0,738	2,019
7	72,931	-0,015	1,939
8	72,701	0,709	1,855
9	72,461	1,435	1,768
10	72,211	2,161	1,678
11	71,953	2,889	1,584
12	71,684	3,619	1,486
13	71,407	4,350	1,384
14	71,120	5,082	1,279
15	70,823	5,816	1,170
16	70,517	6,551	1,058
16,5	70,361	6,919	1,000

**ЛИТЕРАТУРА**

1. Лопатин Б.А., Зайнетдинов Р.И. Способ нарезания зубьев неэвольвентной шестерни цилиндрической передачи внутреннего зацепления // Патент России №2364480. 2009. Бюл. №23.
2. Лопатин Б.А. Формирование внутреннего приближенного зацепления цилиндрические передачи / Б.А. Лопатин, Е.А. Полуэктов, С.А. Хаустов // Вестник ЮУрГУ. Серия «Машиностроение». – 2011. – №11 (228). – С. 62-69.

3. Лопатин Б.А. Приближенное профилирование боковой поверхности зубьев конической шестерни цилиндрико-конических передач внутреннего зацепления / Б.А. Лопатин, Е.А. Полуэктов // Вістник Національного Технічного університету «ХПІ». Сбірник наукових праць. – Харків: Изд. НТУ «ХПІ». – 2012. – №35. – С. 74-78.

4. Безруков В.И., Гончаров Ю.А., Зайнетдинов Р.И. Планетарная передача // Авторское свидетельство СССР №105592. 1983. Бюл. №43.

5. Лопатин Б.А., Лопатин Д.Б. Беззазорная планетарная передача // Патент России №2101588. 1998. Бюл. №1.

6. Лопатин, Б.А. Цилиндро-конические зубчатые передачи: монография. / Б.А. Лопатин, О.Н. Цуканов – Челябинск: Изд. ЮУрГУ, 2005. – 200 с.

7. Лопатин Б.А. Контроль зубьев незвольвентной шестерни цилиндрико-конической передачи / Б.А. Лопатин, Р.И. Зайнетдинов, С.В. Плотникова // Вестник ЮУрГУ. Серия «Машиностроение». – 2014. – Т. 14, №1. – С. 52–58.

8. Лопатин Б.А. Цилиндро-конические зубчатые зацепления в приводах машин / Лопатин Б.А., Цуканов О.Н., Плотникова С.В. // Вестник машиностроения. – 2003. – №8. – С. 7-9.

9. Цуканов О.Н. Электромеханический привод для механизмов углового поворота объектов космической техники / Цуканов О.Н., Лопатин Б.А., Полуэктов Е.А. // Вестник машиностроения. – 2009. – №2. – С. 14-16.

10. Bruzhas V.V. Development Of Solid-State Models For The Gears Of Different Geometry / V.V. Bruzhas, B.A. Lopatin // Procedia Engineering. – 2015. – vol. 129 – P. 369-373.

11. Создание нового поколения электромеханических приводов трансформируемых систем космических аппаратов. / В.П. Ерёмин, Н.В. Ерёмин, А.Н. Кирилин, Б.А. Лопатин, С.А. Петрищев, Н.П. Родин, В.М. Рублев, Ю.Н. Секисов. // Самара: ФГУП «ГНПРКЦ «ЦСКБ-Прогресс». – 2011. – 563 с.

# Cutting Teeth of Non-Involute Gears of the Cylinder-Conical Internal Transmission of Internal Gearing

Lopatin B.A., Zaynetdinov R.I.  
South Ural State University branch in Zlatoust  
Zlatoust, Russia  
[lopatinba@yandex.ru](mailto:lopatinba@yandex.ru)

**Abstract.** The paper considers the cylindrical-conical transmission internal gear consisting of involute cylindrical wheel with internal teeth, and conical (in the form of the workpiece) non-involute gear, the axis of which is inclined to the axis of the wheel. Using these links can be created eccentric planetary gear with two inclined satellites that implement large gear ratios and having high load capacity with relatively simple design. In their characteristics they are comparable with harmonic gear, but more reliable. However, non-involute gear teeth have a complex barrel-shaped, getting them theoretically accurate surface difficult. The cutting teeth of the gear in question can be exercised in machining the gear blanks and gear cutting worm milling cutter

as it moves along a certain curved path. The dependences for determining the trajectory of the milling cutter when cutting the gear teeth studied. The movement of the cutter along a curved path can be realized in gear hobbing CNC machines. In work the example of calculation of trajectory of motion of the axis of the cutters for cutting the teeth of crown pinion planetary reducer with internal, helical-bevel gearing. The research results were used in the design and manufacture of planetary gearboxes for various purposes.

**Keywords:** cylindrical-conical transmission, non-involute gear, eccentricity planetary transfer, trajectory.

# Повышение качества сборки подшипниковых узлов на основе адаптивного управления регулировкой преднатяга подшипников

Шандров Б.В., Булавин И.А., Самойлова А.С.  
Московский Политехнический Университет  
г. Москва, Россия  
[bulavin-mami@yandex.ru](mailto:bulavin-mami@yandex.ru)

**Аннотация.** В данной статье приводится анализ конструкции подшипниковых узлов с предварительным осевым натягом в редукторах ведущих мостов автомобилей и автобусов. Определено влияние силовых и деформационных факторов, возникающих при сборке, на точность создания силы преднатяга. Представлены результаты статистических исследований влияния каждого фактора. Приведены результаты совместных работ с заводами отрасли по созданию технологического оборудования для регулирования преднатяга подшипниковых узлов редуктора.

**Ключевые слова:** сборка, редуктор заднего моста, преднатяг подшипников, силовые и деформационные факторы, размерные цепи, технологическая установка.

## ВВЕДЕНИЕ

Сборка подшипниковых узлов и регулировка преднатяга подшипников главных передач в редукторах транспортных средств является наиболее ответственным и трудоемким этапом технологического процесса сборки ведущих мостов.

Именно на этом этапе сборки достигаются требуемые параметры зацепления главной передачи редуктора и обеспечивается преднатяг подшипников.

Этот этап сборки имеет низкий уровень автоматизации и требует высокой квалификации сборщика. Погрешности сборки, допущенные на этом этапе, непосредственно влияют на эксплуатационные показатели работы и на надежность редуктора в целом. Как показывает многолетний опыт, накопленный в Московском Политехническом Университете (до 2016 г. МАМИ) по вопросам совершенствования конструкции и технологии сборки редукторов ведущих мостов автомобилей, основными причинами погрешностей сборки являются погрешности, вызванные силовыми факторами при выполнении различных соединений, деформациями сопрягаемых элементов, точностью измерения дистанционного элемента или пакета компенсаторов и их неконтролируемым рассеиванием в особенности осевой податливости конических роликоподшипников. [1-19]

При сборке узла ведущей шестерни редуктора (Рис. 1) с жестким распорным элементом между коническими роликоподшипниками наружные кольца роликоподшипников устанавливаются в корпус с диаметральной натягом. При

запрессовке колец в корпус с нарушением схемы базирования возникает их перекося, а неравномерный по радиальной жесткости корпус и погрешности расточки в корпусе приводят к радиальным деформациям, которые проявляются в виде погрешности формы на поверхностях качения колец подшипников.

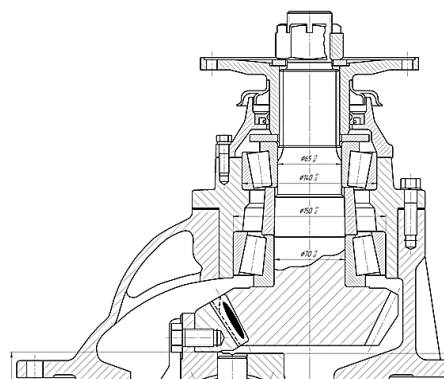


Рис. 1. Конструктивная схема редуктора ведущего моста транспортного средства – узел ведущей шестерни

Эти погрешности формы в виде отклонений от круглости (10...20 мкм), а так же перекося колец (0,08...0,1 мм) приводят к изменению осевой податливости дуплекса регулируемых подшипников, и как следствие к изменению характеристики осевой деформации от осевой силы - силы преднатяга. Эта деформация  $\delta a_0$  определяется по эмпирической формуле:

$$\delta a_0 = C F_a^m$$

где:  $\delta a_0$  - осевая податливость в коническом подшипнике в состоянии поставки, (мкм);

$F_a$  - осевая сила сжатия подшипника Н,

$m$  - эмпирический показатель степени,

$C$  - постоянный эмпирический коэффициент (для дуплекса регулируемых подшипников этот коэффициент будет равен сумме:  $C = C_1 + C_2$ , т.е. сумме при последовательном соединении сжимаемых элементов).

Главным силовым фактором является сила преднатяга, которую необходимо обеспечить в окончательно собранном подшипниковом узле в соответствии с техническими требованиями, заданными конструктором в технической документации. В отдельных случаях задается сама сила



преднатяга, в других – осевая деформация в подшипниках, но контроль всегда осуществляется по моменту трения в дуплексе подшипников. Взаимосвязь этих силовых и деформационных факторов показана рисунке 2.

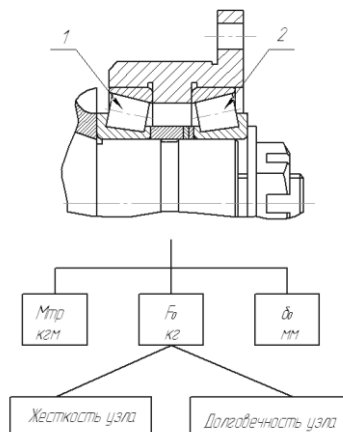


Рис. 2. Взаимосвязь силовых и деформационных факторов при регулировании преднатяга подшипников и их влияния на жесткость и долговечность узла (1 и 2 дуплекс регулируемых подшипников с использованием дистанционной втулки и пакета компенсаторов)

Измерения требуемой длины дистанционного распорного элемента или требуемой толщины компенсаторного звена осуществляется с предварительным нагружением дуплекса подшипников технологической силой  $F_p$  по схеме, показанной на рисунке 3.

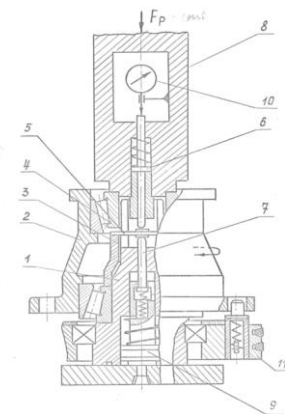


Рис. 3. Конструктивная схема установки для измерения требуемой толщины компенсаторного звена для регулирования преднатяга подшипников (1-фальш-оправка, 2-корпус, 3-дистанционная втулка, 4-конический роликоподшипник, 5-измерительный щуп, 6-верхний шток, 7-нижний шток, 8-пиноль для нагружения дуплекса подшипников измерительной технологической силой, 9 – поршень пневмоцилиндра для перемещения нижнего и верхнего штоков, 10 – контрольный прибор, 11- привод вращения корпуса)

Подшипниковый узел, собранный в корпусе 2, устанавливается на фальш-оправку 1. Между верхним подшипником 4 и дистанционной втулкой 3 устанавливается измерительный щуп 5. На подсобранный таким образом узел с помощью пиноли 8 прикладывается измерительная техно-

логическая сила  $F_p$ , на корпус 2 с помощью привода 11 и плавающего пальца прикладывается вращение примерно  $20 \dots 30 \text{ мин}^{-1}$ , через 5..10 оборотов включается пневмо привод 9, который перемещает измерительный щуп 5 в зазоре между торцом внутреннего кольца верхнего подшипника и торцом дистанционной втулки. Требуемый размер компенсатора определяется как сумма показаний контрольного прибора 10 и толщины измерительного щупа 5.

Величина технологической измерительной силы  $F_p$ , определяется по формуле, учитывающей силовые и деформационные факторы, возникающие при окончательной сборке подшипников.

$$F_m = \left( F_0^m - \frac{\delta_{в.к.} + \delta_{0N}}{C_1 + C_2} \right)^{1/m}$$

где:

$F_0$  – осевая сила преднатяга;

$C_1$  и  $C_2$  – постоянные коэффициенты осевой податливости подшипникового дуплекса;

$\delta_{в.к.}$  – осевая деформация при сжатии внутреннего контура;

$\delta_{0N}$  – осевое приращение монтажной высоты подшипника от запрессовки внутреннего кольца на вал-шестерню;  $m$  – показатель степени, характеризующий осевую податливость подшипников, как полукубическую параболу -  $m = 2/3$ .

Величина момента трения  $M_{тр}$  в дуплексе регулируемых подшипников в различных конструкциях может быть задана конструктором в диапазоне  $0,15 \dots 0,35 \text{ кгс м}$  или  $1,5 \dots 3,5 \text{ Нм}$ . Линейная величина преднатяга, соответствующая этим пределам находится примерно в диапазоне  $40 \dots 120 \text{ мкм}$ . Взаимосвязь этих параметров преднатяга показана на рисунке 4.

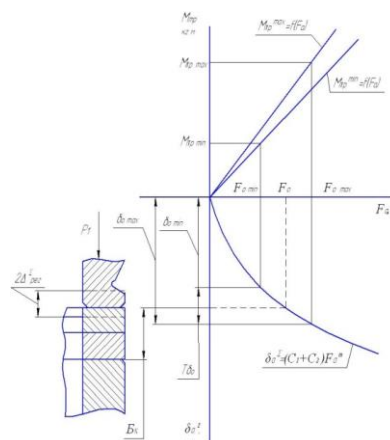


Рис. 4. Взаимосвязь момента трения, осевых упругих смещений и осевой нагрузки в дуплексе регулируемых подшипников и ее влияние на точность регулирования силы преднатяга  $F_0$  с помощью компенсатора  $B_k$ .

Из формулы следует, что если перечисленные деформационные факторы  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $\delta_{вк}$  и  $\delta_{0N}$  постоянны, и не

имеют отклонений, точность при измерении компенсатора будет обеспечена. Однако, если какой-то из факторов в указанной формуле имеет отклонения, требуемая технологическая сила для каждого измеряемого узла будет разной.

Как показали исследования этих факторов осевая деформация при сжатии внутреннего контура и осевое приращение монтажной высоты подшипника имеют небольшой разброс ( $\pm 10\%$ ). Однако осевая податливость подшипников дуплекса, а значит и коэффициенты  $C_1$  и  $C_2$ , вследствие выше указанных погрешностей формы и взаимного расположения колец подшипников имеют рассеивание  $\pm 50\%$ . Исследования влияния погрешностей формы и взаимного расположения позволили установить их влияние на осевую податливость в виде эмпирических зависимостей:

Влияние погрешностей формы на осевую податливость конических роликоподшипников можно определить по эмпирической зависимости, полученной на основе экспериментальных исследований, результаты которых приведены на рисунке 5:

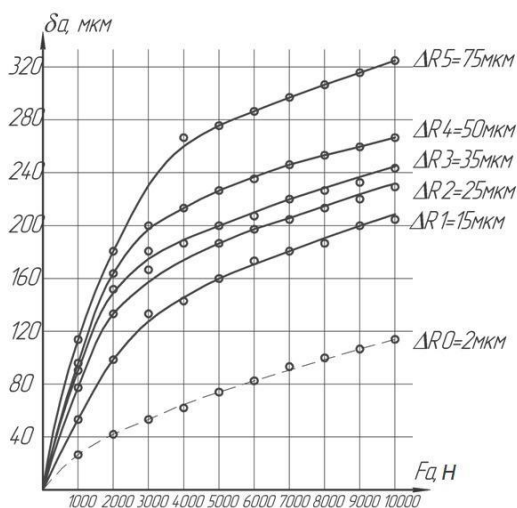


Рис. 5. Изменение монтажной высоты конического роликоподшипника при действии осевой нагрузки в зависимости от действительной погрешности формы на поверхности качества  $\Delta R$

Полученная зависимость имеет вид:

$$\delta_a^{\Delta R} = \delta_{a_0} + 27,7 \left( \frac{\Delta R}{\Delta R_0} - 1 \right)^{0,526}$$

где:  $\Delta R$  – погрешность формы поверхности качества после сборки наружного кольца с корпусом, (мкм);

$\Delta R_0$  – допустимая погрешность формы поверхности качества наружного кольца в состоянии поставки, (мкм);  $\delta_{a_0}$  – осевая податливость в коническом подшипнике в состоянии поставки, (мкм);

27,7 – постоянный коэффициент.

Как следует из графика разброс осевой деформации имеет существенное значение.

Влияние перекоса колец на осевую податливость подшипников так же получено на основе экспериментальных исследований, приведенных на рисунке 6:

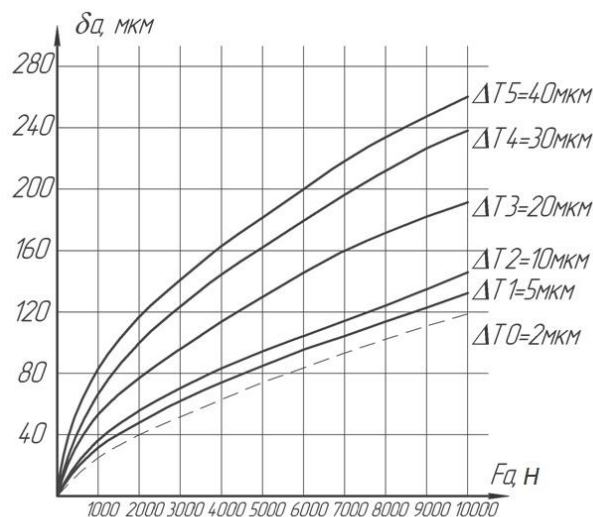


Рис. 6. Изменение монтажной высоты конического роликоподшипника при действии осевой нагрузки в зависимости от биения торца (перекоса) наружного кольца относительно оси вращения  $\Delta T$

При этом эмпирическая зависимость имеет вид:

$$\delta_a^{\Delta T} = \delta_{a_0} (\Delta T / \Delta T_0)^{0,3}$$

где:  $\Delta T$  – действительное значение перекоса кольца после запрессовки в корпус;  $\Delta T_0$  – предельно допустимое значение перекоса кольца после изготовления подшипника (в состоянии поставки); 0,3 – показатель степени, полученный эмпирически.

Объединяя частные эмпирические зависимости влияния погрешностей формы (отклонение от круглости) и взаимного расположения (перекос колец после запрессовки) получаем обобщенную эмпирическую зависимость, которая учитывает действительные погрешности и допустимые значения этих параметров:

$$\delta_a^{\Delta cб} = \delta_{a_0} \left( \frac{\Delta T}{\Delta T_0} \right)^{0,3} + 27,7 \left( \frac{\Delta R}{\Delta R_0} - 1 \right)^{0,526}$$

где:  $\delta_{a_0}$  – исходная осевая упругая податливость подшипника с погрешностями  $\Delta R_0$  и  $\Delta T_0$ , которая может быть определена по эмпирической зависимости.

В приведенных формулах начальная осевая деформация  $\delta_{a_0}$  определяется эмпирической зависимостью с учетом геометрических параметров подшипника

$$\delta_a = \frac{F_a^{0,665}}{Z^{0,438} \cdot l_p^{0,28} \cdot d_p^{0,178} \cdot (\sin \beta)^{1,863}}$$

где:  $F_a$  – осевая сила на подшипник, (кг),  $Z$  – количество роликов;  $d$  – диаметр роликов, (мм);  $l$  – длина образующей роликов, (мм);  $\beta$  – угол конуса наружного кольца, (град.).

На рисунке 7 приведена зависимость влияния погрешностей сборки колец подшипников на отклонения осевой податливости дуплекса конических роликов подшипников и

точность регулирования преднатяга подшипников. Из графоаналитического анализа приведенной номограммы следует, что для обеспечения точности преднатяга дуплексируемых подшипников технологическая измерительная сила должна варьироваться от  $F_{pmin}$  при  $C_{\Sigma min}$  и до  $F_{pmax}$  при  $C_{\Sigma max}$ . Данный график наглядно показывает, что для обеспечения точности регулирования преднатяга дуплексируемых подшипников необходимо применить адаптивный принцип обеспечения качества сборки.

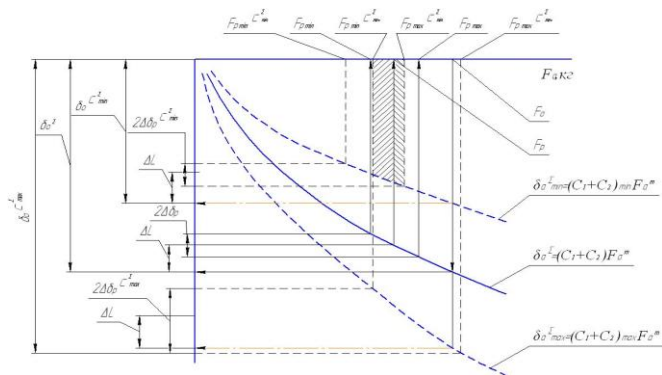


Рис. 7. Зависимость влияния погрешностей сборки колец подшипников на разброс осевой податливости дуплекса конический роликов подшипников и точность регулирования преднатяга подшипников

Изменение суммы постоянных коэффициентов  $C_1$  и  $C_2$  в приведенной формуле для расчета технологической измерительной силы с учетом отклонений осевой податливости  $\pm 50\%$  приведет, как показывают расчеты (при  $\delta_{в.к.} = 0,05$

мм,  $\delta_{0N} = 0,04$  мм и  $C_1 + C_2 = 0.05 \dots 0,015$  мм/кг), к отклонениям технологической измерительной силы более чем в два раза. Вследствие этого будет погрешность измерения дистанционного распорного элемента или пакета компенсатора. Это неизбежно приведет к погрешности регулирования преднатяга подшипников, точность которого контролируется по моменту трения в подшипниках после сборки с компенсатором, измеренным и подобранным с погрешностью.

Проведенные исследования позволили разработать и провести опытные испытания нового метода регулирования преднатяга с использованием адаптивного управления при измерении требуемого дистанционного элемента в дуплексе регулируемых подшипников. Сущность метода заключается в следующем. Узел устанавливается на стенде, как показано на рисунке 2, и предварительно на дуплекс подшипников прикладывается технологическая сила равная силе преднатяга  $F_0$

$$F_m = F_0$$

При этом измеряется осевая податливость  $b_0^{\Sigma}$  с помощью индуктивного датчика, которая позволяет определить на основе алгоритма расчета в измерительной системе суммарный коэффициент осевой податливости по формуле:

$$(C_1 + C_2)_i = b_0^{\Sigma} / F_0$$

Тогда требуемая для данного дуплексируемого подшипникового узла технологическая измерительная сила будет определяться для каждого подшипникового узла индивидуально по формуле :

$$F_{mi} = [F_0^m - (\delta_{в.к.} + \delta_{0N}) / (C_1 + C_2)_i]^{1/m}$$

где:  $F_0$ ,  $\delta_{в.к.}$ ,  $\delta_{0N}$  - постоянные величины, а коэффициенты  $C_1$  и  $C_2$  - изменяющаяся величина, позволяющая адаптировать требуемую величину технологической измерительной силы при изменении компенсатора для данного подшипникового узла.

Этот расчетный алгоритм должен быть заложен в системе управления технологическим оборудованием и полученное значение технологической силы должно прикладываться на дуплексируемый подшипниковый узел при измерении компенсатора.

На рисунке 8 показана экспериментальная технологическая установка для регулирования преднатяга дуплексируемых подшипников с адаптивным управлением процессом измерения размера требуемого дистанционного комплекта (распорная втулка – компенсатор) с варьированием технологической силы на подшипники.



Рис. 8. Экспериментальная технологическая установка для регулирования преднатяга дуплексируемых подшипников с адаптивным управлением процессом измерения размера требуемого дистанционного комплекта (распорная втулка – компенсатор) с варьированием технологической силы на подшипники

Экспериментальные исследования данного метода в лабораторных условиях показали, что погрешность при измерении компенсатора составляет не более  $\pm 5\%$ .

В ходе совместной работы кафедры «Технологии и оборудование» Московского Политехнического Университета с заводами отрасли был разработан и изготовлен стенд, на котором реализована система адаптивного управления процессов регулирования преднатяга дуплексируемых подшипников с варьируемой технологической измерительной силой, прикладываемой на подшипниковый узел при измерении компенсатора в зависимости от действительной осевой податливости регулируемых конических роликоподшипников.

Данный стенд показан на рисунке 9.

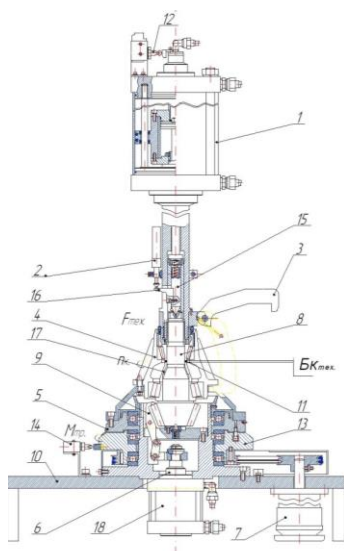


Рис. 9. Стенд для регулировки преднатяга подшипников ведущей шестерни редуктора ( 1-силовой привод, 2- индуктивный датчик, 3 – рычаг для захвата корпуса, 4- корпус подшипникового узла, 5 – ведомый диск торсионного устройства для контроля момента трения, 6 – силовой привод для закрепления ведущей вал-шестерни, 7 - электродвигатель-редуктор, 8- вал-шестерня, 9 – рычаг-прихват для закрепления ведущей шестерни, 10 – стол стенда, 11-подшипник верхний, 12 – концевой выключатель, 13 – ведущий диск торсионного устройства для контроля момента трения, 14 – датчик контроля момента трения, 15 – плавающий центр, 16 – рычаг-коромысло измерительного датчика, 17 – дистанционная распорная втулка, 18 – пневмопривод механизма закрепления шестерни)

Цикл работы данной технологической установки следующий:

На данной технологической установке измерение требуемого размера компенсатора выполняется на штатном валу за два установка и за два измерения.

Первоначально в специальный патрон с прихватами сапжового типа 9 устанавливается вал-шестерня 8 с напрессованным внутренним кольцом большего подшипника.

Затем устанавливается дистанционная втулка 17 и корпус 4 с малым подшипником.

Далее на подшипниковый узел прикладывается с помощью пиноли с плавающим центром 15 осевая нагрузка, равная силе преднатяга.

Датчик осевой деформации 2 контролирует осевое смещение колец дуплекса подшипников, на основе чего определяется по вышеприведенному алгоритму требуемая технологическая сила для данного узла.

При втором нагружении на узел прикладывается именно эта сила и датчик осевой деформации 2 фиксирует начало отсчёта размера компенсатора.

При третьем нагружении корпус подшипникового узла 4 снимается и на штатный вал-шестерню 8 устанавливается только внутреннее кольцо малого (верхнего) подшипника.

Таким образом, пиноль с плавающим центром 15 пневмопривода 1 сжимает до беззазорного состояния внутренний контур с втулкой 17 на штатном валу.

Датчик осевого перемещения 2 фиксирует требуемый размер пакета компенсаторов для данного подшипникового узла.

После набора и установки компенсатора из комплекта ( показан на рисунке 8) подшипниковый узел с последующей подборкой маслоотражательного кольца, карданного фланца, шайбы и силового замыкания с помощью резьбового соединения на хвостовике штатного вала в подшипниковом узле будет обеспечен требуемый преднатяг, контролируемый по моменту трения. Исследования данного метода на партии узлов в количестве 100 шт показали, что разброс силы преднатяга составляет не более  $\pm 10\%$ ,

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Шандров Б.В. Регулирование осевого положения ведущей шестерни относительно оси ведомого колеса при сборке редукторов ведущих мостов / Б.В. Шандров, И.А. Булавин // Автомобильная промышленность. – 2016. – №9. – С. 33-37
2. Булавин И.А. Технологическое обеспечение преднатяга подшипников в редукторах ведущих мостов / И.А. Булавин, А.Ю. Груздев // Автомобильная промышленность. – 2001. – №2.
3. Булавин И.А. Взаимосвязь параметров преднатяга конических роликоподшипников / И.А. Булавин, А.Ю. Груздев // Автомобильная промышленность. – 2001. – №6.
4. Булавин И.А. Влияние силовых и деформационных факторов при сборке подшипниковых узлов редукторов автомобилей на точность регулирования преднатяга подшипников / И.А. Булавин, А.Ю. Груздев, А.В. Будыкин // Машиностроитель. – 2009. – №7.
5. Булавин И.А, Груздев А.Ю. Будыкин А.В. Влияние сил и деформаций звеньев при сборке подшипниковых узлов редукторов автомобилей на точность регулировки преднатяга подшипников / И.А. Булавин, А.Ю. Груздев, А.В. Будыкин // Техника машиностроения. – 2009. – №2. – С. 32-36.
6. Воронин А.В. Оценка точности сборки подшипниковых узлов автомобильных агрегатов / А.В. Воронин // Автомобильная промышленность. – 1978. – №4. – С. 31-34.
7. Воронин А.В. Некоторые особенности сборки главных передач автомобилей / А.В. Воронин, Б.В. Шандров // Автомобильная промышленность. – 1978. – №5. – С. 36-38.
8. Воронин А.В. Вибрации в подшипниковом узле и причины их возникновения / А.В. Воронин, И.А. Булавин // Автомобильная промышленность. – 1980. – №5. – С. 29-31.
9. Воронин А.В. Качество сборки и состояние поверхностей качения в подшипниковых узлах после обкатки / А.В. Воронин, И.А. Булавин, С.В. Герасименко. - Прогрессивные процессы изготовления и сборки автомобиля: Сб. научн. трудов. – М.: МАМИ, 1982. – С. 146-156.
10. Воронин А.В., Воронин С.А., Харитонов В.И., Булавин И.А., Герасименко С.В. Способ определения долговечности подшипникового узла с коническим подшипником. – Авторское свидетельство СССР № 893013. 1981.
11. Булавин И.А. Совершенствование технологической оснастки для выполнения прессовых соединений колец подшипников в редукторах автомобилей / И.А. Булавин,

А.Ю. Груздев, А.В. Будыкин // Технология машиностроения. – 2013. – №4. – С. 31-33.

12. Булавин И.А. Способ создания осевого предварительного натяга в подшипниковом узле. Авторское свидетельство России №1733944.

13. Булавин И.А. Технологическое оборудование и оснастка для исследования и сборки редукторов автомобилей / И.А. Булавин [и др.] // Современные технологии сборки: Сб. докладов международного научно-технического семинара. – 2011 г.

14. Шандров Б.В. Изменение монтажной высоты конических роликоподшипников под действием осевой нагрузки в процессе силового замыкания подшипниковых узлов с преднапрягом / Б.В. Шандров, И.А. Булавин, Г.В. // Автомобильная промышленность. – 2015. – №6.

15. Шандров Б.В. Факторы, определяющие качество редукторов ведущих мостов транспортных средств / Б.В. Шандров, И.А. Булавин, А.С. Самойлова // Автомобильная промышленность. – 2017. – № 7.

16. Булавин И.А. Повышение точности сборки подшипниковых узлов с преднапрягом в редукторах ведущих мостов автомобилей / И.А. Булавин, А.В. Будыкин // Приоритеты развития отечественного автотракторостроения и

подготовки инженерных и научных кадров: Международный симпозиум «Автотракторостроение 2009». 65-я Международная научно-техническая конференция ААИ. Электронная публикация.

17. Булавин И.А. и др. Способ определения длины компенсаторной втулки при сборке партии редукторов. // Авторское свидетельство СССР №1250891. 15.04.1986.

18. Булавин И.А., Воронин А.В. и др. Способ монтажа подшипника качения в корпус // Авторское свидетельство СССР №1157286. 22.01.1985.

19. Чувиллин Е. Е. Разработка технологической установки для дуплексации подшипников при сборке подшипниковых узлов с предварительным натягом в РЗМ автомобилей КАМАЗ повышенной грузоподъемности. [Электронный ресурс] / Е. Е. Чувиллин, И. А. Самойлов, Н. В. Семенов, А. С. Самойлова // Студенческая научная весна: Машиностроительные технологии: Всероссийская научно-техническая конференция (4 – 7 апреля, 2017). – Москва: ООО «КванторФорм», 2017. – № гос. регистрации 0321701287.– URL: studvesna.ru?go=articles&id=2100 (дата обращения: 20.02.2018).– Загл. с экрана.

## Improving the Quality of Assembly of Bearing Units on the Basis of Adaptive Control of the Process of Adjusting the Preload of Bearings

Shandrov B.V., Bulavin I.A., Samoylova A.S.

Moscow Polytechnic University

Moscow, Russia

[bulavin-mami@yandex.ru](mailto:bulavin-mami@yandex.ru)

**Abstract.** In given article the analysis of a design of bearing mount assemblies with preliminary axial compression of bearings in reducers of leading bridges of cars and buses is resulted. Influence of the power and deformation factors arising at assembly, on accuracy of creation of force of preliminary axial compression of bearings is defined. Results of statistical probes of influence of each factor are presented. Results of teamwork with motor industry factories on creation of the process equipment for regulation of

preliminary axial compression of bearing mount assemblies of a reducer are resulted.

**Keywords:** Assembly, reducer of the rear bridge, preliminary axial compression of bearings, power and deformation factors, dimensional chains, technological installation.

# Особенности технологии химико-термической обработки зубчатых колёс из легированных сталей

Калашников А.С., Калашников П.А.  
Московский политехнический университет  
Москва, Российская Федерация  
[alexandr\\_kalashnikov45@rambler.ru](mailto:alexandr_kalashnikov45@rambler.ru)

Марущак И.И.  
Международный университет в Москве  
Москва, Российская Федерация  
[i.marushchak@interun.ru](mailto:i.marushchak@interun.ru)

**Аннотация.** Для достижения высоких прочностных свойств зубчатые колёса из различных марок сталей подвергают химико-термической обработке. Прочность цилиндрических и конических (гипоидных) зубчатых колёс оценивают по контактной и изгибной выносливости зубьев. Достижимые значения прочности зубчатых колёс из легированных сталей в значительной степени зависят от применяемой химико-термической обработки. В статье анализируются условия вакуумной цементации с последующей закалкой газом под высоким давлением. Приводятся результаты экспериментальных исследований деформаций шеек и зубчатого венца гипоидных колёс-валов.

**Ключевые слова:** химико-термическая обработка, вакуумная цементация, закалка газом под давлением, закалка в масло, деформация зубчатых колёс, твёрдость поверхности, радиальное биение.

## ВВЕДЕНИЕ

Объективным критерием оценки прочности цилиндрических и конических (гипоидных) зубчатых передач является контактная и изгибная выносливость зубьев. Для зубчатых колёс из легированных сталей, работающих при высоких нагрузках и окружных скоростях, в качестве химико-термической обработки (ХТО) широко применяют цементацию (нитроцементацию) и закалку. Зубчатые колёса после химико-термической обработки характеризуются пределом контактной выносливости боковых поверхностей зубьев 1300...1650 Н/мм<sup>2</sup>. Показатели изгибной выносливости зубьев достигают 320...540 Н/мм<sup>2</sup>.

Поверхность зубьев получает высокую твёрдость 58...63 HRC при концентрации углерода 0,8...1,0 %, а сердцевина сохраняет вязкую структуру с твёрдостью 33...45 HRC, устойчивую к ударным нагрузкам. При этом глубина цементованного слоя 1- расстояние 2 от боковой поверхности зуба до слоёв металла с твёрдостью  $\geq 51$  HRC, зависит от модуля зубчатого колеса (рис. 1).

## МЕТОДЫ ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ИЗДЕЛИЙ

Для получения необходимых прочностных свойств у стальных цилиндрических и конических зубчатых колёс преимущественно применяют методы газовой цементации (нитроцементации) в контролируемых эндотермических атмосферах с последующей закалкой в масло. При этом процесс ХТО выполняют в автоматизированных проходных и камерных агрегатах, обладающих высокой производительностью и обеспечивающих полный цикл обработки от нагрева до закалки [1].

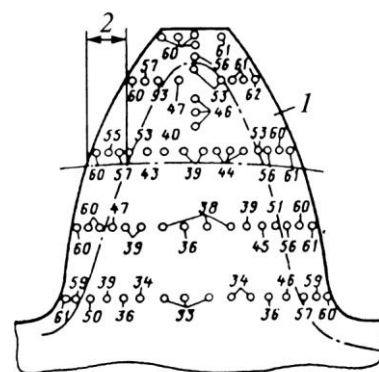


Рис. 1. Твёрдость зуба по HRC в поперечном сечении после цементации и закалки

Однако наряду с необходимым упрочнением цилиндрические и конические (гипоидные) зубчатые колёса в процессе ХТО получают значительную объёмную деформацию, точность зубьев снижается 1-2 степени в соответствии с ГОСТ 1643-81 и ГОСТ 1758-81. Деформируются также базовые и другие поверхности заготовок зубчатых колёс: внешние и внутренние цилиндрические и конусные поверхности, торцевые поверхности, боковые поверхности, основание и внешний диаметр шлиц и т.д.

Известно, что на деформацию зубчатых колёс при ХТО оказывают влияние большое число факторов, среди которых: конструкция заготовки, свойства применяемой стали, методы получения поковок, предварительная термическая обработка, условия выполнения механической обработки и др. Однако, как отмечают некоторые авторы, решающее влияние на деформацию зубчатых передач оказывает неодинаковая интенсивность охлаждения различных поверхностей заготовок при закалке [1, 2-4].

На рис. 2 показана схема закалки цилиндрической заготовки, в качестве охлаждающей среды используют масло. При окунании нагретой заготовки в масло она находится в трёх различных зонах: конвекции, пузырькового и плёночного кипения. Это вызывает большие перепады температуры как внутри, так и на поверхности заготовки.

Например, в течении 10 с после окунания нагретой цилиндрической заготовки в масло, температура поверхности её нижней части составляла 200 °С и увеличивалась при углублении в вовнутрь заготовки до 700 °С, а температура верхней части заготовки составляла 700...750 °С.

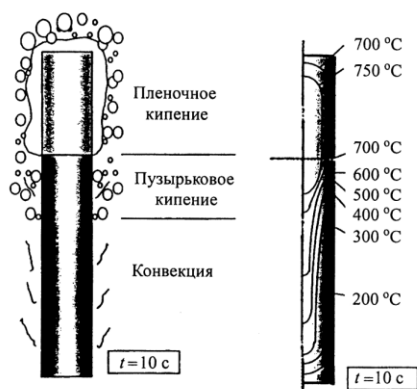


Рис. 2. Схема закалки заготовки в масло

Различная интенсивность охлаждения отдельных частей и поверхностей заготовки при закалке в масло является причиной возникновения значительных деформаций.

### ХТО ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ИНЕРТНЫМ ГАЗОМ ПОД ДАВЛЕНИЕМ

В целях снижения деформации зубьев и базовых поверхностей заготовок колёс малого  $m \leq 2$  мм и среднего модуля  $m = 2 \dots 10$  мм большие перспективы имеет комбинация процессов вакуумной цементации с чередованием коротких циклов насыщения и диффузии и закалки инертным газом – азотом и гелием под давлением. Для реализации интенсивной закалки применяют высокое давление до 20 бар (2 МПа). Максимальная скорость подачи потока газа при охлаждении азотом составляет 15 м/с, а при охлаждении гелием – 25 м/с [2, 5, 6].

При закалке газом температура поверхности цилиндрической заготовки по всей длине одинаковая (250 °C), она постепенно увеличивается по мере углубления в заготовку до 750 °C (рис. 3).

Охлаждение заготовки при закалке инертным газом происходит равномерно по всей длине с одинаковой интенсивностью, что позволяет значительно снизить деформации по сравнению с закалкой в масло.

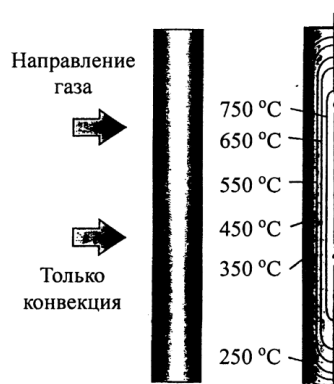


Рис. 3. Схема закалки заготовки инертным газом под давлением

При изготовлении гипоидных колёс-валов с криволинейными зубьями (число зубьев  $z = 11$ , внешний окружной модуль  $m_{te} = 9$  мм, внешняя высота зуба  $h = 16,99$  мм, ширина зубчатого венца  $b = 38$  мм, средний угол наклона зуба  $\beta_m = 35^\circ$ , боковой зазор в паре  $s = 0,15-0,25$

мм, сталь 30ХГТ) после цементации и закалки в масло возникали значительные деформации заготовки, которые характеризовались большим радиальным биением базовых шеек 0,02 – 0,15 мм (рис. 4).

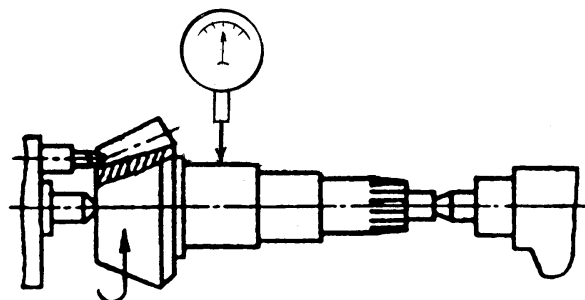


Рис. 4. Схема контроля радиального биения шеек гипоидных колёс-валов после ХТО

При правке вала после ХТО образовывались микротрещины и глубокие риски, которые являлись причиной возникновения бракованных деталей [7].

Проведённые исследования показали, что применение современной технологии ХТО - вакуумной цементации с последующей закалкой газом (гелием) под давлением 16 бар (1,6 МПа) позволило значительно снизить радиальное биение шеек гипоидного колеса колеса-вала до 0,02 – 0,10 мм и избежать операций зачистки центров и правки (рис. 5).

Очень важно, что при снижении деформации вала повышается точность зубчатого зацепления. Так биение зубчатого венца (норма кинематической точности) снизилось с  $F_r = 56-71$  мкм до  $F_r = 45-56$  мкм. Снижение величины деформаций шеек и торца, а также погрешности криволинейных зубьев колеса-вала после ХТО на 20-25 % позволило значительно снизить припуск на проведение финишных операций и повысить производительность механической обработки.

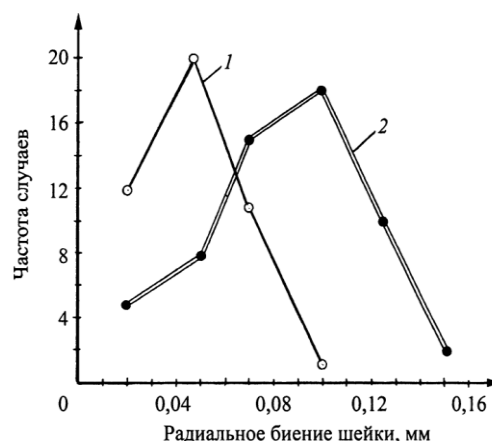


Рис. 5. Радиальное биение базовой шейки гипоидного колеса-вала: 1-после вакуумной цементации и закалки газом под давлением; 2-после цементации в эндотермических атмосферах и закалки в масло

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Вакуумная цементация в комбинации с закалкой газом под высоким давлением представляет собой инновационную химико-термическую технологию и имеет большие перспективы при изготовлении высокоточных цилиндрических и конических зубчатых передач [8].

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Зинченко В.М. Инженерия поверхности зубчатых колёс методами химико-термической обработки / В.М. Зинченко. – М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2001. – 302 с.
2. Bausch Tomas Innovative Zahnradfertigung / Tomas Bausch // Expert Verlag GmbH, D-71268, Renningen, Germany. – 2006. – pp. 778.
3. Kalashnikov A.S. Continuous Grinding of Teeth by Generating Cylindrical Planetary Transmission Gears / A.S. Kalashnikov, Yu.A. Morgunov, P.A. Kalashnikov // Procedia Engineering. – vol. 206 (2017). – pp.1167-1172.
4. Kalashnikov A.S. Modern methods of cylindrical gear grinding / A.S. Kalashnikov, Yu.A. Morgunov, P.A. Kal-

ashnikov. – Reference book. Engineering magazine. – 5(2010). – pp. 28–31.

5. Калашников А. С. Химико-термическая обработка зубчатых колёс с использованием газовой вакуумной цементации / А. С. Калашников, Ю. А. Моргунов, П. А. Калашников // Справочник. Инженерный журнал. С приложением. – 2013. – № 10 (199). – С. 12 – 16.

6. Kalashnikov A.S. Producing of cylindrical gears by high-speed grinding / Kalashnikov A.S., Morgunov Yu.A., Kalashnikov P.A. // Russian Engineering Research. –36 (2016). – No 5. – pp. 400–403.

7. Моргунов Ю.А. Развитие понятийного аппарата технологии машиностроения / Ю.А. Моргунов, Б.П. Саушкин, Б.В. Шандров // Справочник. Инженерный журнал с приложением. – 2016. – №4 (229). – С. 3–7.

8. Калашников А.С. Анализ методов чистовой обработки зубьев цилиндрических колес, применяемых в промышленности / А. С. Калашников, Ю. А. Моргунов, П. А. Калашников // Справочник. Инженерный журнал с приложением. – 2010. – № 4. – С. 21–26.

## Features of Technology of Chemical-Heat Treatment of Gears from Alloy Steels

A.S. Kalashnikov, P.A. Kalashnikov

Department “Mechanical-engineering technology”  
“Moscow Polytechnic University”  
Moscow, Russia,  
[alexandr\\_kalashnikov45@rambler.ru](mailto:alexandr_kalashnikov45@rambler.ru)

I.I. Marushchak

Department “Mechanical-engineering technology”  
“International University in Moscow”  
Moscow, Russia,  
[i.marushchak@interun.ru](mailto:i.marushchak@interun.ru)

**Abstract.** To achieve high strength gears from alloy steels subjected to chemical-thermal treatment. The wear resistance of cylindrical and bevel (hypoid) gears for contact and bending strength of the teeth. The achieved strength values largely depend on the applied chemical- thermal treatment. The article analyzes conditions of vacuum carburizing followed by quenching gas under pressure. The results of experimental studies of the deformation of the necks and ring gear wheel-shafts.

**Keywords:** Chemical-thermal treatment, Vacuum carburizing, Quenching gas under pressure, Quenching oil, Gear deformation, Surfaces hardness, Radial runout, electrodischarge drilling, little diameter holes, tools for simultaneous drilling of the holes assemblage.



# Инструментальное обеспечение операций электроэрозионной прошивки отверстий

Груздев А.А., Моргунов Ю.А., Саушкин Б.П.

Московский политехнический университет

Москва, Российская Федерация

[morgunov56@mail.ru](mailto:morgunov56@mail.ru)

**Аннотация.** Многоэлектродная электроэрозионная прошивка отверстий и пазов широко используется в технологиях производства аэрокосмической техники. Рассмотрена проблема инструментального обеспечения операций одновременной электроэрозионной прошивки массива отверстий малого диаметра в деталях типа «фильтр». Предложены новые конструкции электродов-инструментов и описаны особенности их изготовления и эксплуатации.

**Ключевые слов:** электроэрозионная прошивка, отверстия малого диаметра, инструмент для одновременной прошивки массива отверстий.

## ВВЕДЕНИЕ

Многоэлектродная электроэрозионная прошивка отверстий и пазов широко используется в технологиях производства аэрокосмической техники. Это позволяет снизить себестоимость изготовления и повысить качество продукции [1, 2]. При технологической подготовке производства важное значение приобретает инструментальное обеспечение таких операций. В работе рассмотрено инструментальное обеспечение операций электроэрозионной прошивки массива отверстий малого диаметра в дисковых фильтрах [3, 4].

## НОРМИРОВАНИЕ ОПЕРАЦИИ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОЙ ПРОШИВКИ

Сравнивая трудозатраты на проведения этой операции по варианту 1 (одноэлектродная последовательная прошивка отверстий) и варианту 2 (многоэлектродная прошивка за один проход), можно выразить разность штучно-калькуляционного времени, как

$$\Delta t_{шк} = \Delta t_M + \Delta t_B \quad (1)$$

полагая, что остальные составляющие нормы времени изменяются незначительно.

Машинное время  $t_M$  операции электроэрозионной прошивки отверстий рассчитывают по выражению:

$$t_M = \frac{V_0}{k_{эф} k_{эр} W_{II} f} \quad (2)$$

где  $V_0$  – объём отверстия,  $k_{эр}$  – удельная эрозия, зависящая от материала заготовки и параметров режима,  $k_{эф}$  – коэффициент эффективности использования импульсов, зависящий от глубины отверстия,  $W_{II}$ ,  $f$  – энергия и частота следования разрядных импульсов.

Вспомогательное время  $t_B$  определяется следующими статьями затрат:

$$t_B = t_{yc} + N t_{p3} + N t_{II} + n_1 t_{зап} + n_2 t_{пер} \quad (3)$$

где  $t_{yc}$  – время на установку и снятие заготовки из приспособления;  $t_{вв}$  – время на включение и выключение станка;

$t_{p3}$  – время на касание поверхности и установку инструмента в исходное положение на рабочий зазор;  $t_{II}$  – время подрезки, включающее в себя вывод ЭИ из прошитого отверстия, его перемещение в положение «подрезки», время определения положения и подвода правящего инструмента на рабочий зазор, время подрезки, вывода и перемещения ЭИ в положение прошивки следующего отверстия;  $t_{пер}$  – время перехвата ЭИ электромагнитными схватами после выработки рабочей длины;  $t_{зап}$  – время, необходимое для заправки нового ЭИ, после износа предыдущего;  $N$  – число рабочих ходов;  $n_1$  – число перехватов инструмента;  $n_2$  – число заправок стандартного инструмента.

Структура нормы вспомогательного времени определяется схемой работы использованного электроэрозионного прошивочного станка ЭП-310П [3].

Из выражений (1)–(3) следует, что применение многоэлектродного инструмента позволяет существенно снизить штучно-калькуляционное время, как за счет машинного времени в результате увеличения площади обработки и повышения величины  $k_{эф}$ , так и за счет машинного времени ( $N=1$ ,  $n_1$  и  $n_2$  равны нулю).

## РАЗРАБОТКА ЭФФЕКТИВНЫХ КОНСТРУКЦИЙ МНОГОЭЛЕКТРОДНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Исходя из требуемой площади проходного сечения и заданных габаритных размеров, разработана конструкция фильтра с отверстиями ромбического сечения с диаметром вписанной окружности 0,25 мм и углами при вершинах  $65^{\circ}30'$  и  $114^{\circ}30'$ . Для электроэрозионной прошивки фильтрующих отверстий спроектирован, изготовлен и апробирован специальный электрод-инструмент (ЭИ), показанный на рис. 1.

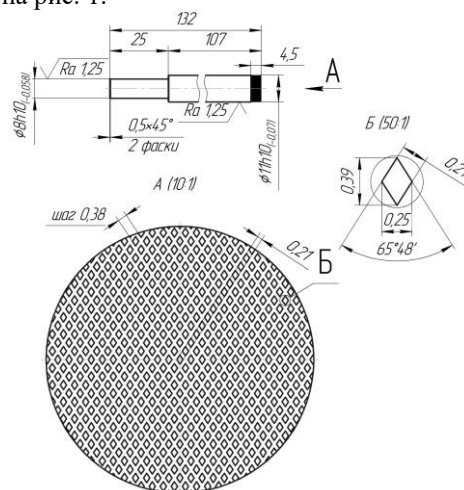


Рис. 1. Специальный многостержневой ЭИ

Фотография торцевой рабочей части ЭИ и изготовленные с его помощью фильтры представлены на рис. 2

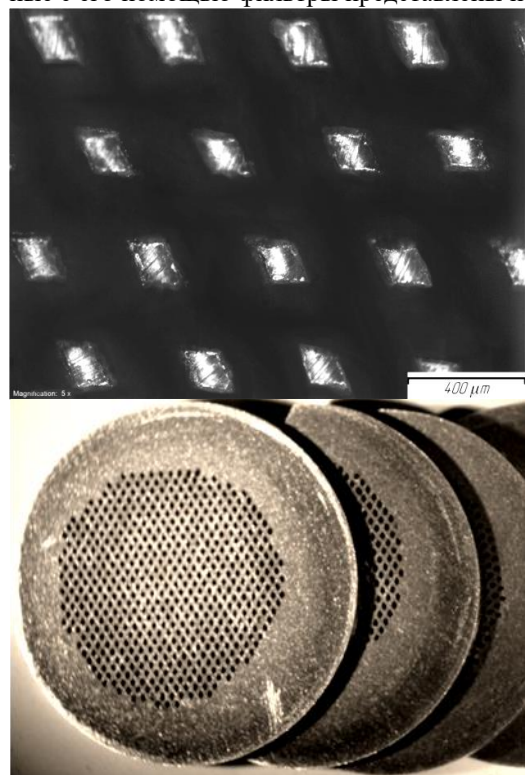


Рис. 2. Рабочий торец инструмента (а) и изготовленные фильтры (б)

Рабочие стержни ЭИ ромбического сечения изготавливали на проволочно-вырезном электроэрозионном станке СВЭИ-1, с использованием электрода-проволоки Ø 0,15 мм. На слесарной операции удаляли периферийные электроды неполного ромбического профиля. При изготовлении и эксплуатации ЭИ обнаружались следующие недостатки.

Оперативное время изготовления ЭИ (из латуни Л63 ГОСТ 2060-90) на станке СВЭИ-1 составляет 342 мин. После электроэрозионной проволочно-вырезной операции следует трудоёмкая слесарная операция, требующая работника высокой квалификации и занимающая 30 мин.

Длина электродов составляет 4,5...5 мм. При увеличении длины электродов из-за остаточных напряжений после электроэрозионной проволочно-вырезной операции некоторые электроды деформируются, а массив электродов в целом теряет свою жёсткость, необходимую для обеспечения точности расположения отверстий. Длины латунных электродов хватает на изготовление 2-х фильтров. Поэтому, соответствующая статья в калькуляции себестоимости изготовления фильтра довольно значительна.

При неаккуратном обращении возможно замыкание электродов, которое приводит к потере работоспособности инструмента.

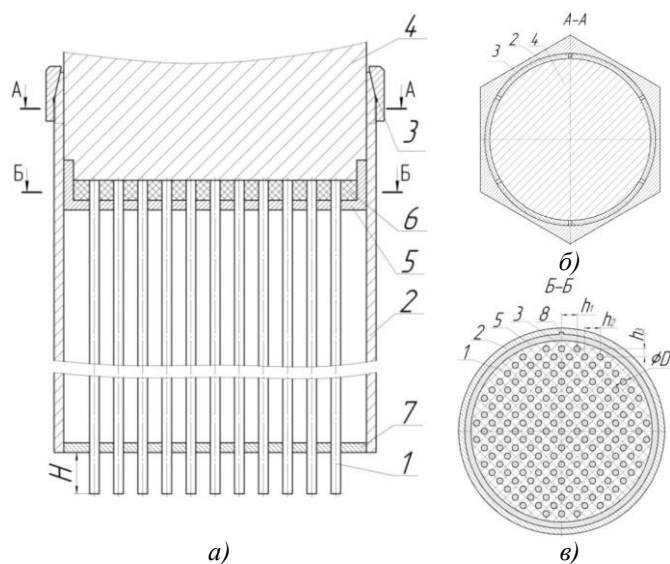
Кроме того, при эксплуатации инструмента выяснилось, что в связи с малым расстоянием между отдельными рабочими стержнями инструмента появляется дополни-

тельное сопротивление отводу продуктов эрозии из зоны обработки, что приводит к их накоплению в межстержневом пространстве. То есть, сам инструмент работает, по сути дела, как щеточный фильтр. Поэтому, при назначении параметров режима следует ограничивать энергию разрядного импульса для снижения размеров твердых продуктов эрозии [5].

Группа электродов 1, представляющих собой детали из электропроводного материала, форма сечения которых зависит от формы обрабатываемых отверстий, размещена в отверстиях державки 5 с уплотнением 6 и кондукторной планкой 7. Державка 5 установлена внутри гильзы 2 с возможностью установочных перемещений, а кондукторная планка 7 - неподвижно. Эта планка предназначена для ориентации группы электродов 1 относительно обрабатываемой детали (не показана). Соосность отверстий, предназначенных для размещения группы электродов 1, выполненных в державке 5 с уплотнением 6 и кондукторной планке 7, обеспечивается шпоночным соединением 8.

В связи с перечисленными недостатками разработан, изготовлен, апробирован и запатентован [6] специальный универсальный многоэлектродный инструмент (рис. 3) для прошивки массивов отверстий в дисковых заготовках.

С целью предохранения основного тела группы электродов 1 от механических повреждений в многоэлектродном инструменте установлена цилиндрическая гильза 2, имеющая в верхней части разъёмное соединение 3 типа цангового механизма, образованное резьбовым соединением скошенного верхнего торца гильзы с накидной гайкой, имеющей ответный скос, и предназначенное для закрепления гильзы 2 на хвостовике 4.



1 - группа электродов, 2 - гильза, 3 - цанговое соединение, 4 - хвостовик, 5 - державка, 6 - уплотнение, 7 - кондукторная планка, 8 - шпоночное соединение

Рис. 3. Многоэлектродный инструмент

Уплотнение 6, выполнено из упругого материала с высоким коэффициентом трения, например, из резины, и способствует нежесткому закреплению группы электродов 1. Геометрические параметры расположения группы электродов 1 в державке 5 и кондукторной планке 7 ( $h_1$ ,  $h_2$  и  $h_3$ ), а так же форма сечения или диаметр  $D$  могут изме-

няться в зависимости от расположения и формы отверстий в обрабатываемой детали. Оптимальная высота рабочей части  $H$  многоэлектродного инструмента регулируется с помощью хвостовика 4, длина которого должна превышать длину электродов группы 1.

Сборка многоэлектродного инструмента осуществляется следующим образом. Перед началом работы на нижний торец хвостовика 4, закреплённого в шпинделе станка (не показан), по посадке с натягом собирают державку 5, на которой сверху, с помощью специального клея закрепляется уплотнение 6.

Хвостовик 4 с державкой 5 и уплотнением 6, ориентируют по шпоночному пазу 8, располагая в цилиндрической гильзе 2 по скользящей посадке с возможностью продольного перемещения. Кондукторную планку 7 крепят в цилиндрической гильзе 2 без возможности продольного перемещения, при этом отверстия в кондукторной планке 7 должны быть соосными отверстиям в державке 5. После этого каждый из электродов группы 1 проходит сквозь соответствующие отверстия в кондукторной планке 7 и державке 5 и не жёстко закрепляют в уплотнении 6. После выставления рабочей части  $H$  группы электродов 1 хвостовик 4 закрепляют с помощью цапгового механизма 3.

Устройство работает следующим образом. Многоэлектродный инструмент закрепляют в шпинделе станка. Кондукторная планка 7 при этом жёстко закреплена на оптимальной высоте  $H$  от рабочих торцов группы электродов 1. Перемещая многоэлектродный инструмент, производят перфорацию обрабатываемой детали. По мере износа рабочих торцов электродов 1 кондукторная планка 7 совместно с гильзой 2 поднимается вверх по скользящей посадке с хвостовиком 4 с ориентацией по шпоночному пазу державкой 5. Такое перемещение гильзы 2, совместно с кондукторной планкой 7 исключает возможность перекоса кондукторной планки 7 относительно державки 5, тем самым, исключая вероятность нарушения позиционирования группы электродов 1 многоэлектродного инструмента в рабочей зоне. Перемещение кондукторной планки 7 производить необходимое число раз, вплоть до полного износа группы электродов 1.

Время сборки многоэлектродного инструмента для детали (рис. 2) составило 330 мин. Стойкость данного инструмента (при использовании стандартных рабочих стержней длиной 300 мм) составляет 218 фильтров.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Технико-экономические расчеты показывают, что эффективность многоэлектродных наладок, подобных описанным выше, определяется годовым объемом  $N$  выпуска изделий данного наименования и исполнения [7]. Для каждого конкретного изделия можно рассчитать критическую величину  $N$ , выше которой применение многоинструментальных наладок экономически эффективно.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Шандров Б.В. Перспективы развития и применения физико-химических методов и технологий в производстве двигателей / Б.В. Шандров, Ю.А. Моргунов // Известия МГТУ «МАМИ». – 2012. – №2. – С. 242-248.
2. Исаченко В.А. Технологии ракетно-космического машиностроения / В.А. Исаченко, Ю.П. Астахов // Технология машиностроения. – 2016ю – №1. – С. 10–14.
3. Королев А.Н. Многокоординатный электроэрозионный прошивочный станок ЭП-310П / А.Н. Королев, А.В. Селивестров, Ю.А. Моргунов // «Технология машиностроения». – 2016. – №3. – С. 29-32.
4. Рогов В.В. Скоростная электроэрозионная обработка пазов системы охлаждения жаровой трубы камеры сгорания / В.В. Рогов, Е.А. Митрюшин, Ю.А. Моргунов // Металлообработка. – 2012. – №3. – С. 14-19.
5. Груздев А.А. Особенности электроэрозионной обработки разрядными импульсами малых энергий / А.А. Груздев, Ю.А. Моргунов, Б.П. Саушкин // Научные технологии в машиностроении. – 2017. – № 9. – С. 17 - 20.
6. Груздев А.А., Моргунов Ю.А., Саушкин Б.П., Шандров Б.В. Многоэлектродный инструмент // Патент России №2016116876. 2017.
7. Саушкин Б.П. Технологическое обеспечение производства новых изделий / Б.П. Саушкин, Ю.Т. Гайлит // Крылья Родины. – 2008. – №10. – С. 35-40.

## Tool Provision of Electrodischarge Drilling Technologies

Gruzdev A.A., Morgunov Yu.A., Saushkin B.P  
Moscow Polytechnic University  
Moscow, Russia  
[morgunov56@mail.ru](mailto:morgunov56@mail.ru)

**Abstract.** Multi electrode electrodischarge drilling process is used in the field of aerospace technologies. The problem of the tool provision in the little diameter holes assemblage electro discharge drilling technologies in the parts similar filters is shown.

Some new designs of the tool electrodes are presented and their production and exploitation peculiarities are described.

**Key words:** electrodischarge drilling, little diameter holes, tools for simultaneous drilling of the holes assemblage.

# Исследование процессов резания и поверхностного пластического деформирования в среде СОТС с наноразмерными антифрикционными частицами

Кузнецов В.А., Коровин А.В.  
Московский политехнический университет  
Москва, Россия  
[tocha512@gmail.com](mailto:tocha512@gmail.com)

Щедрин А.В.  
Московский государственный технический университет  
им. Н.Э. Баумана  
Москва, Россия  
[rensi@mail.ru](mailto:rensi@mail.ru)

**Аннотация.** Экспериментально исследованы закономерности формирования микрогеометрии при резании и выглаживании деталей сменными многогранными пластинами. Выявлены оптимальные концентрации присадки «Валена» с наноразмерными антифрикционными частицами для получения минимальной высоты микрогеометрии на обработанной поверхности детали.

**Ключевые слова:** смазочно-охлаждающие технологические средства, наноразмерные антифрикционные частицы, присадка «Валена», энергоэффективность, конкурентоспособность, резание, поверхностное пластическое деформирование.

## ВВЕДЕНИЕ

Работа всех машин и механизмов основана на относительном перемещении сопряженных поверхностей, сопровождаемым их трением и износом. Поэтому проблема трения и износа является одной из наиболее общих и важных задач, определяющих, в значительной мере, развитие и прогресс большинства отраслей техники.

В поисках новых путей повышения износостойкости инструмента в процессе обработки было решено обратиться к механизму «избирательного переноса» - эффекту безызносности, открытому учеными Д.Н. Гаркуновым и И.В. Крагельским.

Избирательный перенос (ИП) есть вид трения, который обусловлен самопроизвольным образованием в зоне контакта неокисляющейся металлической пленки с низким сопротивлением сдвигу и не способной накапливать при деформации дислокации. При этом может происходить полимеризация продуктов механической деструкции углеводородов смазочного материала, создавая дополнительный антифрикционный слой.

Для реализации избирательного переноса в смазочные масла добавляют металлоплакирующие присадки, что приводит к снижению интенсивности изнашивания и повышению надежности и долговечности трущихся узлов машин и механизмов. Использование металлоплакирующих смазок позволяет повысить долговечность узлов трения (в 2-3 раза), снизить потери на трение (на 30-200%) и

тем самым повысить КПД машин и оборудования, уменьшить расход смазочных материалов (в 2-3 раза), увеличить период между смазочными работами (до 3-х раз). Металлоплакирующие присадки начинают применять также для повышения эффективности процессов механической обработки металлов.

Черкесов В.Н. в своей работе [1] в результате теоретических и экспериментальных исследований подтвердил возникновение избирательного переноса при деформирующем протягивании. На поверхностях втулок образовывалась металлоплакирующая медьсодержащая пленка толщиной до 1 мкм.

Теоретически и экспериментально установлено влияние металлоплакирующей смазки на снижение коэффициента трения и усиление протягивания. Усиление протягивания в некоторых случаях снижалось до 20% для толсто-стенных втулок из стали 45 с натягами 0,1; 0,2; 0,3; 0,4 мм.

Значение шероховатости поверхности отверстия, обработанного в условиях ИП, на 10-20% меньше шероховатости поверхности, полученной в условиях граничной смазки.

В статье Щедрин А.В. [2] для определения влияния концентрации металлоплакирующей присадки «Валена» на характеристики метода комбинированной обработки (волочения) инструментов с регулярной микрогеометрией поверхности в качестве экспериментальных образцов использовались цилиндрические штоки из углеродистой стали Ст3 (HB=1430МПа) номинальной длиной 150 мм. В качестве обрабатываемого инструмента использовали деформирующую фильеру из стали 9ХС (60 HRC). В качестве технологической смазки применяли минеральное масло марки И-40, в которое добавляли присадку «Валена». Концентрация присадки к объему составляла соответственно 25, 10, 5 и 0%. Скорость волочения около 1 м/мин, номинальная абсолютная деформация *in* варьировалась в диапазоне 0,1 – 0,5 мм.

В результате было выявлено, что при концентрации 25 и 10% присадки полностью исключается адгезионное наростообразование обрабатываемого материала. С уве-

личением концентрации присадки от 0 до 10% качество обработки по параметру шероховатости поверхности увеличивается более чем в 2 раза. При фактической абсолютной деформации больше 1,5 наиболее эффективна концентрация присадки 25%.

Однако, процессы резания в среде СОТС с присадкой «Валена» не были изучены.

#### ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ МИКРОГЕОМЕТРИИ ПОВЕРХНОСТИ ОТ ОСНОВНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ ПРОЦЕССОВ РЕЗАНИЯ И ВЫГЛАЖИВАНИЯ

На основании вышеизложенного, целью настоящего исследования является экспериментальные исследования зависимости шероховатости обработанной поверхности от основных технологических факторов процесса резания и выглаживания сменными многогранными пластинами в условиях применения СОТС с наноразмерными антифрикционными частицами.

В качестве объектов для проведения исследования были использованы детали типа вал (диаметром 30 - 85 мм, длиной 65 -100 мм) Исследованию подвергалась наружная цилиндрическая поверхность, имеющая и не имеющая кольцевые канавки для выхода и входа инструмента в контакт с обрабатываемой поверхностью. В ходе исследования кольцевые канавки служили границей различных условий обработки. При исследованиях использовались образцы, выполненные из конструкционной стали 45 и легированной подшипниковой стали нового поколения 75ХГСФ.

Экспериментальные исследования процессов выглаживания проводились инструментом, обеспечивающим жесткую схему обработки [3]. В качестве инструмента были использованы сменные многогранные пластины для токарной обработки стандартных типоразмеров фирмы *Sandvik Coromant* геометрии *SNGN 120712*, позволяющие осуществлять различные способы воздействия на обрабатываемую деталь: резание, пластическое деформирование и их совмещение. Пластины данной геометрии и типоразмера были отобраны в исполнении из четырех материалов: 650, 670, 1690, 6190 (по классификации фирмы производителя).

Для осуществления процесса выглаживания, токарный резец, оснащенный СМП, поворачивают относительно оси (Рис. 1) в направлении вращения детали на угол, равный заднему углу резца, а затем приподнимают вершину резца относительно оси обрабатываемой заготовки. При этом пластина контактирует с деталью цилиндрической поверхностью, образованной при сопряжении ее задних поверхностей и имеющей радиус, равный радиусу при вершине.

В полученном взаимном положении инструмента и заготовки, возможен поворот СМП относительно трех взаимно перпендикулярных осей, что будет оказывать существенное влияние на протекание процесса пластического деформирования. Для проведения экспериментальных исследований было спроектировано и изготовлено оригинальное приспособление. (рис.1).



Рис. 1. Технологическое приспособление для выглаживания деталей сменными многогранными пластинами

В измерениях исследуемых параметров применялись: профилограф-профилометр *Mahr MarSurf M 300*, твердомер ТП-2 "Виккерс", координатно-измерительная машина *DKM 1-300DP*, штангенциркуль, калибр-скоба.

Шероховатость образцов для выглаживания, достигнутая при предварительной обработке резанием, приблизительно была одинакова и равнялась  $Ra = 1,75$  мкм.

Оценка экспериментальных результатов исследований осуществлялась при соблюдении условия нормальности распределения экспериментальных данных с помощью выражений математической статистики.

В качестве технологической среды применялась СОТС, состоящая из масла индустриального И-40 с добавлением определенного процента металлоплакирующей присадки «Валена».

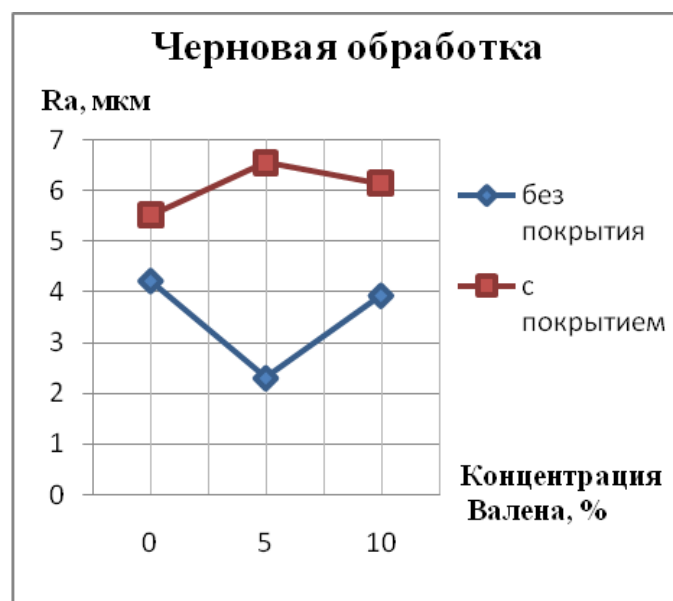


Рис. 2. Зависимость шероховатости обработанной поверхности от концентрации «Валены» в СОТС при черновом резании

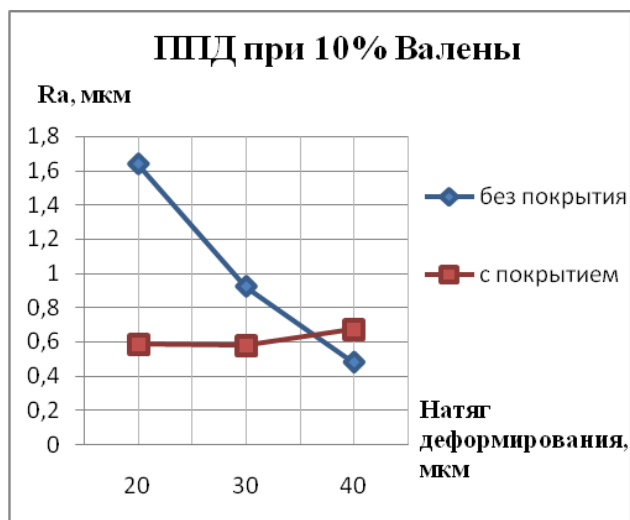


Рис. 3. Зависимость шероховатости обработанной поверхности от концентрации «Валены» в СОТС при черновом резании

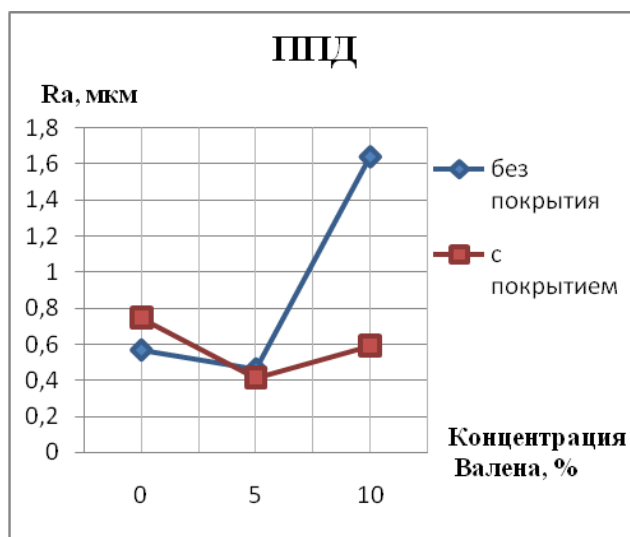


Рис. 4. Зависимость шероховатости обработанной поверхности от концентрации «Валены» в СОТС при выглаживании

Анализ графических зависимостей показывает, что при черновой обработке пластинами без покрытия с увеличением концентрации Валены от 0% до 5% качество обработки по параметру шероховатости поверхности улучшается более чем в 2 раза, при дальнейшем увеличении концентрации происходит ухудшение качества обработанной поверхности. При применении пластин с покрытием при черновой обработке (при больших значениях величины снимаемого слоя) применение присадки не дает

положительного эффекта. Это объясняется тем, что покрытие мешает образованию сервовитой пленки на обрабатываемой поверхности и реализации избирательного переноса.

Рис. 5. Зависимость шероховатости поверхности от натяга выглаживания при концентрации «Валены» 10%

При чистовой обработке как при применении пластин с покрытием, так и без покрытия при увеличении концентрации присадки качество обработки по параметру шероховатости поверхности улучшается более чем в 1,5- 2 раза.

При выглаживании (применение 10% концентрации «Валены») по мере увеличении натяга улучшается качество обрабатываемой поверхности.

Снижение силы резания при черновой обработке составляет 3-5%, при чистовой обработке — около 15% при увеличении концентрации «Валены» до 10%. Это объясняется тем, что большая часть энергии при черновой обработке тратится на обеспечение процесса стружкообразования. Изменения энергетики процесса выглаживания при данных условиях эксперимента не выявлены.

При повышении скоростей резания СОТС на масляной основе применять не рекомендуется из-за процессов подгорания и интенсивного дымообразования.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ (ВЫВОДЫ)

1. Применение 5% концентрации присадки «Валена» при черновом резании пластинами без покрытия, и чистовом резании как пластинами с покрытием, так и без него позволяет повысить качество обработанной поверхности по параметру микрогеометрии в 1,5-2 раза;

2. При выглаживании применение 10% концентрации «Валены» и увеличение натяга пластического деформирования также улучшает качество обрабатываемой поверхности по параметрам микрогеометрии.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Черкесов В.Н. Повышение эффективности деформирующего протягивания за счет регулирования процесса избирательного переноса: дис. ... канд. техн. Наук. – Москва, 1997. – 123 с.

2. Щедрин А.В. Повышение качества и производительности методов комбинированной обработки инструментом с регулярной микрогеометрией поверхности на основе применения металлоплакирующих смазок / А.В. Щедрин, С.А. Гаврилов, В.В. Ерохин, А.И. Бирюков // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2011. – № 8. – С. 21-25.

3. Кузнецов В.А. Многокритериальная оптимизация режимов обработки и способов установки инструмента при выглаживании наружных цилиндрических поверхностей сменными многогранными пластинами / В.А. Кузнецов, А.В. Смирнов, Э.Н. Беженарь // Вестник машиностроения. – 2014. – № 9. – С. 65-67.

# Research of the Cutting Processes and Plastic Deformation in the SOTS System Nano-Antifriction Particles

Kuznetsov V.A., Korovin A.V.  
Moscow Polytechnic University  
Moscow, Russia  
[tocha512@gmail.com](mailto:tocha512@gmail.com)

Shedrin A.V.  
Bauman Moscow State Technical University  
Moscow, Russia  
[rensi@mail.ru](mailto:rensi@mail.ru)

**Abstract.** The research included experimental pattern in forming of microgeometry within cutting and smoothing details with interchangeable multifaceted plates. Optimum concentrations of the Valen additive with nano-sized anti-friction particles were determined to obtain the minimum height of the microgeometry on the treated surface of the part.

**Keywords:** lubricating-cooling technological means, nanosize anti-friction particles, Valena additive, energy efficiency, competitiveness, cutting, surface plastic deformation.

# Информативность измерений для управления качеством автодеталей

Сафаров Д.Т., Касьянов С.В., Кондрашов А.Г.  
Набережночелнинский институт (филиал) К(П)ФУ  
Набережные Челны, Российская федерация  
[safarov-dt@mail.ru](mailto:safarov-dt@mail.ru)

**Аннотация.** Конечным результатом применения многих современных методик управления качеством является выработка корректирующих мероприятий в виде общих рекомендаций по вмешательству в процесс, не содержащих конкретное их содержание. В результате проведенных исследований предложены критерии, позволяющие оценить их результативности и эффективность анализа измерительной информации. Только ради оценки стабильности процесса по одному показателю, стандарт рекомендует провести более тысячи измерений, что никак не может быть рекомендовано для действующего производства при сегодняшнем уровне автоматизации измерений и регистрации данных. В результате установлен факт чрезвычайно низкой эффективности методов статистического управления показателями качества, корреляционного анализа и других часто применяемых методик, требующий выработки содержания корректирующих мероприятий в результате выполнения дополнительных инженерных процедур.

Разработаны положения такой методики, которая позволила бы значительно улучшить результативность применения методики в операциях формообразования на металлорежущих станках. Ее основой является углубленная идентификация условий выполнения процесса, а именно:

- выработка такой системы показателей, наличие информации по которой давало информацию о фактическом состоянии и процессе технологической системы, в котором показатель формируется.
- прослеживание измеряемых показателей точности до операции, в процессе обработки и после.

Результативность и эффективность управления на основе предложенной методики по сравнению со статистическими методиками повышается в 3..6 раз. Методика апробирована в заводских условиях на ряде предприятий – поставщиков автокомпонентов ПАО КАМАЗ.

**Ключевые слова:** информативность измерений, геометрические показатели, отклонение показателя точности, улучшение, корректирующие действия, управление качеством.

## ВВЕДЕНИЕ

Отечественные машиностроительные заводы многие десятилетия были обязаны обеспечивать заданное качество изделий, для чего преимущественно использовался альтернативный контроль. Чтобы сдать продукцию безличному потребителю было достаточно рассортировать ее на годную и негодную. Для контроля деталей широко применялись калибры или ручные средства. Но информации о значениях показателей качества такой контроль не давал.

Внедрение СМК по требованиям ISO/TS 16949-09 означает обязательное регулирование значений наиболее важных (ключевых) показателей качества [1].

Для этого потребовалось максимально объективно определить значения отклонения, от идеального значения так что приходится периодически подтверждать приемлемость измерительных процессов статистическими моделями. Чтобы уменьшить значительное отклонения показателя с первого раза, вначале нужно заранее определить хотя бы наиболее значимые факторы (ключевые контрольные характеристики). Эта задача решена в [2]. Но на какие именно контрольные характеристики надо воздействовать и в какой степени, можно только зная вклад каждой из них в измеренное мгновенное отклонение показателя от заданного идеального значения.

## РЕЗУЛЬТАТИВНОСТЬ МЕТОДИК ПОЛУЧЕНИЯ ИНФОРМАЦИИ ДЛЯ УЛУЧШЕНИЯ КАЧЕСТВА

Стандарт [1] определяет результативность как «степень выполнения запланированной деятельности и достижения запланированных результатов». Чтобы применить это определение к методам получения данных, рассмотрим содержание законченного цикла улучшения процесса на рабочем месте. Укрупнено его можно представить состоящим из 3-х стадий: получение и первичная обработка данных, анализ и планирование действий по улучшению, и собственно коррекция процесса (рис. 1). Здесь мы проанализируем показатели только первых двух стадий.

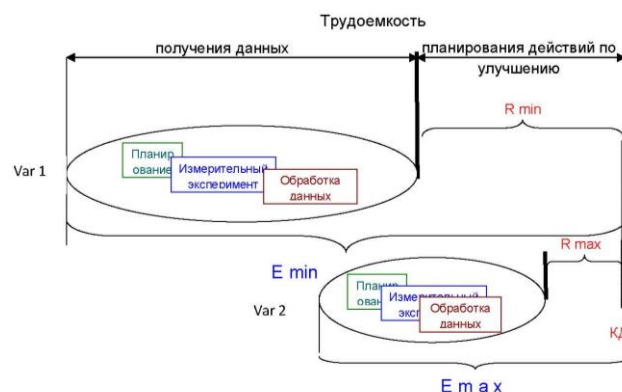


Рис. 1 Схема показателей результативности и эффективности методик получения информации для улучшения качества

Возьмем в качестве примера измерение показателей качества продукции для формальной оценки стабильности и настроенности технологической системы в целом [3, 4]. Этот подход является сегодня весьма распространенным в менеджменте качества и скорее всего сохранит достаточно широкое применение в будущем. В [3 с.7] даются комментарии по рекомендуемому количеству измерений для



составления карт Шухарта: «обычно 25 или более подгрупп, содержащие 100 или более индивидуальных значений, дают хороший результат при проверке на стабильность и если она есть, хорошую оценку настройки и разброса процесса». Таким образом, только ради оценки стабильности процесса по одному показателю, стандарт рекомендует провести более тысячи измерений, что никак не может быть рекомендовано для действующего производства при сегодняшнем уровне автоматизации измерений и регистрации данных. Здесь уже на нормативном уровне заложена повышенная трудоемкость процедур сбора информации, а следовательно и низкая эффективность. Моделированию, обеспечению точности и выявлению причин отклонений показателей качества деталей машин на разных этапах жизненного цикла продукции посвящено множество публикаций, например [5-9], но они практически не оценивают трудоемкость применения методик, а следовательно затруднительно определить результативность их применения в действующем производстве.

Но, как показано в [10-13], если не знать заранее хотя бы основные причины ключевых отклонений, то после проведения стандартной процедуры их еще придется угадывать. Ведь стандарт не конкретизирует набор регистрируемых условий измерений. Излишние затраты времени у потребителя – это низкая результативность метода.

Показателем эффективности методики получения данных напрашивается принять величину трудоемкости ее реализации. Она будет зависеть от содержания процедуры измерения, а также от объема и степени автоматизации расчетов при обработке данных. Но целесообразнее принять за эффективность суммарную трудоемкость процессов получения информации и планирования корректирующих действий, т.е. включить в него и показатель результативности (рис. 1). При этом результативность информации, полученной в результате расчета статистических характеристик отдельных, субъективно выбранных отклонений продукции индивидуальна для каждого случая, и во многом зависит от уровня квалификации специалиста, который в одиночку может далеко не всегда определить и ранжировать причины выявленной нестабильности. В спорных случаях могут потребоваться дополнительные опыты, а к анализу причин отклонений придется привлекать конструкторов, технологов, наладчиков, метрологов. Оперативного проведения улучшений однозначно не получается. Излишние затраты времени у потребителя – это низкая результативность метода.

На рабочем месте квалифицированный станочник-универсал в одиночку обеспечивает требуемую настроенность процесса выполнения производственного задания. При сдельной оплате труда сам рабочий заинтересован в том, чтобы управляющие действия были как можно менее трудоемкими. Он систематизировал заранее на основе своего опыта достаточное количество факторов, вызывающих отклонения в технологической системе. Он обеспечивает требуемые условия при наладке системы. Он выбирает периодичность измерений, а при необходимости проводит заранее известный ему набор предупреждающих действий. За счет этого он с уверенностью не только гарантирует стабильное качество продукции, но и прогно-

зирует его значение. Но при этом он не регистрирует данные, поскольку все управление сконцентрировано в его руках, а не передано сторонним лицам. Управление реализует только через действия рабочего. Результативность и эффективность очень высокая. К сожалению эти действия не задокументированы. Поэтому оба эти варианта не соответствуют [1]. При очевидных преимуществах по оперативности и экономичности коррекции этот подход не может подтвердить управляемость процесса.

#### ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ОЦЕНКА РЕЗУЛЬТАТИВНОСТИ СТАТИСТИЧЕСКИХ МЕТОДОВ

Был выполнен эксперимент по сравнительной результативности и эффективности наиболее широко распространенных методов получения информации. В качестве примеров выбраны процедуры применения при отладке серийного производства вероятностного анализа, контрольных карт, регрессионного анализа, корреляционного анализа для получения данных о состоянии технологической системы формообразования по точности. В двух операциях обработки гильзы цилиндра двигателя внутреннего сгорания. В них обрабатываются наружные и внутренние поверхности. Измерялись шесть показателей точности в двух осевых сечениях а на второй - диаметральные размеры, их отклонения от круглости, а также биение).

Объем проведенных измерений – 30 деталей. Измерения проводили контролеры согласно утвержденной технологической документации с применением соответствующих средств измерений. Данные с бланков вносились технологом в действующую на заводе программу обработки данных. Все процедуры подготовки, сбора информации обработки данных были формализованы. В отдельных случаях длительность процедур была зафиксирована хронометражем с участием работников службы нормирования. Данные по трудоемкости планирования корректирующих действий получены экспертно.

В результате обработки данных вероятностного анализа оказалось, что ни по одному показателю причина значительного смещения центров группирования среднеарифметического значения показателя относительно его идеального значения и недостаточно высоких значений индексов пригодности процесса не выявлена.

В результате применения контрольных карт выводы вероятностного анализа в целом подтвердились. При этом по каждому отдельному показателю контрольные карты дают уникальную комбинацию «особых причин изменчивости». Но и в этом случае результаты напрямую применить для планирования улучшений на практике нельзя.

В дополнение к контрольным картам для оценки значимости одного из систематических факторов – размерного износа инструмента – полученные данные значений размера были аппроксимированы уравнением линейной регрессии. Оказалось, что приращение износа не вносит решающего вклада в отклонение размера в объеме выборки. Это единственный конкретный результат анализа.

В ходе корреляционного анализа наследственности рассчитаны коэффициенты корреляции. Они были вычислены для всех пар показателей точности до и после обработки. Наличие тесных связей проявилось в обоих сечениях только между отклонениями от круглости до и после обработки. Следовательно для улучшения отклонения от

круглости можно рекомендовать уменьшить некруглость литой заготовки. Это еще один конкретный результат применения методик. Однако и он еще не проясняет, как скажется это корректирующее действие на остальных показателях, улучшит ли индекс их пригодности.

Оказалось, что результативность методик (трудоемкость планирования корректирующих действий) для полного набора показателей по всем методикам составляет более 2-х человеко-часов (рис. 2) почти полностью она зависит от квалификации задействованных специалистов. Наиболее длительное планирование требуется после вероятностного анализа, а самым результативным оказался корреляционный анализ наследственности.

### ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ОЦЕНКА МЕТОДА УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ ПО ДИАГНОСТИЧЕСКИМ СОСТАВЛЯЮЩИМ

Для объективного сравнения результативности и эффективности новой методики с предварительной идентификацией условий процесса [10] эксперимент реализован все на том же примере и тех же производственных условиях, что и анализ статистических методов. Он заключается в обработке 2-х заготовок, выполненной в середине цикла подналадки инструмента. Обязательным условием идентификации является регистрация координат положения детали в технологической системе.

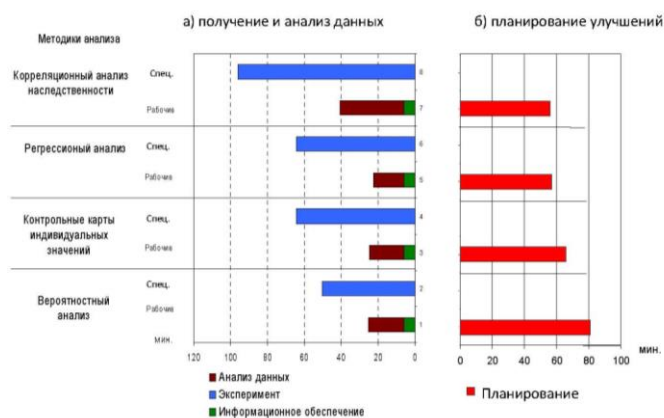


Рис. 2 Трудоемкость получения данных и планирование улучшений в переходе растачивания гильзы цилиндра с использованием статистических методов

На необрабатываемых элементах двух заготовок, взятых из экспериментальной выборки разместили систему координат, выполнили измерения в намеченных точках до и после обработки и зафиксировали координаты базирования каждой из заготовок в технологической системе. Для идентификации по всем шести показателям потребовалось провести на одной детали в 96 координатных точках (192 измерения на один полный комплект заготовок).

На первом шаге анализа данных измерений, установлено, что критическими показателями точности продукции являются отклонения от круглости вала и втулки, а также биения.

На втором шаге выявлены лимитирующие диагностические составляющие этих отклонений. В отклонение биения наибольший вклад вносит несоосность осей расточ-

ной борштанги и патрона. Она составляет 0,8 отклонения и должна быть устранена.

На третьем шаге – установлен вектор необходимого смещения оси патрона относительно шпинделя. Таким образом, уже в ходе анализа запланировано конкретное корректирующее действие.

Отклонение наследуемого профиля втулки составляет 0,4 от допустимого отклонения биения. Следует признать этот вклад значимым, и по возможности повысить жесткость инструментальной оснастки, изменив ее конструкцию.

Апробация методики в заводских условиях доказала, что при условии тщательной подготовки диагностического эксперимента результативность и эффективность ее значительно выше, чем у стандартизованных методик (табл. 1).

Проведение экспериментальной части менее трудоемкое, чем даже при проведении статистического анализа. Обработка данных также чуть менее емкая, за счет того, что приходится вводить меньшее количество данных измерений. Но главное преимущество дает алгоритмизация анализа данных при заранее определенных факторах: этап планирования корректирующего действия намного короче, чем во всех рассмотренных ранее методиках. При автоматизации процесса измерений, с занесением данных непосредственно в компьютер эффективность этой методики будет значительно повышена. Методика пригодна для применения в любых способах формообразования на любых моделях станков, однако наиболее эффективна на операциях шлифования, растачивания, агрегатных, токарных многошпиндельных при обработке по 6-8 качеству точности ISO.

Таблица 1

Итоговые данные трудоемкости диагностического эксперимента в переходе растачивания гильзы цилиндра

Этап	Трудоемкость, чел-мин.	
	ИТР	ИТР
Экспериментальная часть	9,14	41,33
Анализ данных	4,14	
Планирование содержания КД	6,04	
Итого по единичному эксперименту	19,32	41,33
<b>ВСЕГО:</b>		<b>60,65</b>

Таким образом, для результативного управления методикой измерения необходимо увязать с технологическими факторами производственных операций. В данной работе решение этой задачи предложено для исключительно развитой системы показателей точности деталей. Технология формообразования включает множество разнообразных способов обработки с применением широкой номенклатуры оснастки.

Поставленная задача решена в общем виде, и охватывает весь комплекс факторов отклонений.

### ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ

Процесс собственно формообразования элемента детали на станке представлен как взаимодействие модулей 2-х

полюсной технологической системы (рис. 3 б). Один полюс – точка (линия) мгновенного контакта формообразующего элемента с участком обработанной поверхности заготовки, а второй (условный) – точка мгновенного положения базы движения резания, например, относительно оси вращения заготовки. Если оба полюса будут находиться строго в заданных расчетных точках технологической системы координат, результатом будет идеальная по точности простейшая составляющая элемента детали. Элемент в целом формируется по мере последовательного приращения элементарных бесконечно малых участков взаимодействия заготовки с формообразующим элементом инструмента (рис. 3 а). В этой совокупности присоединенных друг к другу элементарных участков становится полностью прозрачным набор факторов, влияющих на шероховатость поверхности, волнистость, отклонения профиля и размера поверхности элемента детали.

Однако, процесс формообразования, взятый сам по себе, еще не дает представления о полном комплексе показателей точности. Его нужно встроить в более общую операционную технологическую систему.

Для этого нужно распознать вклад:

- показателей точности обрабатываемой заготовки;
- погрешность ее базирования в приспособлении,
- погрешности базовых элементов деталей станка и оснастки;
- погрешности наладки.

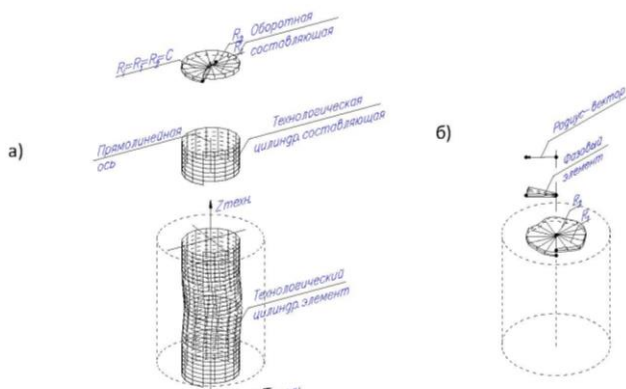


Рис. 3 Схематизация отклонений показателей точности на примере выполнения перехода растачивания отверстия гильзы цилиндра

Только тогда появится возможность упорядочить составляющие отклонений относительного расположения поверхностей детали. Для решения этой задачи потребовалось вначале упорядочить весь набор процессов жизненного цикла модулей технологической системы, в которых могут возникать отдельные их составляющие (пример представления модулей на рис. 4).

Каждый фактор отклонений по-своему проявится в отдельной точке технологической системы. Измерения отклонений проводятся в координатах другой системы – измерительной. А готовая деталь будет работать в третьей – системе координат изделия.

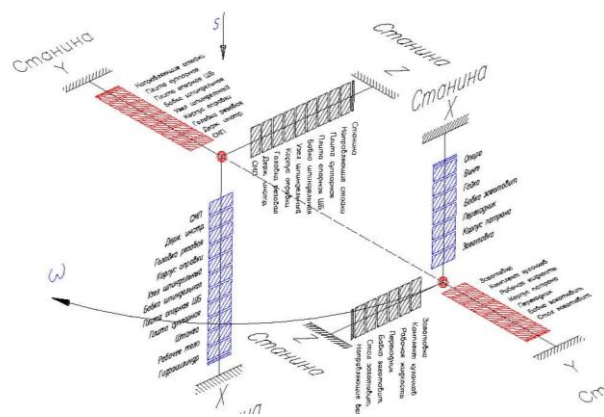


Рис. 4 Представление комплекса модулей технологической системы расточной операции для формализации отклонений показателей точности по осям X, Y, Z (S-вектор подачи,  $\omega$  – угловая скорость).

Следовательно, чтобы объективно определить реальную значимость отклонений в процессе изготовления для потребителей, нужна регистрация положения измеряемого объекта в каждой системе координат. Таким образом, внедрение СМК по требованиям ISO/TS 16949-09 означает необходимость обязательного регистрирования положения детали/заготовки в этих системах.

Структура технологических составляющих отклонения показателя точности определяется из структуры операции, состава технологической системы при условии регистрации положения заготовки в технологической системе координат. Авторами предложена методика моделирования иерархической структуры процессов выполнения единичной операции, и отдельного производственного задания, а на этой основе - иерархическая структура технологических составляющих для всех заданных показателей точности [14]. Получены патенты на способы измерений, в основе которых правила выделения диагностических составляющих [15, 16]. Разработаны полезные модели диагностических комплексов [17, 18].

Упорядочена длительность цикла действия каждой составляющей и разработано семейство математических моделей для расчета мгновенных значений каждой составляющей отклонения показателя точности в разных точках обработанной поверхности.

На основе этих разработок сформулирована методология диагностических измерений показателей точности. В отличие от традиционного статистического управления, которое заключается в определении общей изменчивости процесса через вероятностные характеристики, в данной работе измерения планируется выполнять в строго определенных точках обработанной поверхности. При этом перед началом обработки предусмотрено фиксирование координаты положения заготовки в технологической системе. Математическая обработка позволяет с достаточной степенью точности определить вклад каждого из трех-пяти отдельных факторов в суммарную величину измеренного отклонения.

В ряде случаев стало возможным планировать корректирующие действия автоматически. Результативность и эффективность управления повышается в 3..6 раз. Мето-

дика апробирована в заводских условиях на ряде предприятий – поставщиков автокомпонентов.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Экспериментально доказано, что результативность методики получения данных определяется не объемом и не частотой проведенных измерений, а тем, насколько глубоко проведена первичная идентификация условий выполнения процесса, то есть структурирован состав технологической системы и выявлены циклы формирования отдельных диагностических составляющих интегрального отклонения.

Методика, построенная на принципе углубленной идентификации и прослеживания факторов процесса, не только выявляет наличие факторов отклонений, но переводит их в прогнозируемые. Однако, для этого специалист должен быть обеспечен базой данных, содержащей набор факторов, действующих на всех этапах подготовки и реализации процесса формообразования.

Таким образом экспериментально подтверждено, что тщательная подготовка информации о факторах, вызывающих появление технологических составляющих измеряемых отклонения, позволяет минимизировать объем измерений и автоматически планировать корректирующие мероприятия.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. ГОСТ Р ИСО 16949-09 Системы менеджмента качества. Особые требования по применению ИСО 9001-2008 для организаций-производителей серийных и запасных частей для автомобильной промышленности / Москва, Издательство стандартов 63 с.
2. ГОСТ Р 51814.5-2005 Анализ измерительных и контрольных процессов. / Москва, Издательство стандартов 63 с.
3. ГОСТ Р 50779.42-99 (ИСО 8258-91) Статистические методы. Контрольные карты Шухарта / Москва, Издательство стандартов 45 с.
4. ГОСТ Р 51814.3-2001 Системы качества в автомобилестроении. Методы статистического управления процессами. / Москва, Издательство стандартов 35 с.
5. Аникеева О.В. Автоматизация диагностирования и прогнозирования состояния металлорежущих станков на промышленных предприятиях / Аникеева О.В., Афонин А.Н., Ивахненко А.Г. Известия // Юго-Западного государственного университета. 2012. № 1-1 (40). С. 103-107.
6. Anikeeva O., Ivakhnenko A., Zhirkov A. Parametric reliability assurance for machine-tools *Procedia Engineering*. 2016. T. 150. С. 712-716.
7. Бобырь М.В. Автоматизированная система компенсаций биений на оборудовании с ЧПУ / Бобырь М.В., Титов В.С., Червяков Л.М., Глобин П.В. // Промышленные АСУ и контроллеры. 2011. № 11. С. 1-5.

8. Balabanov, I.P., Balabanova, O.N., Groshev, A.V. Formation of initial data of the workpiece batch in simulation modelling precision forming IOP Conference Series: Materials Science and Engineering Volume 86, Issue 1, 26 June 2015

9. Khusainov, R.M., Belov, S.F., Chukhontseva, O.V. Diagnosis of CNC machine tools in terms of circular interpolation's accuracy figure IOP Conference Series: Materials Science and Engineering Volume 69, Issue 1, 2014

10. Касьянов С.В. Диагностирование технического состояния оборудования и оснастки по показателям технологической точности / Касьянов С.В., Сафаров Д.Т. // Автомобильная промышленность, №5, 2004 г. с. 24-28

11. Сафаров Д.Т. Закономерности формирования отклонений показателей качества в технологических операциях обработки деталей штамповой оснастки / Сафаров Д.Т., Балабанов И.П., Касьянов С.В. // Кузнечно-штамповое производство – Обработка металлов давлением № 8 2009 г. – с. 3-9

12. Кондрашов А.Г. Диагностические измерения геометрических параметров пространственно-сложных деталей автокомпонентов однокоординатным высотометром / Кондрашов А.Г., Касьянов С.В., Сафаров Д.Т., Кузнецова А.В. // Контроль. Диагностика. № 8 2013 г. с. 60-64

13. Касьянов С.В., Биктимирова Г.Ф. Технологический переход как ключевой процесс управления качеством продукции в соответствии с ISO/TS 16949-09 – «Автомобильная промышленность», 2014 №3 – с. 27-29

14. Сафаров Д.Т. Разработка метода управления качеством процессов формообразования деталей машин по диагностическим составляющим показателей точности продукции: дис. канд. техн. наук. – Москва, 2006 год. – стр. 224

15. Касьянов С.В., Сафаров Д.Т., Кондрашов А.Г. Способ диагностирования относительного положения и жесткости инструментальной оснастки в расточных операциях по показателям точности обработанных деталей Патент РФ на изобретение № 2496611, бюллетень №30

16. Кондрашов А.Г., Касьянов С.В., Сафаров Д.Т., Миннеханова Т.А., Кузнецова А.В. Способ измерения координат центра и радиуса цилиндрических участков деталей Патент РФ №2581384, бюллетень № 11

17. Касьянов С.В., Сафаров Д.Т., Кондрашов А.Г. Автоматизированный комплекс для диагностики токарной технологической системы по показателям точности обрабатываемых деталей Патент РФ на полезную модель № 133040, бюллетень №28.

18. Касьянов С.В., Сафаров Д.Т., Кондрашов А.Г. Комплекс для диагностики токарной технологической системы по показателям точности обрабатываемых деталей Патент РФ на полезную модель № 133039 бюллетень № 28

# Informative Value of Measurements for Quality Management of Auto Parts

S. V. Kasyanov, D. T. Safarov, A.G Kondrashov  
Naberezhnye Chelny Institute (branch) of Kazan Federal University  
Naberezhnye Chelny  
safarov-dt@mail.ru

*Abstract.* The end result of applying many modern methods of quality management is the development of corrective actions in the form of general recommendations for intervention in the process that do not contain specific content. As a result of the conducted researches, criteria are proposed that allow to evaluate their effectiveness and effectiveness of the analysis of the measuring information. Only for the sake of assessing the stability of the process by one measure, the standard recommends conducting more than a thousand measurements, which in no way can be recommended for the current production at today's level of measurement automation and data recording. The provisions of such a technique have been developed that would significantly improve the effectiveness of the application of the technique in shaping operations on metal cutting machines. Its basis is an in-depth identification of the conditions of the process, namely:

- the development of such a system of indicators, the availability of information on which gave information about the actual state and process of the technological system in which the indicator is formed.

- trace the measured accuracy before the operation, during processing and after.

Effectiveness and efficiency of management based on the proposed methodology in comparison with statistical methods is increased by 3..6 times. The procedure was tested in factory conditions at a number of enterprises - suppliers of automotive components PAO KamAZ.

*Keywords:* informative value of measurements, control effectiveness, geometric indices, deviation of accuracy index, improvement, corrective actions, quality management.

# Моделирование и прогнозирование адгезии покрытий, нанесенных проволочным инструментом, при помощи нейронных сетей

Зотов А.В., Расторгуев Д.А., Драчев О.И.  
Тольяттинский государственный университет  
Тольятти, Российская Федерация  
[A.Zotov@tltsu.ru](mailto:A.Zotov@tltsu.ru), [Rast.D@tltsu.ru](mailto:Rast.D@tltsu.ru)

**Аннотация.** В статье рассмотрен вопрос формирования адгезионных связей при нанесении покрытий на изделия машиностроения методом плакирования гибким инструментом. Представлены основные положения математической модели определения адгезии наносимых покрытий через коэффициент относительной прочности сцепления частиц материала покрытия с обрабатываемым изделием, температуру контакта частицы с основой во время их взаимодействия и энергию термической активации поверхности в результате протекания химической реакции с учетом энергии механической активации. Приведены данные моделирования коэффициента относительной прочности сцепления при варьировании окружной скорости инструмента, диаметра и длины изгибающейся части проволочек, из которых собран гибкий инструмент. Рассматривается моделирование зависимости коэффициента относительной прочности как задача аппроксимации при помощи искусственных нейронных сетей. Входными данными являются технологические и конструктивные параметры плакирования. Для этого используется двухслойная сеть прямого распространения с выходным линейным сигналом. Для задачи разбиения входных параметров по областям допустимых или недопустимых с точки зрения обеспечения заданного коэффициента относительной прочности используется аналогичная нейронная сеть с выходным слоем из нейрона с логистической функцией активации. Использование двух подходов дает возможность ускорения проектирования операции плакирования при повышении надежности принимаемых решений.

**Ключевые слова:** плакирование, проволочный инструмент, гибкий инструмент, адгезия, нейронная сеть, классификация.

## ВВЕДЕНИЕ

Развитие технологического комплекса невозможно без внедрения новых прогрессивных технологий, которые бы были экономически выгодными, отвечали современным требованиям по экологической безопасности и не требовали обязательного использования дорогостоящего технологического оборудования. В современном производстве нанесение покрытий на изделия машиностроения является одним из основных способов повышения эксплуатационных характеристик готового продукта.

Одним из новых способов нанесения покрытий, отвечающего всем ранее перечисленным требованиям, является плакирование гибким инструментом. В качестве гибкого инструмента используется дисковая проволочная щетка, посредством которой происходит схватывание и перенос материала покрытия на обрабатываемую поверхность, очищенную этой же щеткой от окислов и загрязнений.

Эффективность данной технологии нанесения покрытий подтверждают многообразие ее применения [1-6].

## АКТУАЛЬНОСТЬ

Возможность назначения оптимальных режимов плакирования гибким инструментом позволит повысить качество формируемых покрытий. Одним из основных показателей качества при нанесении покрытия является его адгезия к обрабатываемому материалу.

В настоящее время одни из основных направлений исследований направлены на оценку методов формирования структуры плакированных слоев и влияния режимов плакирования на качество сцепления наносимого материала покрытия [1, 6-10].

Выявлено, что механизм формирования покрытий представлен в виде трех последовательно протекающих стадий: сближения материалов на величину параметров решетки для образования физического контакта между ними; активацию контактирующих поверхностей и химического взаимодействия материалов на границе раздела фаз и объемного взаимодействия, обусловленного диффузионным массопереносом на границе раздела.

В настоящий момент все еще нет единого критерия определения качества сцепления материалов покрытия и основы.

## МОДЕЛИРОВАНИЕ АДГЕЗИОННЫХ ПРОЦЕССОВ

Модель определения адгезии наносимых покрытий основывается на положениях работы [6] и теории топохимических реакций [11]. В основе модели лежит алгоритм определения относительной прочности сцепления частиц материала покрытия с обрабатываемым изделием в результате протекания химической реакции с учетом энергии механической активации.

За индикатор примем коэффициент относительной прочности сцепления частиц в результате протекания химической реакции в контакте с учетом энергии механической активации [6, 11]:

$$K_{cm} = 1 - \exp \left[ -vt_o / \left( K_{em} \cdot \exp \left( \frac{E_a}{k_b \theta_k} \right) \right) \right] \geq 0,7, \quad (1)$$

где  $\nu$  – частота собственных колебаний атомов,  $c^{-1}$ ;  $t_o$  – время физико-химического взаимодействия частицы с основой, мин;  $K_{em}$  – коэффициент механической активации;  $E_a$  – энергия термической активации, Дж;  $k_b$  – постоянная Больцмана;  $\theta_k$  – температура контакта, измеренная по абсолютной шкале, К.

Величину коэффициента определяем по гарантированному прочному сцеплению происходящего в результате термически активируемого процесса химического взаимодействия материалов основы и частицы в контакте. Достижение и поддержание температуры химического взаимодействия обеспечивает заполнение не менее 70 % контактной поверхности очагами схватывания и тем самым достигается требуемый уровень энергии активации процесса [6].

Температуру контакта частицы с основой во время их взаимодействия определим по зависимости [6]:

$$\theta_k = \theta_o + \frac{K_{ct} [n_c \theta_{pl} - \theta_o]}{K_L \cdot \frac{e^{-\alpha^2}}{\alpha}}, \quad (2)$$

где  $\theta_o$  – температура основы, °C;  $K_{ct}$  – критерий тепловой активности материала покрытия по отношению к материалу основы;  $n_c$  – коэффициент остывания материала покрытия при переносе его к изделию;  $\theta_{pl}$  – температура плавления материала покрытия, °C;  $K_L$  – критерий, оценивающий теплоту плавления  $L$  материала покрытия;  $\alpha$  – коэффициент, оценивающий взаимосвязь критериев тепловой активности и теплоты плавления.

При определении температуры основы, учтем неравномерность распределения расстояния между пятнами контакта гибких элементов с поверхностью при скольжении, а из-за соотношения размеров пятен контакта с расстоянием между ними примем источники теплоты как точечные.

Температуру основы определяем из предположения, что средняя температура на длине зоны контакта равна средней температуре между двумя соседними пятнами контакта [12, 13]:

$$\theta_o = \frac{3 + \varphi_S}{4 \cdot \varphi_S} \cdot \theta(x, y) + \theta_{\Sigma}, \quad (3)$$

где  $\varphi_S = S/d_{p.k.}$  – безразмерная координата;  $S$  – шаг точечного источника, м;  $d_{p.k.}$  – диаметр пятна контакта, м;  $\theta(x, y)$  – температура точечного источника, °C;  $\theta_{\Sigma}$  – температура суммарного влияния всех провололок на локальную температуру точечного источника.

Основные положения модели определения температуры основы представлено в работе [12].

Энергию термической активации поверхности с основой определим аналогично процессу напыления, исходя из предположения, что при определенной температуре контакта в реакцию вступает 70 % атомов, находящихся в контакте:

$$E_a = k_b \theta_k (\ln(t_o) + 30). \quad (4)$$

Коэффициент механической активации найдем из выражения.

$$K_{em} = 1 - E_p / E_a; \quad (5)$$

$$E_p = E_{k\sigma} / (n_{a1} + n_{a2} + n_{av}),$$

где  $E_p$  – энергия механической активации, Дж;  $E_{k\sigma}$  – энергия механической активации при ударе, Дж;  $n_{a1}$ ,  $n_{a2}$ ,  $n_{av}$  – количество атомов, возбуждаемых при ударе в основе, частице и ворсе соответственно.

В табл. представлены результаты расчета коэффициента относительной прочности сцепления частиц покрытия, в качестве которого использовали брусок оловянной брон-

зы БрО6Ц6С3 при нанесении его на конструкционную сталь 40Х. В качестве параметров варьирования приняли: окружную скорость гибкого инструмента  $V_{ok}$ , диаметр провололки инструмента  $d_v$  и длину ее изгибающейся части  $l$  при скольжении вдоль зоны контакта инструмента с обрабатываемым изделием.

Все три параметра оказывают непосредственное влияние на энергию механической активации при ударе:

$$E_{k\sigma} = E_k - E_{\sigma}; \quad (6)$$

$$E_k = (m_v \cdot V_{ok}^2) / 2;$$

$$E_{\sigma} = \sigma_n \cdot \Delta S,$$

где  $E_k$  – кинетическая энергия удара, Дж;  $E_{\sigma}$  – энергия, затрачиваемая на образование новой поверхности частицы при ее деформации, Дж;  $m_v$  – масса ворсинки, кг;  $\sigma_n$  – коэффициент поверхностного натяжения материала покрытия, Дж/м<sup>2</sup>;  $\Delta S$  – изменение размеров поверхности частицы при ее раскатывании из капли условного диаметра в мазок.

Кроме этого параметры  $V_{ok}$  и  $d_v$  влияют на энергию термической активации посредством влияния на параметры мазка, деформируемой при ударе частицы, и тем самым на время физико-химического взаимодействия частицы с основой:

$$t_o = lm / V_{\tau}, \quad (7)$$

где  $lm$  – длина деформированной частицы, м;  $V_{\tau}$  – касательная составляющая скорости деформации частицы, м/с.

Таблица

Коэффициент относительной прочности сцепления

Параметры процесса лакирования при $V_{ok} = 25$ м/с		$K_{em}$	Параметры процесса лакирования при $V_{ok} = 30$ м/с		$K_{em}$
$d_v$ , мм	$l$ , мм		$d_v$ , мм	$l$ , мм	
0,18	20,0–80,0	0,645–0,780	0,18	20,0–80,0	0,663–0,878
0,22	20,0–80,0	0,637–0,742	0,22	20,0–80,0	0,651–0,816
0,26	20,0–80,0	0,632–0,717	0,26	20,0–80,0	0,644–0,776
0,3	20,0–80,0	0,629–0,700	0,3	20,0–80,0	0,639–0,749
Параметры процесса лакирования при $V_{ok} = 35$ м/с		$K_{em}$	Параметры процесса лакирования при $V_{ok} = 40$ м/с		$K_{em}$
$d_v$ , мм	$l$ , мм		$d_v$ , мм	$l$ , мм	
0,18	20,0–80,0	0,685–0,980	0,18	20,0–80,0	0,713–1,000
0,22	20,0–80,0	0,669–0,911	0,22	20,0–80,0	0,690–0,992
0,26	20,0–80,0	0,658–0,874	0,26	20,0–80,0	0,676–0,944
0,3	20,0–80,0	0,651–0,813	0,3	20,0–80,0	0,665–0,893

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ АДГЕЗИИ НАНОСИМОГО ПОКРЫТИЯ

Аналитические расчеты не обеспечивают точность при моделировании сложных технологических процессов. Для сложных процессов традиционные методы анализа и представления данных не дают точных и надежных результатов.

Для формирования нелинейных связей между технологическими и конструктивными входными параметрами и выходными характеристиками процессов широкое применение находят искусственные нейронные сети (ИНС). Для выявления внутренних связей в технологических расчетах, при прогнозировании и оптимизации различных параметров также широко применяются ИНС. Они применяются для автоматического управления, диагностики, моделирования процессов, распознавания образов. Методы ИНС актуальны для процессов, где представления о физических механизмах неполные, неопределенные.

С помощью ИНС, например, можно прогнозировать параметры деформации по входным технологическим факторам при изгибе [14], моделировать деформации с учетом тепловых процессов [15], использовать для оптимизации обработки [16] или диагностики [17, 18]. Комбинированные системы ИНС применяются для решения технологических задач [19], так в работе [20] посредством нейронных сетей решали задачу прогнозирования стойкости проволочного инструмента при плакировании.

Типовая работа с ИНС начинается с подготовки исходных данных для обучения и выбора архитектуры ИНС. Входные и выходные данные нормализуются и делятся на обучающую, тестовую и проверочную выборки.

Наиболее применяемой для аппроксимации данных является многослойная сеть прямого распространения сигнала. Эффективность ИНС определяется ошибкой согласования выхода обученной сети и данных обучения.

Предпроцессорная обработка данных включает нормализацию экспериментальных данных:

$$x_i = (X_i - X_{\min}) / (X_{\max} - X_{\min}), \quad (8)$$

где  $X_{\max}$  – максимальное значение в векторе данных;  $X_{\min}$  – минимальное значение в векторе данных;  $X_i$  – фактическое значение параметра;  $x_i$  – нормированное значение параметра. После моделирования проводится обратная нормализация данных.

По обучающей выборке в процессе обучения ИНС происходит подбор весов и смещений нейронов. Подтверждающая выборка используется для исключения переобучения сети. Тестовая выборка необходима для оценки эффективности ИНС после обучения. Результаты 48 экспериментов случайно делятся на три категории в соотношении: (75–15–10 %). Входными параметрами являются окружная скорость инструмента, диаметр и длина проволочки. Выходной параметр – относительный коэффициент прочности адгезии.

При моделировании данного коэффициента использовалось два подхода. Первый – аппроксимация зависимости непосредственного значения коэффициента от входных параметров.

Второй – определение, обеспечивает ли набор технологических параметров коэффициент адгезии в оптимальной области, т.е. решается задача отнесения заданного набора параметров к области допустимых или недопустимых по этому параметру значений. Критерием выбрано значение коэффициента адгезии 0,8. Если для набора тех-

нологических входных параметров коэффициент меньше 0,8 – режим обработки не допустим. Если больше или равно 0,8 – допустим.

Для этого использовались две сети одного типа, но для второй задачи вместо линейного выхода использовалась логистическая сигмоидальная функция. Количество скрытых слоев – один. Увеличение количества слоев уменьшает ошибку, но увеличивает сложность сети и время обучения.

Условия обучения заключаются в указании предельного количества итераций, градиента уменьшения ошибки или величины ошибки. Для поиска оптимальной архитектуры ИНС с одним скрытым слоем менялось количество нейронов от 8 до 12. Количество нейронов в скрытом слое считается по формуле:

$$N = \sqrt{(n+m)+a}; \quad 1 < a < 10; \quad N = 3 \dots 12, \quad (9)$$

где  $n$  – количество входов;  $m$  – количество выходов;  $a$  – коэффициент.

При обучении на поданный на вход вектор данных сеть выдает отклик, который сравнивается с желаемым откликом. При несовпадении ИНС меняет весовые коэффициенты нейронов и смещений с тем, чтобы минимизировать ошибку. На рисунках показана структура ИНС первого типа (рис. 1), второго типа (рис. 2).

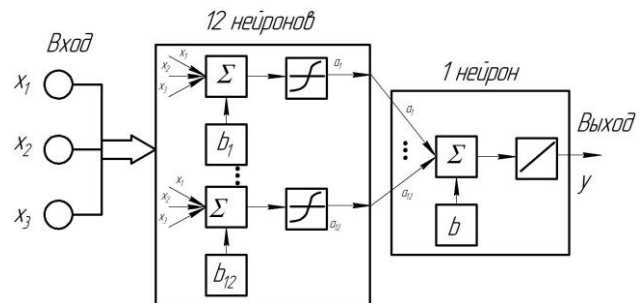


Рис. 1. Структура аппроксимирующей ИНС

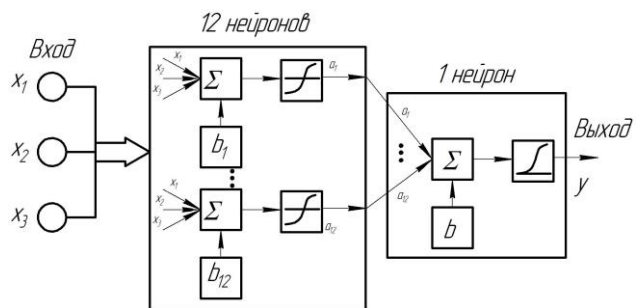


Рис. 2. Структура классифицирующей ИНС

Функции активации нейронов в скрытом слое для двух сетей – гиперболическая тангенциальная:

$$a(x) = \frac{2}{1 + e^{-2x}} - 1; \quad (10)$$

в выходном слое для аппроксимирующей ИНС – линейная:

$$a(x) = \beta; \quad (11)$$

в выходном слое классифицирующей ИНС – логистиче-



ская сигмоидальная функция:

$$a(x) = \frac{1}{1 + e^{-\beta x}} \quad (12)$$

Алгоритм обучения для ИНС, аппроксимирующей зависимость коэффициента относительной прочности покрытия от технологических параметров, Левенберга-Марквардта, для второй сети, классифицирующей параметры операции по критерию обеспечения заданного уровня этого коэффициента на два класса – метод сопряженных градиентов. Ошибка обучения первой сети составила 0,00022 % (рис. 3).

Для оценки ИНС по разделению технологических параметров на области оптимальных – неоптимальных коэффициентов адгезии показаны матрицы соответствия, где по диагонали указано количество правильно классифицированных данных, в других ячейках – количество неправильных решений (рис. 4). Для второй сети общая ошибка отнесения к правильному классу составила 10,4 %, причем для тестовой выборки (7 экспериментов) ошибка 0, т.е. всю выборку система рассмотрела правильно.

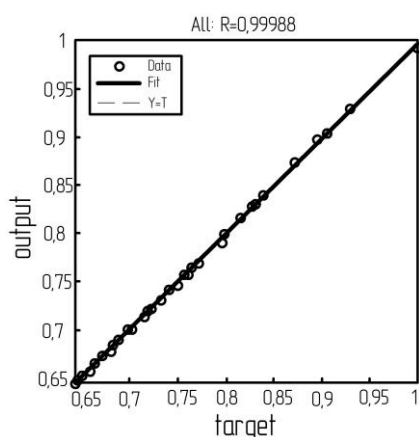


Рис. 3. Зависимость между выходом аппроксимирующей сети и обучающими данными для нормализованных данных

All confusion matrix

	0	1	
0	35 72,9%	4 8,3%	89,7% 10,3%
1	1 2,1%	8 16,7%	88,9% 11,1%
	97,2% 2,8%	66,7% 33,3%	89,6% 10,4%
	0	1	target class

Рис. 4. Матрица соответствия для классификация режимов по допустимым областям обеспечения коэффициента адгезии

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе рассматривается новый подход к проектированию операции плакирования. Для повышения эффективности данной обработки оценивалось влияние на прочность адгезии покрытия к основному слою технологических и конструктивных параметров. Критерий выражался в виде коэффициента относительной прочности адгезии покрытия, который выводится из аналитической зависимости с учетом химической реакции в контакте и энергии механической активации. Эти процессы берутся зависимыми от температуры. Для упрощения и ускорения проектирования операции предлагается использовать два типа ИНС – аппроксимирующую и классифицирующую. Это позволит повысить надежность принимаемых решений. Обученные на основе аналитических данных сети обоих типов показали хорошую точность, что делает данный подход перспективным для моделирования и решения аналогичных задач.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Belevskii L.S. Surface modification of products by plastic deformation and the application of functional coatings / L.S. Belevskii, I.V. Belevskaya, V.K. Belov, E.V. Gubarev, Y.Y. Efimova // Metallurgist. – 2016. – vol. 60, is. 3-4, P. 434-439.
2. Levantsevich M.A. Influence of coatings on the antiskip properties of slipping guides / M.A. Levantsevich, N.N. Maksimchenko, V.N. Kalach // Russian Engineering Research. – 2013. – vol. 33, is. 4. – P. 213-216.
3. Зотов А.В. Относительная износостойкость пар смешанного трения скольжения, плакированных гибким инструментом / А.В. Зотов, О.И. Драчев, Д.А. Расторгуев // Известия Волгоградского государственного технического университета. – 2016. – №8 (187). – С. 12-17.
4. Basiniuk U.L. Improvement of triboengineering properties and noise reduction of tooth gears by cladding functional coatings on working surfaces of interfaced teeth / U.L. Basiniuk, M.A. Levantsevich, N.N. Maksimchenko, A.I. Mardasevich // Journal of Friction and Wear. – 2013. – vol. 34, is. 6. – P. 438-443.
5. Анцупов А.В. Повышение стойкости режущего инструмента нанесением композиционных антифрикционных покрытий // А.В. Анцупов, А.Н. Завалицин, В.И. Кадошников, Р.Р. Дема // Технология машиностроения. – 2003. – №4. – С. 25-26.
6. Анцупов В.П. Теория и практика плакирования изделий гибким инструментом: монография. / В.П. Анцупов. – Магнитогорск: МГТУ им. Носова, 1999. – 241 с.
7. Belevskii L.S. Friction nanostructuring treatment of metallic surfaces and deposition of functional coatings using a flexible tool / L.S. Belevskii, I.V. Belevskaya, Y.Y. Efimova // Russian Journal of Non-Ferrous Metals. – 2015. – vol. 56, is. 3. – P. 359-364.
8. Завалицин А.Н. Модификация поверхности металлических изделий с использованием покрытий / А.Н. Завалицин, О.Н. Смирнов, С.А. Тулупов. – М.: Орбита-М, 2012. – 336 с.
9. Levantsevich M.A. Study of the adhesive properties of a coating prepared by deformation cladding with a flexible tool / M.A. Levantsevich, N.N. Maksimchenko, A.N. Belyi, R.R. Dema, V.I. Kadoshnikov, S.P. Nefed'ev, M.V. Kharchenko,

R.N. Amirov, M.S. Razumov, V.I. Serebrovskii // Chemical and Petroleum Engineering. – 2017. – vol. 52, is. 11-12. – P. 779-784.

10. Леванцевич М.А. Адгезионная прочность покрытий, сформированных деформационным плакированием гибким инструментом / М.А. Леванцевич, Н.Н. Максимченко, А.Н. Белый, Р.Р. Дема, В.И. Кадошников, С.П. Нефедьев, М.В. Харченко // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2016. – №6 (138). – С. 12-18.

11. Анциферов В.Н. Порошковая металлургия и напыленные покрытия: учебник для вузов / В.Н. Анциферов, Г.В. Бобров, Л.К. Дружинин и др. – М.: Металлургия, 1987. – 792 с.

12. Zotov A.V. Surface temperature modeling and analysis during cladding of technological equipment guide by wire tool / A.V. Zotov, D.A. Rastorguev, R.R. Dema // Procedia Engineering. – 2017. – vol. 206. – P. 1432-1437.

13. Резников А.Н. Тепловые процессы в технологических системах: учебник для вузов по специальностям “Технология машиностроения” и “Металлорежущие станки и инструменты” / А.Н. Резников, Л.А. Резников. – М.: Машиностроение, 1990. – 228 с.

14. Nan Liu BP artificial neural network modeling for accurate radius prediction and application in incremental in-plane bending / Nan Liu, He Yang, Heng Li, Siliang Yan, Honglie Zhang, Wenting Tang // Int J Adv Manuf Technol. – 2015. – vol. 80, is. 5-8. – P. 971-984.

15. Truong-Thinh Nguyen, Prediction of deformations of steel plate by artificial neural network in forming process with

induction heating/Truong-Thinh Nguyen, Young-Soo Yang, Kang-Yul Bae, Sung-Nam Choi // Journal of Mechanical Science and Technology. – 2009. – vol. 23, is. 4. – P. 1211-1221.

16. Arun Kumar Pandey Multiple quality optimization in laser cutting of difficult-to-laser-cut material using grey-fuzzy methodology / Arun Kumar Pandey, Avanish Kumar Dubey // Int. J. Adv. Manuf. Technol. – 2013. – vol. 65, is. 1-4. – P. 421-431.

17. Климов В.С. Диагностика контактной точечной сварки с использованием нейронной сети Хемминга. Часть. 1. Измерение сварочного сопротивления / В.С. Климов, А.С. Климов, А.К. Кудинов // Вестник машиностроения. – 2016. – №10. – С. 42-46.

18. Климов В.С. Диагностика контактной точечной сварки с использованием нейронной сети Хемминга. Часть. 2. Моделирование нейронной сети / В.С. Климов, А.С. Климов, А.К. Кудинов // Вестник машиностроения. – 2016. – №11. – С. 32-35.

19. Jianbo Yu Online tool wear prediction in drilling operations using selective artificial neural network ensemble model // Jianbo Yu /Neural. Comput. & Applic. – 2011. – vol. 20, is. 4. – P. 473-485.

20. Rastorguev D.A. Simulation and forecasting of wire tool piles fatigue endurance by using neural networks // D.A. Rastorguev, A.V. Zotov, A.V. Bobrowskii // Procedia Engineering. – 2017. – vol. 206. – P. 1443-1451.

## Neural Network Modeling and Prediction of Adhesion of Coatings Applied by a Wire Tool

Zotov A.V., Rastorguev D.A., Drachev O.I.

Togliatti State University  
Togliatti, Russian Federation  
[A.Zotov@tltso.ru](mailto:A.Zotov@tltso.ru), [Rast.D@tltso.ru](mailto:Rast.D@tltso.ru)

**Abstract.** The article deals with the formation of adhesion bonds during the application of coatings to machine building products by the method of cladding with a flexible tool. The main provisions of the mathematical model for determining the adhesion of applied coatings through the coefficient of relative strength of the adhesion of particles of the coating material to the workpiece being processed, the contact temperature of the particle with the substrate during their interaction, and the energy of thermal activation of the surface as a result of the chemical reaction taking into account the energy of mechanical activation. The data of the modeling of the coefficient of relative bond strength are given for varying the circumferential speed of the tool, the diameter and the length of the curved part of the wires from which the flexible tool is assembled. The modeling of the dependence of the coefficient of relative strength as an approximation problem by means of artificial neural networks is

considered. The input data are the technological and structural parameters of the cladding. For this, a two-layer direct propagation network with an output linear signal is used. For a problem of partitioning input parameters into regions of permissible or unacceptable from the point of view of providing a given coefficient of relative strength, a similar neural network with an output layer of a neuron with a logistic activation function is used. The use of two approaches makes it possible to accelerate the design of the cladding operation while increasing the reliability of the decisions made.

**Keywords:** cladding, wire tool, a flexible tool, adhesion, neural network, classification.

# Оценка характера влияния монтажных нагрузок на степень коррозионного износа корпуса колонного аппарата

Мухаметзянов З.Р., Рубцов А.В., Валиев А.С.

Уфимский государственный нефтяной технический университет

Уфа, Российская Федерация

[zinur-1966@mail.ru](mailto:zinur-1966@mail.ru), [sunset202@mail.ru](mailto:sunset202@mail.ru), [valiev16101994@yandex.ru](mailto:valiev16101994@yandex.ru)

**Аннотация.** Ректификационные колонны предприятий нефтегазопереработки и нефтехимии играют ведущую роль при производстве промежуточной и готовой продукции. В процессе эксплуатации колонные аппараты подвергаются воздействию эксплуатационных нагрузок, а также воздействию коррозионной рабочей среды. Все вышеперечисленные факторы являются причиной развития деградиционных процессов металла и его преждевременного старения. Поэтому существует проблема увеличения срока службы оборудования с учетом выявления факторов, влияющих на эксплуатационные свойства оборудования на всех этапах его жизненного цикла. Воздействию факторов, характерных для такого этапа, как производство монтажных работ по установке колонного оборудования в проектное положение, еще недостаточно изучены. Отсюда вытекает задача по проверке гипотезы о влиянии монтажных нагрузок на геометрические параметры колонны после определенного периода эксплуатации оборудования.

В данной работе исследуется взаимосвязь максимальных нагрузок на корпус колонного аппарата, возникающих при монтаже оборудования, с зонами повышенного коррозионного износа, выявленных путем замеров толщин стенок при техническом диагностировании. На основе результатов исследований разработаны мероприятия по устранению или уменьшению негативного влияния монтажных нагрузок.

**Ключевые слова:** колонное оборудование, монтажные нагрузки, конечно – элементный анализ, напряженно – деформированное состояние, коррозионный износ, толщинометрия.

## ВВЕДЕНИЕ

На объектах нефтегазового комплекса в настоящее время находится в эксплуатации большое количество физически изношенного оборудования. Определяющей причиной износа оборудования являются условия эксплуатации. Воздействие повышенного давления, температуры, агрессивных рабочих сред и других факторов приводит к постепенному уменьшению толщин стенок сосудов и аппаратов до размеров, при которых эксплуатация оборудования становится нецелесообразной, так как объект достигает своего предельного состояния.

Характер воздействия эксплуатационных факторов на изменение геометрических размеров колонного аппарата выявлен на основе проведенных исследований в этой области [1-5]. Но, вопросам изучения влияния нагрузок, возникающих при монтаже оборудования, на дальнейшие условия эксплуатации практически не уделяется внимания. Тем более, что, как видно из опыта практической деятельности авторов, нередки случаи разрушения колон-

ных аппаратов именно на стадии их установки в проектное положение, в результате предельного воздействия на конструкцию аппаратов монтажных нагрузок. Все это определяет актуальность изучения процессов возникновения монтажных нагрузок и их влияния на условия эксплуатации колонных аппаратов.

## МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Для проведения исследований взаимосвязи действия максимальных монтажных нагрузок на корпус колонного аппарата и мест повышенного коррозионного износа был выбран колонный аппарат одного из нефтехимических производств. Материалом колонны является конструкционная низколегированная сталь 09Г2С.

Под монтажом оборудования подразумевают комплекс работ, связанных с приведением его в рабочее состояние. Для этого монтируемое оборудование должно быть полностью собрано, установлено в проектное положение и включено в единую технологическую систему с помощью соответствующих коммуникаций.

Наиболее сложным в монтажной практике является подъем и установка из исходного горизонтального в проектное вертикальное положение колонного оборудования. Поэтому целесообразно рассмотрение вопроса влияния монтажных нагрузок на эксплуатационные свойства оборудования на примере монтажа колонного оборудования вертикального типа и установление взаимосвязи действия максимальных монтажных нагрузок на корпус колонного аппарата и мест повышенного коррозионного износа, выявленных путем замеров толщин стенок при техническом диагностировании.

В процессе исследований были использованы лицензионные программные комплексы такие, как «Компас 3D», «T-FLEX CAD 3D», «T-FLEX Анализ». Также была проведена ультразвуковая толщинометрия основных конструктивных элементов колонного аппарата при очередном техническом диагностировании и получены минимальные значения толщин стенок с указанием мест их расположения.

На первом этапе были последовательно смоделированы этапы технологического процесса монтажа колонного оборудования, выполненный в программном комплексе «Компас 3D». В качестве примера на рисунке 1 показан порядок строповки колонного оборудования.

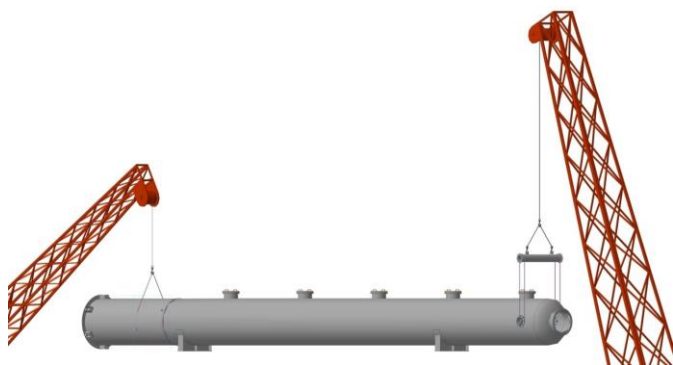


Рис. 1. Порядок строповки колонного оборудования

Разбивка технологического процесса монтажа колонного оборудования по этапам необходима для анализа поведения колонны в процессе монтажа под действием растягивающей силы, действующей во время проведения работ по монтажу колонного оборудования в проектное положение.

Для определения зависимости напряженно-деформированного состояния колонных аппаратов от воздействия различных факторов и нагрузок были проанализированы следующие работы [6-14].

После анализа полученных результатов, приведенных в вышеуказанных работах, для оценки состояния объекта при воздействии растягивающей силы от собственного веса был выбран конечно-элементный анализ, реализованный в программном комплексе «Т-FLEX Анализ». Расчет в системе «Т-FLEX Анализ» по сравнению с другими программами имеет ряд преимуществ:

- точная передача модели в систему конечно-элементного анализа;
- отсутствие возможных погрешностей при импорте модели через другие форматы;
- прямая интеграция между математической моделью и объемной моделью.

Построение и расчет колонного аппарата в данном программном комплексе позволяет учесть неоднородность напряженно-деформированного состояния (НДС) в различных сечениях корпуса в зависимости от толщины обечайки. Так как наиболее ответственной частью колонного аппарата является цилиндрическая оболочка, которая несет нагрузку от давления среды, силы тяжести оборудования и внешних факторов, то было решено взять в качестве модели для расчета цилиндрическую оболочку, построенную по проектным параметрам.

Порядок расчета в системе «Т-FLEX Анализ» состоит из следующих этапов:

1. Построение трехмерной модели колонны в «Т-FLEX CAD 3D».

На данном этапе строились сечения в предполагаемых местах замеров толщины стенки при проведении диагностирования аппарата и формировалась оболочка, выполненная командой «по сечениям».

Толщина оболочки задавалась равной проектной 18 мм для обеспечения достоверной картины распределения максимальных нагрузок при монтаже колонны еще не бывшей в эксплуатации.

В качестве элементов сетки был выбран десятиузловой тетраэдр, который обеспечивает более высокий уровень

аппроксимации по сравнению с четырехузловым тетраэдром (Рис. 2).

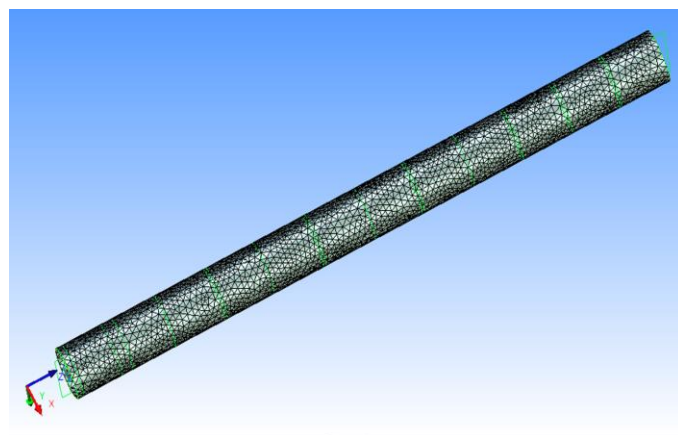


Рис. 2. Сетка конечно-элементной модели

2. Генерация сеточной конечно-элементной модели обечайки с помощью модуля Препроцессора Т-FLEX Анализ.

Для решения задачи по выявлению НДС необходимо наложение граничных условий и указание материала модели.

Граничные условия:

- полное закрепление верхней кромки обечайки колонны;
- вес колонны, равный 187880 Н.

На следующем этапе исследований была проведена ультразвуковая толщинометрия основных конструктивных элементов колонного аппарата с целью выявления минимальных значений толщин стенок и определения мест с максимальным коррозионным износом.

Коррозионный износ колонных аппаратов является в большинстве случаев определяющим параметром потери прочности и прогнозируемого остаточного ресурса [15-20].

Нормативными и техническими документами установлены регламентирующие минимальные нормы для выполнения работ по замерам толщин стенок обечаек и днищ сосудов и аппаратов:

Так, толщинометрия может проводиться как по наружной, так и по внутренней поверхностям сосуда. Измерения осуществляются по четырем образующим обечайки и четырем радиусам днищ через 90° по окружности элемента. На каждой царге обечайки сосуда проводится не менее трех измерений по каждой образующей (в середине и по краям). На днищах проводится не менее пяти измерений: на каждом из четырех радиусов и в центре.

В случае невозможности выполнения УЗТ сосуда по полной программе число точек замера толщины стенок должно быть таким, чтобы обеспечить максимально надежное представление о состоянии сосуда и проведение прочностных расчетов

На рисунке 3 приведен эскиз с указанием мест проведения замеров толщин стенок элементов колонного аппарата.

Проведенная толщинометрия показала, что наиболее слабым сечением является сечение в центральной части

корпуса колонного аппарата, которому соответствуют точки под номерами 78-81. Значения толщины стенок варьируются в этих точка от 15,5 мм до 15,1 мм. Минимальным значением толщины стенки является значение 15,1 мм в точке 78.

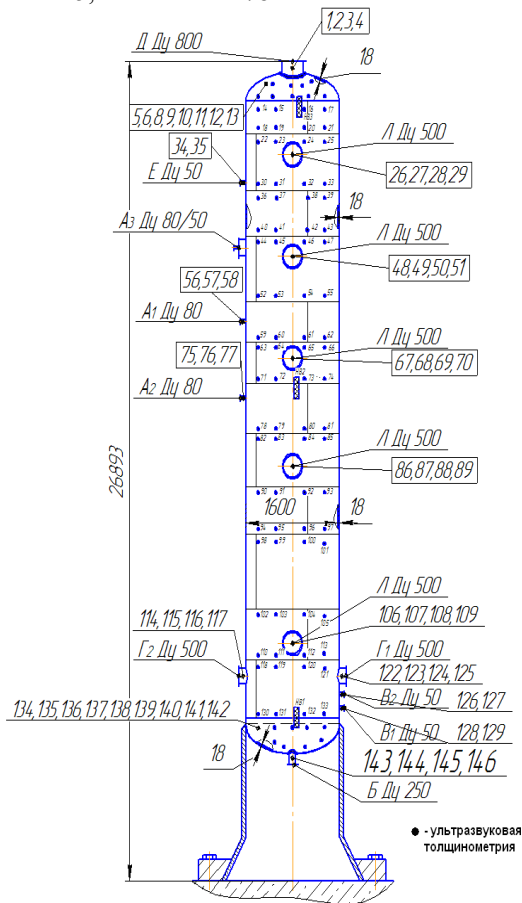


Рис. 3. Эскиз колонны с участками замера толщины стенки

**РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ И ИХ АНАЛИЗ**

Расчет корпуса колонного аппарата в условиях действия монтажных нагрузок проводился в Процессоре T-FLEX осуществлением генерации различных систем уравнений и их решением. Результатом решений уравнений является картина напряженно-деформированного состояния (НДС) оболочки под действием статической нагрузки (Рис. 4).

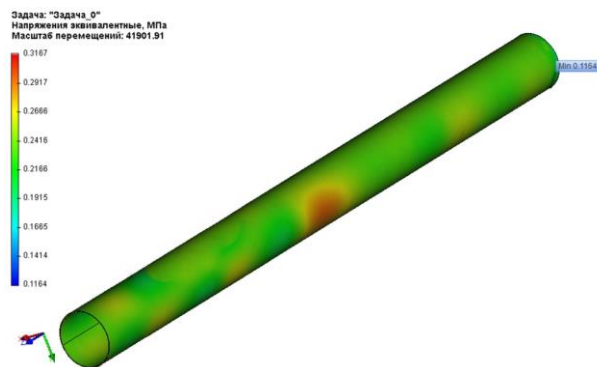


Рис. 4. Напряженно-деформированного состояния оболочки под действием статической нагрузки

По рисунку видно, что максимальное напряжение соответствуют номерам точек замера 78-81, где толщина оболочки по результатам ультразвуковой толщинометрии равна 15,1 мм, что соответствует минимальной толщине.

Для повышения прочности конструкции было смоделировано увеличение толщины корпуса путем приварки дополнительных листов со следующими габаритами: 1800мм×2500мм×8мм. При этом картина НДС приобрела вид, показанный на рисунке 10:

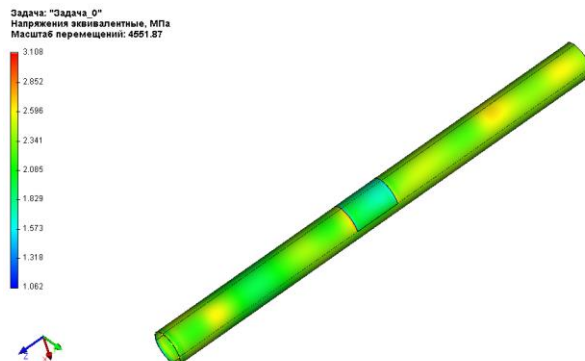


Рис. 5. Напряженно-деформированного состояния оболочки под действием статической нагрузки с укрепляющими листами

**ВЫВОДЫ**

По результатам моделирования НДС колонного аппарата в условиях влияния монтажных нагрузок и определения толщины стенок колонного оборудования после определенного периода эксплуатации можно сделать следующие выводы:

- установлено, что участки колонного оборудования вертикального типа с максимальным напряжением, возникающим при действии монтажных нагрузок, подвергаются большому износу в процессе дальнейшей эксплуатации. В связи с этим, необходимо подвергать обязательному 100 %-му визуальному контролю и увеличивать количество точек замеров толщины стенки в этих зонах при периодических проверках технического состояния с целью своевременного выявления критических утонений;
- доказано, что для компенсации максимальных монтажных нагрузок необходимо перед процессом монтажа оборудования проведение моделирования состояния аппарата в процессе монтажа;
- выявлено, что для устранения максимальных монтажных нагрузок целесообразно применение методов укрепления элементов конструкции аппаратов дополнительными элементами.

**ЛИТЕРАТУРА**

1. Гатин Р.Н. Совершенствование метода назначения зон неразрушающего контроля при оценке технического состояния аппаратов колонного типа. ... дис. канд. техн. наук. – Уфа, 2010.
2. Закирничный Г.Е. Анализ напряженно-деформированного состояния колонного аппарата из двухслойной стали 16ГС+08Х13 с учетом расслоения металла / Г.Е. Закирничный, Р.Г. Айбатуллин, У.Р. Мавлеткулов // Нефтегазовое дело. – 2014. – № 1. – С. 317-328.

3. Ибрагимов, И.Г. Исследование влияния вибрационных и ультразвуковых колебаний в процессе сварки на свойства сварных соединений нефтегазового оборудования из стали 12Х18Н10Т / И.Г. Ибрагимов, Р.Г. Ризванов, А.М. Файрушин, М.З. Зарипов, З.Р. Мухаметзянов // Нефтегазовое дело. – 2010. – № 42. – С. 67.
4. Каретников Д.В. Повышение надежности нефтегазового оборудования, работающего в условиях значительного перепада температур / Д.В. Каретников [и др.] // Технология машиностроения. – 2014. – №4. – С. 33-37.
5. Габдрахманов Т.Ф. Становление и развитие нормативной и методической базы в нефтегазовой отрасли / Т.Ф. Габдрахманов [и др.] // Нефтегазовое дело. – 2017. – Т. 15, № 2. – С. 67-72.
6. Гостёнова Е.А. Динамическое поведение аппаратов колонного типа с трубопроводной обвязкой при взрывном воздействии ударной волны. ... дис. канд. техн. наук. – Уфа, 2010.
7. Закирничный Г.Е. Анализ напряженно-деформированного состояния колонного аппарата из двухслойной стали 08Х13+16ГС с учетом размеров и расположения штуцеров и люков / Г.Е. Закирничный, А.П. Ласман, У.Р. Мавлеткулов // Нефтегазовое дело. – 2015. – Т. 13, № 4. – С. 200-207.
8. Кузеев И.Р. Исследование динамического поведения аппаратов колонного типа при взрывном воздействии / И.Р. Кузеев, Р.Р. Тляшева, К.А. Ильин // Нефтегазовое дело. – 2006. – № 2. – С. 57.
9. Стороженко Ю.В. Оценка живучести аппаратов колонного типа нефтеперерабатывающих предприятий при действии внешнего взрыва. ... дис. канд. техн. наук. – Уфа, 2000.
10. Иляева М.А. Устойчивость аппаратов колонного типа при динамическом воздействии внешнего взрыва / диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. ... дис. канд. техн. наук. – Уфа, 2002.
11. Гостенова Е.А. Применение конечно-элементного анализа к решению задач прогнозирования поведения аппаратов колонного типа с технологической обвязкой в аварийных ситуациях / Е.А. Гостенова, И.Р. Тляшев // Нефтегазовое дело. – 2017. – № 4. – С. 140-151.
12. Иремадзе Э.О. Методы математического моделирования в разработке оптимальных решений использования технологического оборудования / Э.О. Иремадзе [и др.] // Нефтегазовое дело. – 2017. – Т. 15, №1. – С. 204-209.
13. Юлдыбаев Л.Х. Метод диагностики состояния технических объектов с использованием математических моделей / Л.Х. Юлдыбаев, Е.С. Шепелев // Нефтегазовое дело. – 2017. – Т. 15, №1. – С. 221-225.
14. Шварев А.А. Анализ чрезвычайных ситуаций в России с помощью математической статистики / А.А. Шварев [и др.] // Нефтегазовое дело. – 2016. – Т. 14, № 3. – С. 204-208.
15. Черепанов А.П. Влияние коррозионного износа на ресурс технических устройств / А.П. Черепанов // Вестник Ангарского государственного технического университета. – 2015. – № 9. – С. 75-84.
16. Захаров М.Н. Оценка прочности эксплуатируемых сварных сосудов давления по результатам неразрушающего контроля / М.Н. Захаров, М.А. Насоснов // Нефть, газ и бизнес. – 2014. – № 7. – С. 56-60.
17. Колотов В.Ю. Оценка коррозионного воздействия на оборудование установок замедленного коксования / В.Ю. Колотов, Я.Н. Силинская, И.Е. Кузора // Нефтепереработка и нефтехимия. Научно-технические достижения и передовой опыт. – 2009. – № 2. – С. 41-44.
18. Хафизова О.Ф. Технологические возможности повышения механических свойств металла сварного соединения из стали 09Г2С / О.Ф. Хафизова, А.М. Файрушин, Д.В. Каретников // Записки горного института. – 2014. – Т. 209. – С. 104-108.
19. Каретников Д.В. Модернизация технологии изготовления сварных корпусов аппаратов для нефтегазопереработки из низколегированных сталей / Д.В. Каретников [и др.] // Проблемы машиностроения и автоматизации. – 2011. – №4. – С. 156-162.
20. Юлдыбаев Р.Х. Опыт параметрического диагностирования сложных технических систем / Р.Х. Юлдыбаев // Нефтегазовое дело. – 2017. – Т. 15, № 3. – С. 140-144.

# Evaluation of the Influence of Installation Loads on the Degree of Corrosion Wear of the Shell of the Column Apparatus

Mukhametzyanov Z.R., Rubtsov A.V., Valiyev A.S.

Ufa State Petroleum Technological University

Ufa, Russia

[zinur-1966@mail.ru](mailto:zinur-1966@mail.ru), [sunset202@mail.ru](mailto:sunset202@mail.ru), [valiev16101994@yandex.ru](mailto:valiev16101994@yandex.ru)

*Abstract.* The rectification columns of oil and gas refining and petrochemical enterprises play a leading role in the production of intermediate and finished products. In the process of operation, the column apparatus is exposed to service loads, as well as to the corrosive working environment. All of the above factors are the cause of the development of the degradation processes of the metal and its premature aging. Therefore, there is a problem of increasing the service life of equipment, taking into account the appearance of factors that affect the operational properties of equipment at all stages of its life cycle. The impact of the factors typical for such a stage as the production of installation works on installation of column equipment in the design position has not been sufficiently studied. From here follows the task of verifying the hypothesis of the effect of installation loads on the geometric

parameters of the columns after a certain period of operation of the equipment.

In this paper, we investigate the relationship between the maximum loads on the shell of the column apparatus that arise during the installation of equipment, with zones of increased corrosion wear, revealed by measuring the wall thicknesses during technical diagnosis. Based on the results of the research, measures were developed to eliminate or reduce the negative impact of installation loads.

*Keywords:* column equipment, installation loads, finite element analysis, stress-strain state, corrosion wear, thickness measurement.

# Качение с уводом тороидальных эластичных колес

Балабина Т.А., Бровкина Ю.И., Мамаев А.Н.

Московский политехнический университет

Москва, Россия

[balabinatmm@gmail.com](mailto:balabinatmm@gmail.com)

**Аннотация.** Тороидальность (выпуклость) беговой дорожки колеса увеличивает силу сопротивления качению и интенсивность его износа, что заметно проявляется лишь при малых продольных касательных силах в зоне контакта. Вместе с тем практически отсутствуют данные о влиянии этого конструктивного параметра колеса на его силовые и кинематические характеристики при качении с уводом. Для решения этой задачи, принимая, что площадка контакта колеса с опорной поверхностью имеет форму близкую к эллиптической, а нормальные давления распределяются по параболическому закону, получены зависимости, позволяющие определять боковую силу, поворачивающий момент, действующий в плоскости контакта, потери на трение в контакте для колес с различной тороидальностью в функции угла увода и реализуемой в контакте продольной касательной силы.

**Ключевые слова:** колесо, качение, тороидальность (выпуклость), трение, мощность потерь на трение, радиус выпуклости.

При анализе кинематических и силовых соотношений эластичного колеса, прямолинейно катящегося по жесткому основанию, тороидальностью (выпуклостью) формы беговой дорожки колеса можно пренебречь, так как её влияние при прямолинейном качении сказывается лишь при малых продольных касательных силах, действующих в контакте [1].

Вместе с тем остается невыясненным вопрос о влиянии тороидальности беговой дорожки эластичного колеса на величины боковой силы и стабилизирующего момента, а также на характер износа его беговой дорожки при качении колеса с уводом, т.е. в случае, когда вектор скорости оси колеса составляет с плоскостью вращения колеса угол  $\delta$ , называемый углом увода.

При решении этой задачи будем использовать методику и уравнения, полученные ранее [1,2,3,4,5,6,7] для колеса с цилиндрической формой беговой дорожки (форма отпечатка контакта с дорогой близка к прямоугольной).

С целью упрощения примем, что форма пятна контакта колеса с основанием близка к эллиптической (рис.1), т.е. координаты контурной линии пятна контакта связаны зависимостью:

$$\frac{a^2}{A^2} + \frac{y^2}{b^2} = 1, \quad (1)$$

где  $A$  и  $b$  - полуоси эллипса, а нормальные давления как в продольном, так и в поперечном сечениях пятна контакта распределяются по параболическому закону [8]

$$q_n = q_{n0} \left( 1 - \frac{x^2}{A^2} - \frac{y^2}{b^2} \right), \quad q_{n0} = \frac{2F_n}{\pi Ab}. \quad (2)$$

На участке сцепления продольные и поперечные тангенциальные смещения точки беговой дорожки колеса, обусловленные действием соответственно продольной и поперечной касательных сил, определяются как [5]:

$$u_x = \Delta V_x t = \xi_x (a - x), \quad (3)$$

$$u_y = \Delta V_y t = V_y t = (a - x) \text{tg} \delta \approx \delta (a - x). \quad (4)$$

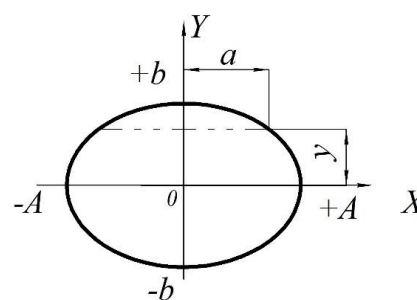


Рис. 1. Форма пятна контакта эластичной тороидальной шины с жесткой опорной поверхностью

Соответствующие им удельные касательные силы будут равны соответственно:

$$q_{tx} = \lambda_x u_x = \lambda_x \xi_x (a - x) \quad (5)$$

$$q_{ty} = \lambda_y u_y = \lambda_y \delta (a - x) \quad (6)$$

В этих выражениях  $\lambda_x$  - угол увода [6],  $\lambda_y$  - коэффициент тангенциальной жесткости колеса в поперечном направлении,

$$\xi_x = \frac{\Delta V_x}{V_x} = 1 - \frac{r_r}{r_r^f} \quad (7)$$

относительная потеря скорости колеса,

$$r_k = \frac{V_x}{\omega} \quad (8)$$

радиус качения,

$$r_k^c = r_0 + \frac{a^2}{3r_0^2} \quad (9)$$

радиус свободного качения (когда продольная сила в контакте равна нулю).

В формуле (5) величина относительной потери скорости колеса различна в разных контактирующих с основанием продольных сечениях, так как в соответствии с (7) относительная потеря скорости зависит от радиуса  $r_k^c$ , который различен для разных продольных сечений [1]. Величина же коэффициента тангенциальной жесткости  $\lambda_x$  одинакова для всех продольных сечений.

В некоторой точке контакта продольного сечения по достижении суммарного тангенциального напряжения

$$q_t = \sqrt{q_{tx}^2 + q_{ty}^2} = (a - x) \sqrt{\lambda_x^2 \xi_x^2 + \lambda_y^2 \delta^2} \quad (10)$$



значения, предельного по сцеплению, т.е.  $|q_t| = \mu q_n$ , происходит срыв и начинается скольжение. Координата границы участков сцепления и скольжения в каждом из продольных сечений, с учетом выражений (2) найдется как

$$x_0 = -a \pm \frac{A^2}{\mu q_{n0}} \sqrt{\lambda_x^2 \xi_x^2 + \lambda_y^2 \delta^2}. \quad (11)$$

Боковая сила, возникающая в контакте, может быть рассчитана как

$$F_y = \int_{-b}^{+b} t_y dy, \quad (12)$$

где

$$t_y = \int_{-a}^{x_0} q_{ty}^{ck} dx + \int_{x_0}^{+a} q_{ty} dx \quad (13)$$

погонная боковая сила;  $q_{ty}^{ck}$  - поперечная составляющая тангенциального напряжения на участке скольжения. Для её определения следует учесть, что на участке скольжения тангенциальные напряжения  $q_{ty}^{ck} = \mu q_n$  совпадают по направлению со скоростью скольжения, и в этом случае

$$q_{ty}^{ck} = \mu q_n \frac{V_y^{sl}}{V^{sl}}, \quad q_{tx}^{ck} = \mu q_n \frac{V_x^{sl}}{V^{sl}}. \quad (14)$$

Для определения  $V^{ck}, V_x^{ck}, V_y^{ck}$  воспользуемся выражением, полученным в [3], позволяющим определять среднее значение продольной скорости скольжения

$$V_x^{ck} = \xi_x V_x, \quad V_y^{ck} = \delta V_x. \quad (15)$$

В результате

$$q_{ty}^{ck} = \mu q_n \frac{\delta}{\sqrt{\xi_x^2 + \delta^2}}, \quad q_{tx}^{ck} = \mu q_n \frac{\xi_x}{\sqrt{\xi_x^2 + \delta^2}}. \quad (16)$$

С учетом полученной для  $q_{ty}^{ck}$  зависимости, а также принимая во внимание выражение для  $q_{ty}, q_n$  и  $x_0$  после некоторых преобразований, приходим к следующему выражению для погонной боковой силы:

$$t_y = \delta \left[ \frac{\mu q_{n0}}{\sqrt{\xi_x^2 + \delta^2}} \cdot \frac{2a^3 + 3a^2 x_0 - x_0^3}{3A^2} + \frac{\lambda_y}{2} (a - x_0)^2 \right]. \quad (17)$$

Подобно вышеизложенному найдется и продольная тангенциальная сила:

$$F_x = \int_{-b}^{+b} t_x dy, \quad (18)$$

где погонная продольная касательная сила выражается зависимостью

$$t_x = \int_{-a}^{x_0} q_{tx}^{sl} dx + \int_{x_0}^{+a} q_{tx} dx = \xi_x \left[ \frac{\mu q_{n0}}{\sqrt{\xi_x^2 + \delta^2}} \cdot \frac{2a^3 + 3a^2 x_0 - x_0^3}{3a^2} + \frac{\lambda_x}{2} (a - x_0)^2 \right]. \quad (19)$$

Вследствие несимметричности распределения на площадке контакта продольных и поперечных тангенциальных напряжений, в плоскости контакта возникают моменты

$$M_{tx} = \int_{-b}^{+b} t_x y dy,$$

$$M_{ty} = \int_{-b}^{+b} m_y dy, \quad (20)$$

$$M_z = M_{tx} + M_{ty},$$

где  $m_y$ - элементарный момент, возникающий в продольном сечении из-за несимметричности распределения поперечных тангенциальных напряжений

$$m_y = \int_{-a}^{x_0} q_{ty}^{ck} x dx + \int_{x_0}^{+a} q_{ty}^{ck} x dx. \quad (21)$$

Для оценки интенсивности износа по ширине беговой дорожки тороидального эластичного колеса, катящегося с уводом по жесткому основанию, воспользуемся выражением для погонной мощности трения в контакте

$$P_{тр}^{пог} = \int_{-a}^{x_0} \mu q_n V^{ck} dx = \frac{a - x_0}{a + x_0} \sqrt{\xi_x^2 + \delta^2} \left( a^2 x_0 - \frac{x_0^3}{3} + \frac{2}{3} a^3 \right) \quad (22)$$

Полная мощность трения, дающая интегральную оценку интенсивности износа беговой дорожки, в свою очередь, найдется как

$$P_{тр} = \int_{-b}^{+b} P_{тр}^{пог} dy. \quad (23)$$

Полученные зависимости позволяют рассчитать боковую силу и стабилизирующий момент, действующие в плоскости контакта катящегося с уводом тороидального колеса и интенсивность износа, при различных значениях углов увода  $\delta$ , реализуемой в контакте продольной касательной силы  $F_x$  и радиуса кривизны колеса  $\rho$  в поперечной плоскости.

В указанные зависимости входит величина коэффициента боковой жесткости колеса  $\lambda_y$ . Для её определения рассмотрим качение колеса при малых углах увода и  $\lambda_y$ , когда  $\xi_x$  также стремится к нулю. В этом случае  $x_0 \rightarrow 0$ , закон изменения нормальных давлений может быть линеаризован и погонная боковая сила найдется как

$$t_y^0 = \frac{q_{ty} 2a}{2} = 2\lambda_y \delta a^2 = 2\lambda_y \delta A^2 \left( 1 - \frac{y^2}{b^2} \right). \quad (24)$$

Подставляя полученное выражение в (20), имеем

$$F_y^0 = \frac{8}{3} \lambda_y A^2 b \delta. \quad (25)$$

С другой стороны известно: что зависимость боковой силы от угла увода имеет вид  $F_y = K_y \delta$ , где  $K_y$ - коэффициент бокового увода.

Для рассматриваемого случая ( $F_x \rightarrow 0, x_0 \rightarrow 0$ ) эту зависимость запишем в виде  $F_y^0 = K_y^0 \delta$ , где  $K_y^0$  - коэффициент бокового увода, соответствующий качению с малым углом увода свободного или ведомого колеса.

В результате получаем связь между коэффициентом боковой жесткости  $\lambda_y$  и коэффициентом увода  $K_y^0$ :

$$\lambda_y = \frac{3 K_y^0}{8 a^2 b}, \quad (26)$$

позволяющую по экспериментальным значениям  $K_y^0$  определить величину коэффициента боковой жесткости.

В частном случае, для колеса с цилиндрической беговой дорожкой

$$t_y^0 = 2\lambda_y \delta a^2; F_y = 4\lambda_y \lambda b a^2; \lambda_y = \frac{K_y^0}{4ba^2}. \quad (27)$$

Известно, что на величину коэффициента бокового увода влияет также реализуемая в контакте колеса с дорогой продольная касательная сила  $F_x$ .

Полученные для определения боковой силы  $F_n$  зависимости позволяют определить аналитически коэффициент бокового увода с учетом действующей продольной силы  $F_x$  [9].

На рис. 2-3 представлены построенные по выше приведенным формулам для колеса с массивной резиновой шиной (толщина резинового слоя 36 мм, диаметр в экваториальном сечении  $D = 2r = 260$  мм, ширина колеса  $2B = 106$  мм, нормальная нагрузка  $F_n = 3500$  Н) графические зависимости  $F_y$  и  $M_z$ , иллюстрирующие влияние тороидальности колеса, угла увода и тяговой силы.

$$\psi_x = \frac{F_x}{\mu F_n}, \quad (28)$$

$\mu$  - коэффициент трения скольжения.

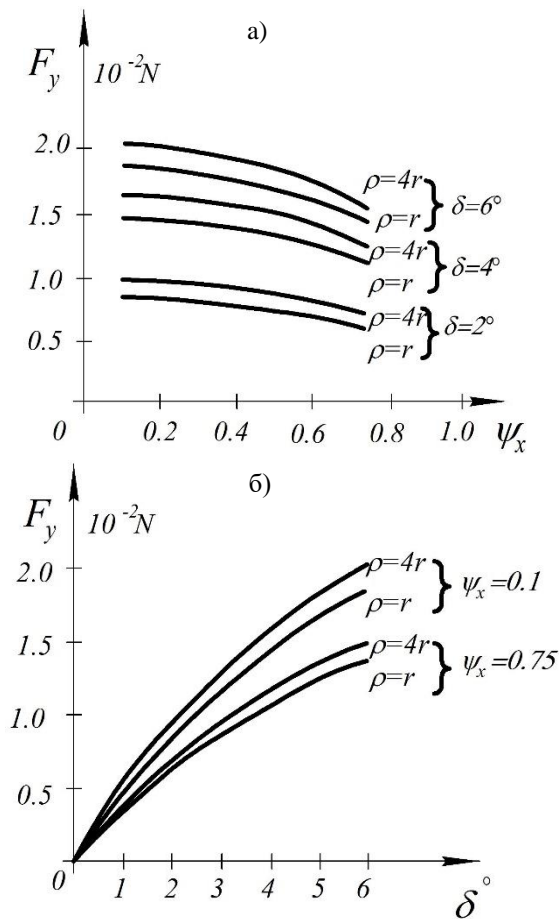


Рис. 2. а) Зависимость боковой силы от коэффициента тяги (продольной силы) при различной величине кривизны беговой дорожки колеса и угла увода; б)

Зависимость боковой силы от угла увода при различной величине кривизны беговой дорожки колеса и коэффициента тяги (продольной силы)

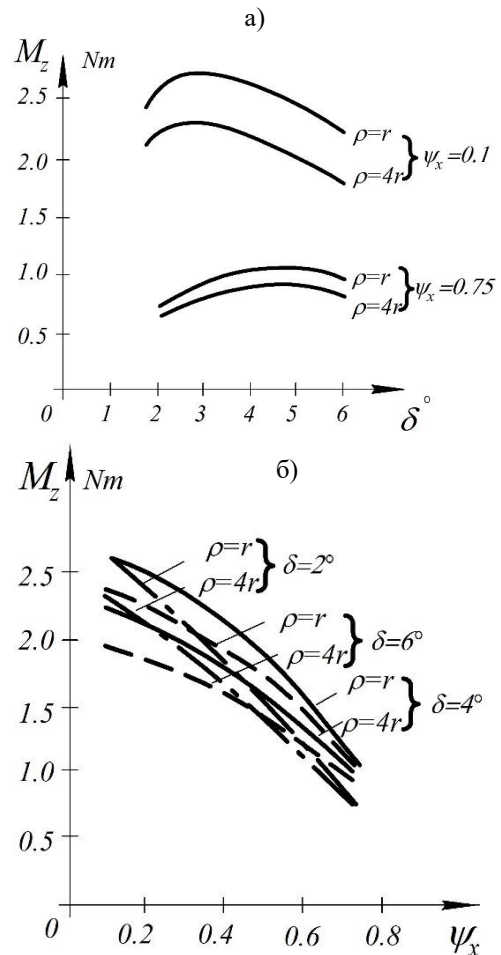


Рис. 3. а) Зависимость момента сопротивления повороту от угла увода при различной величине кривизны беговой дорожки колеса и коэффициента тяги (продольной силы); б) Зависимость момента сопротивления повороту от коэффициента тяги (продольной силы) при различной величине кривизны беговой дорожки колеса и угла увода

Как следует из приведенных графиков влияние кривизны беговой дорожки колеса в поперечном направлении на величину боковой силы не столь велико. Наряду с этим резко проявляется влияние этой кривизны на величину стабилизирующего момента при небольших продольных касательных силах в контакте при  $\rho < (2 \dots 3)r$ .

Для вытянутой в продольном направлении площадки контакта ( $\frac{\rho}{r} < 1$ ) боковая сила меньше, а стабилизирующий момент больше, чем для площадки, вытянутой в поперечном направлении (при прочих равных условиях).

Мощность потерь на трение в контакте при качении колеса с уводом незначительно зависит от тороидальности колеса.

В дальнейших работах [10,11,12,13,14,15,16,17] авторов рассмотрены также другие вопросы механики качения колеса, в том числе - по криволинейной траектории.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Вирабов Р.В. Влияние тороидалности эластичных колес на неравномерность износа по ширине беговой дорожки./ Р.В. Вирабов, А.Н. Мамаев // Изв. ВУЗов. Машиностроение. – 1983. – № 9. – С. 94-97.
2. Вирабов Р.В. Определение мощности потерь на трение в контакте фрикционной пары – колесо с пневматической шиной-жесткое основание / Р.В. Вирабов, А.Н. Мамаев // Бесступенчато-регулируемые передачи: Межвуз. сб. научн. тр.- Ярославль, 1978. - Выпуск 3. - С. 61-67.
3. Вирабов Р.В. Анализ кинематических и силовых соотношений при качении эластичного колеса по жесткому основанию / Р.В. Вирабов, А.Н. Мамаев // Механика машин. – 1980. – вып. 57. – С. 101-106.
4. Вирабов Р.В. Общие вопросы взаимодействия эластичного колеса с жесткой опорной поверхностью / Р.В. Вирабов, А.Н. Мамаев, Т.А. Балабина // ААИ “Автомобиле-и тракторостроение”, посвященной 145-летию МГТУ “МАМИ”, тезисы докл. Международной научно-практической конференции секция 5 ”Колеса и шины”. – Москва, 2010г. – С. 73-80.
5. Балабина Т.А. Механика качения эластичного колеса по жесткой опорной поверхности / Т.А. Балабина, А.Н. Мамаев. – Сборник: Технические науки: тенденции, перспективы и технологии развития. – 2014. – С. 20-25.
6. Вирабов Р.В. К вопросу наименьшей величине коэффициента сопротивления качению эластичного колеса по жесткой горизонтальной поверхности / Р.В. Вирабов, А.Н. Мамаев. // Изв. Вузов. Машиностроение. – 1987.- №10. - С. 85-88
7. Мамаев А.Н. Определение коэффициента тангенсальной эластичности колеса с тороидалной формой беговой дорожки / А.Н. Мамаев // Изв. Вузов. Машиностроение. – 1982. - №10. - С.80-86.
8. Мамаев А.Н. Влияние вида принимаемого закона распределения нормальных давлений в контакте колеса с жестким основанием на расчетные силовые / А.Н. Мамаев, Г.С. Вуколова, Л.Н. Дмитриева // Сборник научных трудов, посвященных 60-летию воссоздания МАМИ.- Москва: Изд. МГТУ МАМИ. – 1999. - С. 112-118.
9. Вирабов Р.В. Влияние режима качения эластичного колеса на величину боковой силы при боковом уводе // Р.В. Вирабов, А.Н. Мамаев, А.П. Маринкин, Ю.М. Юрьев // Вестник машиностроения – 1986. - №1. – С. 33-35.
10. Вирабов Р.В. Анализ силовых соотношений при качении ведомого эластичного цилиндрического колеса по криволинейной траектории / Р.В. Вирабов, А.Н. Мамаев // Механика машин. – 1980.- Вып. 57. – С. 105-112.
11. Вирабов Р.В. Исследование контактных явлений при криволинейном качении тороидалного колеса / Р.В. Вирабов. – 1980. - №2. – С. 33-38
12. Вирабов Р.В. Определение сил и моментов, действующих на тороидалное колесо при криволинейном качении/ Р.В. Вирабов, А.Н. Мамаев // Известие Вузов. Машиностроение. – 1980.- №3. – С. 30-34.
13. Мамаев А.Н. Определение силовых характеристик эластичного колеса при качении уводом по криволинейной траектории / А.Н. Мамаев, И.В. Сазанов, Ю.П. Назаров // Материалы II Всесоюзного симпозиума “Проблемы шин и резинокордных материалов. Прочность и долговечности”. – Москва: НИИШП. – 1990. - С. 50-56.
14. Мамаев А.Н. Влияние условий работы шин на износ их беговой дорожки / А.Н. Мамаев // Грузовик. – 1999. - №9.
15. Балабина Т.А. Механика качения эластичного колеса по жесткой опорной поверхности / Т.А. Балабина, Ю.И. Бровкина, С.И. Чепурной // Актуальные вопросы развития науки: сборник статей международной научно-практической конференции (Уфа, 14 февраля 2014). – Уфа, 2014. – С. 30-38.
16. Балабина Т.А. Силовые и кинематические характеристики эластичного колеса при качении по жесткому основанию / Т.А. Балабина, Ю.И. Бровкина, С.И. Чепурной // Эволюция научной мысли: сборник статей международной научно-практической конференции (Уфа, 21 февраля 2014). – Уфа, 2014. – С. 40-46.
17. Балабина Т.А. Определение продольной силы, действующей в контакте катящегося эластичного колеса и жесткого основания при стендовых испытаниях / Т.А. Балабина, Ю.И. Бровкина, А.Н. Мамаев // Достижения и перспективы технических наук: сборник статей международной научно-практической конференции (Уфа, 10 октября 2014). – Уфа, 2014. – С. 41-44.

# Elastic Toroidal Wheel Rolling with Side Slip

T.A. Balabina, Y.I. Brovkina, A.N. Mamaev

Moscow Polytechnic University

Moscow, Russia

[balabinatmm@gmail.com](mailto:balabinatmm@gmail.com)

*Abstract.* The toroidal convex of the treadmill wheel increases the rolling resistance force and its wear rate [1], that usually takes place only at small longitudinal forces in contact zone. However, there are practically no data of the influence of this structural parameter of the wheel on its force kinematic characteristics under the straight rolling with slip. This work is devoted to this problem. To solve this problem and assuming that the contact area close to ellipse while the normal pressure is

distributed under the parabolic law we get the equations determining the lateral force, the cornering moment in contact zone, the friction loss of different toroidality wheels in the function of slip side angle and longitudinal tangential force, acting in contact zone.

*Keywords:* wheel, rolling, toroidally (convex), friction, force, power losses on friction, the radius of convexi.

# К расчету коэффициента запаса сцепления

Мамбеталин К. Т.

Южно-Уральский государственный университет  
Челябинск, Российская Федерация  
[kahim2010@mail.ru](mailto:kahim2010@mail.ru)

**Аннотация.** Крутящий момент двигателя передается к ведущим колесам автомобиля через муфту сцепления и трансмиссию. Наибольшее применение в автомобилях сцепления. Общепринятым аналитическим определением величины этого коэффициента является расчет по конструктивным параметрам муфты сцепления, и она имеет постоянное значение. Но двухмассовая динамическая модель автомобиля показывает, что эта величина не может иметь постоянного значения. По этой динамической модели получили фрикционные муфты сцепления, различных конструкций. Надежность и эффективность передачи крутящего момента определяется коэффициентом запаса сцепления. Общепринятым аналитическим определением величины этого коэффициента является расчет по конструктивным параметрам муфты сцепления, и она имеет постоянное значение. Но двухмассовая динамическая модель автомобиля показывает, что эта величина не может иметь постоянного значения. По этой динамической модели можно определить величину коэффициента запаса сцепления. При этом учитываются и технические, конструктивные характеристики автомобиля и передаточные числа трансмиссии и условия движения.

Рассчитанная, по моменту сопротивления движению автомобиля, коэффициент запаса сцепления повысит его тяговые показатели.

**Ключевые слова:** коэффициент запаса сцепления, момент трения сцепления, момент сопротивления движению.

## ВВЕДЕНИЕ

В автомобилях и тракторах крутящий момент двигателя передается трансмиссией к ведущим колесам, ведущим звездочкам. При этом изменение крутящего момента в трансмиссии оценивается ее передаточным числом. Крутящий момент на ведущих колесах (звездочках) побуждает силу тяги, обеспечивающую движение автомобиля (трактора) в результате их взаимодействия с дорогой. Первичным элементом трансмиссии является муфта сцепления, или просто сцепление. Часть сцепления, соединенная с коленчатым валом двигателя, будет ведущей частью сцепления. Другая, ведомая часть, соединена с первичным валом коробки передач. В зависимости от характера связи между этими частями различаются фрикционные, гидравлические, электромагнитные сцепления.

Наибольшее распространение получили фрикционные сцепления, в которых крутящий момент передается силами трения.

Автомобиль тронется с места и начинает разгон только тогда, когда крутящий момент на ведомой части сцепления будет достаточным для преодоления сил сопротивления дороги движению на ведущих колесах.

## СУЩЕСТВО ВОПРОСА

Фрикционная муфта сцепления является весьма нагруженным элементом трансмиссии автомобилей и тракторов [1...10]. При всех режимах движения: разгон

автомобиля, его торможение, особенно, резкое, движение на различных передачах, преодоление препятствий и т.д. – она должна обеспечить надежную передачу крутящего момента двигателя к механизмам трансмиссии. От ее работы зависят тягово-скоростные качества автомобиля. Повышение этих качеств является задачей для исследователей и конструкторов. Передача крутящего момента двигателя автомобиля в полном объеме к его ходовой части обеспечивается при достаточном запасе работоспособности сцепления, который оценивается соответствующим коэффициентом.

Коэффициент запаса сцепления автомобилей определяют по общепринятой формуле [11]

$$\beta = \frac{M_{сц}}{M_e} \quad (1)$$

где  $M_{сц}$  – момент трения сцепления, Нм;  $M_e$  – максимальный крутящий момент двигателя, Нм.

Момент трения сцепления

$$M_{сц} = P\mu_0 r_{ср} n \quad (2)$$

где  $P$  – усилие пружин при включенном сцеплении, Н;  $\mu_0$  – коэффициент трения;  $r_{ср}$  – радиус приложения равнодействующей сил трения, м;  $n$  – число поверхностей трения.

Максимальный крутящий момент двигателя по уравнению С.Р. Лейдермана [12]

$$M_e = kM_N \left[ a + b \left( \frac{n_e}{n_N} \right) - c \left( \frac{n_e}{n_N} \right)^2 \right] \quad (3)$$

где  $k$  – коэффициент увеличения крутящего момента;  $M_N$  – крутящий момент двигателя при максимальной мощности двигателя, Нм;  $a, b, c$  – коэффициенты, характеризующие приспособляемость двигателя режимам эксплуатации по крутящему моменту и частоте вращения;  $n_e$  – частота вращения коленчатого вала двигателя, об/мин;  $n_N$  – частота вращения коленчатого вала двигателя при его максимальной мощности, об/мин.

Эти уравнения показывают, что величина коэффициента запаса по уравнению (1) определяется только конструктивными параметрами сцепления и характеристиками двигателя. А они являются, по существу, статическими. Поэтому коэффициент запаса сцепления по этому уравнению является статической величиной. А фактический этот коэффициент не может быть постоянной величиной.

Необходимо отметить также, что тип сцепления (постоянно или непостоянно замкнутой) и его конструкция по числу дисков влияют на величину коэффициента запаса сцепления.

Величина расчетного момента трения сцепления, для недопущения пробуксовки сцепления во включенном состоянии, должна быть больше максимального момента двигателя в 1,3...1,5 раза [11]. В современных конструкциях значения коэффициента запаса сцепления составля-

ют: для легковых автомобилей 1,3...1,75; для грузовых автомобилей варьирует в пределах 1,6...2,5 [13]. А для грузовых автомобилей высокой проходимости достигают и 3,5.

Уравнение (1) широко используется в расчетах. Однако здесь не принимается в расчет характеристики трансмиссии автомобиля (передаточное число, КПД), условия движения автомобиля (сопротивление дороги, подъемы, спуски, ускорение, торможение). Вследствие этого аналитическое определение коэффициента запаса сцепления, по нашему мнению, нуждается в уточнении.

Обратимся к двухмассовой эквивалентной динамической модели автомобиля (рис. 1).

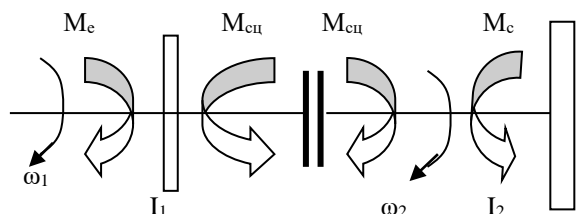


Рис. 1. Двухмассовая эквивалентная динамическая модель автомобиля:  $\omega_1, \omega_2$  – угловая скорость соответственно ведущей и ведомой частей сцепления;  $M_e, M_{сц}, M_c$  – соответственно крутящий момент двигателя, момент трения сцепления и момент сопротивления движению;  $I_1, I_2$  – приведенный соответственно к ведущей и ведомой частям сцепления моменты инерции вращающихся масс

Математическое выражение этой двухмассовой модели

$$M_e - M_{сц} = I_1 \varepsilon_1 \quad (4)$$

$$M_{сц} - M_c = I_2 \varepsilon_2 \quad (5)$$

где  $\varepsilon_1, \varepsilon_2$  – угловые ускорения соответственно ведущей и ведомой частей сцепления

Приведенные модель и уравнения показывают, что сопротивление дороги передается через передаточный элемент и сцепление к двигателю. Крутящий момент двигателя должен обеспечить ведущие колеса автомобиля крутящим моментом, способным обеспечить его поступательное движение.

Из уравнений (4,5) имеем

$$M_e = M_c + I_1 \varepsilon_1 + I_2 \varepsilon_2 \quad (6)$$

Т.е. крутящий момент двигателя должен соответствовать сумме момента сопротивления на ведущих колесах и моментов инерционных сил двигателя и автомобиля. Поэтому вполне логичным будет такое определение величины коэффициента запаса сцепления:

$$\beta = \frac{M_c + I_1 \varepsilon_1 + I_2 \varepsilon_2}{M_e} \quad (7)$$

Полученный коэффициент, в отличие от коэффициента по уравнения (1) будет динамическим коэффициентом запаса сцепления.

Момент сопротивления движению автомобиля по горизонтальному участку дороги

$$M_c = \frac{\psi m_a g r_k}{u_{mp} \eta_{mp}} \quad (8)$$

где  $\psi$  – коэффициент сопротивления дороги;  $m_a$  – полная масса автомобиля, кг;  $r_k$  – радиус качения ведущих колес,

$m$ ;  $u_{тр}$  – передаточное число трансмиссии;  $\eta_{тр}$  – КПД трансмиссии.

Как показывает уравнения (7) и (8) на величину коэффициента запаса сцепления влияют не только характеристики двигателя, но и тип, и состояние дороги, скорость движения, подъемы и спуски, конструктивные параметры автомобиля, характеристики его трансмиссии. И эта величина меняется в зависимости от передаточного числа трансмиссии. Т.е. она является динамической величиной.

Показатель  $I_1$  является моментом инерции вращающихся частей двигателя  $I_e$  и вследствие незначительности ее величины, составляющим  $I_{e1}$  уравнения (7) можно пренебречь. И, тогда динамический коэффициент запаса сцепления

$$\beta = \frac{M_c + I_2 \varepsilon_2}{M_e} \quad (9)$$

Числитель уравнения является моментом трения сцепления

$$M_{сц} = M_c + I_2 \varepsilon_2 \quad (10)$$

Приведенный к сцеплению момент инерции автомобиля  $I_2$

$$I_2 = \frac{\delta' m_a r_k^2}{u_{mp}^2} \quad (11)$$

где  $\delta'$  – коэффициент учета вращающихся масс автомобиля ( $\delta' = 1,04$  [11]).

В табл. 1, приведены результаты расчетов по уравнениям (8...11) по грузовому автомобилю КАМАЗ-5320. (подобные результаты получены и по другим автомобилям).

Таблица 1

Величины коэффициента запаса сцепления по передачам

№ передачи	$M_c$ , Нм	$I_2$ , кгм <sup>2</sup>	$\varepsilon_2$ , с <sup>-2</sup>	$M_{сц}$ , Нм	$\beta = M_c/M_e$
I	434,4	1,19	2,04	436,8	0,68
II	842,2	4,51	2,02	851,3	1,32
III	1221,5	6,25	1,28	1229,5	1,92
IV	1997,1	31,32	0,71	2019,3	3,13
V	3053,8	73,3	0,32	3077,2	4,79

В расчетах значения параметров были приняты:  $\psi = 0,3$  (грунтовая дорога, в мокром состоянии) [14, 15]; полная масса автомобиля - 15305 кг;  $r_k = 0,49$  м;  $\eta_{тр} = 0,9$ ;  $u_{тр}$  [16]: I передача – 56,4;

II передача – 29,09;

III передача – 18,05;

IV передача – 11,04;

V передача – 7,22.

По данным табл. 1 можно сделать следующие выводы: 1.  $M_{сц}$  имеет по передачам значения чуть выше, чем  $M_c$ , следовательно, расчет коэффициента запаса сцепления можно вести по моменту сопротивления движению автомобиля; 2. Величина коэффициента увеличивается с нижней передачи к высшей, что показывает ее динамичность.

3. Значения динамического коэффициента выше величины статического коэффициента.

Следует отметить, как было указано выше, расчеты производились для движения по горизонтальному участку дороги. Очевидно, что для преодоления подъемов величина коэффициента запаса сцепления будет еще больше.

Как известно, по опыту эксплуатации автомобилей, увеличение коэффициента запаса сцепления уменьшает время буксования и работу буксования, и нагрев деталей сцепления. И далее положительно влияет на эксплуатационные свойства автомобиля (возможность работы двигателя при выбранном режиме включения сцепления, режим включения, ускорение в процессе включения).

Полученные результаты были проверены по влиянию на тягово-скоростные качества автомобиля.

Тяговое усилие автомобиля [17]

$$P_T = \frac{M_e u_{тр} \eta_{тр}}{r_k} \quad (12)$$

Перепишем это уравнение через динамический  $\beta$ .

$$P_T = \frac{M_{сц} u_{тр} \eta_{тр}}{\beta r_k} \quad (13)$$

Расчеты по этому уравнению дали следующие результаты: I передача – 66,2 кН;

II передача – 34,1 кН;

III передача – 23,4 кН;

IV передача – 14,4 кН;

V передача – 9,4 кН

Преобразуя уравнение (12) через статический  $\beta$ , получим

$$P_T = \frac{M_{сц} u_{тр} \eta_{тр}}{\beta r_k} \quad (14)$$

Момент трения сцепления рассчитывался по формуле (2), по технической характеристике муфты сцепления автомобиля КамАЗ -5320 [18...20] ( $P = 12,9$  кН;  $\mu_0 = 0,16$ ;  $r_{ср} = 0,16$  м;  $n = 4$ ;  $\beta = 2,1$ ). И он оказался равен 1320,9 Нм.

Тяговое усилие автомобиля по уравнению (14): I передача – 65,1 кН;

II передача – 33,6 кН;

III передача – 20,8 кН;

IV передача – 12,7 кН;

V передача – 8,3 кН.

Скорость движения автомобиля [3]

$$V = 3,6 r_k \frac{\omega_e}{u_{тр}}, \text{ км/ч} \quad (15)$$

где  $\omega_e$  – частота вращения коленчатого вала двигателя, с<sup>-1</sup>.

Преобразуя это уравнение через коэффициент запаса сцепления, получим

$$V = 3,6 r_k \frac{N_e \beta}{M_{сц} u_{тр}} \quad (16)$$

где  $N_e$  – максимальная мощность двигателя, кВт (автомобиль КамАЗ – 154 кВт).

Расчеты по этой формуле дали следующие результаты: I передача – 7,5 км/ч;

II передача – 14,6 км/ч;

III передача – 23,6 км/ч;

IV передача – 38,6 км/ч;

V передача – 59,1 км/ч.

Такие же расчеты были проведены по статическому коэффициенту запаса сцепления - :

I передача – 7,6 км/ч;

II передача – 14,8 км/ч;

III передача – 23,9 км/ч;

IV передача – 39,1 км/ч;

V передача – 59,8 км/ч.

Приведенные результаты расчетов показывают, что тяговые показатели автомобиля при примерно равных скоростях движения, по динамическому коэффициенту запаса сцепления несколько выше, чем по общепринятым расчетам по статическому коэффициенту запаса сцепления.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ (ВЫВОДЫ)

Все вышеизложенное является основанием для утверждения, что на стадии проектирования расчет величины коэффициента запаса сцепления должен производиться по моменту сопротивления движению автомобиля с учетом характеристик трансмиссии и исходя из тяжелых условий движения автомобиля.

Правильно спроектированное и сконструированное сцепление должно обеспечить надежную передачу крутящего момента во всех условиях эксплуатации, плавное включение и быстрое, полное разъединение поверхностей трения, надежное предохранение деталей трансмиссии от перегрузок.

Коэффициент запаса сцепления, установленный по моменту сопротивления движению автомобиля будет способствовать снижению динамических нагрузок на трансмиссию автомобиля. В пользу этого утверждения говорят результаты теоретических и экспериментальных исследований [21]: – при трогании с места автомобиля в трансмиссии возникают крутящие моменты, значительно превосходящие моменты, определенные при статическом расчете;

– при резком трогании с места максимальный крутящий момент на первичном валу коробки передач (а следовательно, на ведомой части сцепления – М.К.Т.) может в 1,5 раза превышать установившийся (статический – М.К.Т.) момент трения сцепления;

– максимальные динамические нагрузки при резком трогании с места возникают при буксующем сцеплении и практически неподвижном автомобиле;

– момент трения сцепления нарастает очень быстро (за 0,01...0,03 с).

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Иванов А.М. Основы конструкции автомобиля: учебник для вузов / А.М. Иванов, А.Н. Солнцев, В.В. Гавевский и др. - М.:ООО «Книжное издательство «За рулем», 2006. – 336 с.

2. Оsepчугов В.В. Автомобиль: Анализ конструкций, элементы расчета: учебник для студентов вузов / В.В. Оsepчугов, А.К. Фрумкин. – М.: Машиностроение, 1989. – 304с.

3. Барский И.Б. Сцепления транспортных и тяговых машин / И.Б. Барский, С.Г. Борисов, В.А. Галягин. – М.: Машиностроение, 1989. – 344с.

4. Геккер Ф.Р. Расчет упругих систем с тарельчатыми пружинами / Ф.Р. Геккер. – М.: Машиностроение, 1971. – 56 с.

5. Егорушкин В.Е. Тракторы и сельскохозяйственные машины / В.Е. Егорушкин. – М.: Агропромиздат, 1986. – 320 с.

6. Зельцерман И.М. Фрикционные муфты и тормоза гусеничных машин / И.М. Зельцерман, Д.М. Каминский, А.Д. Оношко. – М.: Машиностроение, 1985. – 238 с.
7. Румянцев Л.А. Проектирование автоматизированных автомобильных сцеплений / Л.А. Румянцев. – М.: Машиностроение, 1975. – 176 с.
8. Шарипов В.М. Конструирование и расчет тракторов / В.М. Шарипов. – М.: Машиностроение, 2009. – 751 с.
9. Щеренков Г.М., Кулев В.А. Расчет основных размеров и параметров муфт сцепления автомобилей и тракторов / Г.М. Щеренков, В.А. Кулев. – М.: Машиностроение, 1973. – 64 с.
10. Щеренков Г.М., Галягин В.А. Развитие конструкций однодисковых муфт сцепления / Г.М. Щеренков, В.А. Галягин. – М.: ЦНИИТЭ тракторосельхозмаш, 1983. – 42 с.
11. Нарбут А.Н. Автомобили: Рабочие процессы и расчет механизмов и систем / А.Н. Нарбут. – 2-е изд., испр. – М.: Издательский центр «Академия», 2008. – 253с.
12. Вахламов, В.К. Автомобили: теория и конструкция автомобиля и двигателя / В.К. Вахламов, М.Г. Шатров, А.Л. Юрчевский. – М.: Академия, 2012. – 816 с.
13. Петров, Г.Г. Трансмиссия автомобилей (анализ конструкций, основы расчета) / Г.Г. Петров, Э.И. Удлер. – Томск : Изд-во Том. гос. архит.-строит. ун-та, 2008. – 255 с.
14. Бондаренко, Е.В. Тяговая динамика автомобиля: учебное пособие / Е.В. Бондаренко, С.Е. Горлатов, А.А. Гончаров - Оренбург: ГОУ ОГУ, 2008. - 136 с.
15. Литвинов А.С., Фаробин Я.Е. Автомобиль: Теория эксплуатационных свойств / А.С. Литвинов, Я.Е. Фаробин. – М.: Машиностроение, 1989. – 240 с.
16. Беляев В.П. Основные характеристики современных автомобилей и тракторов: Справочное пособие / В.П. Беляев. – Челябинск: Изд.ЮУрГУ, 2003. – 66 с.
17. Вахламов, В.К. Автомобили: конструкция и элементы расчёта / В.К. Вахламов. – М. : Академия, 2006. – 527 с.
18. Губарев А.В. Конструирование и расчет наземных транспортно-технологических средств / А.В. Губарев, А.Г. Уланов. – Челябинск, Изд.Центр ЮУрГУ, 2015. – 564 с.
19. Донский Д.М., Фомина Г.Г. Автомобили «КАМАЗ» типа 6х6 / Д.М. Донский, Г.Г. Фомина. – М.: Машиностроение, 1990. – 395 с.
20. Краткий автомобильный справочник НИИАТ. Грузовые автомобили. – 2004. – 667 с.
21. Гришкевич А.И. Применение ЭВМ при конструировании и расчете автомобиля. / А.И. Гришкевич, Л.А. Молибошко, О.С. Руктешель, В.М. Беляев. – М.: Выш. школа, 1978. – 264 с.

## The Calculation of the Clutch Safety Factor

Mambetalin K.T.

South Ural State University  
Cheljabinsk, Russian Federation  
kahim2010@mail.ru

**Abstract.** Engine torque is transmitted to the drive wheels of the vehicle via a clutch and a transmission. The most widely used in cars got friction clutch, a variety of designs. Reliability and torque transmission efficiency is determined by the clutch safety factor. A common definition of the analytical values of this coefficient is calculation of the design parameters of the clutch, and it has a constant value. But the two-mass dynamic model of the vehicle indicates that the value can not be a constant value. You can determine the grip safety factor for this dynamic model. This

takes into account and technical, structural characteristics and the vehicle transmission gear ratios and movement conditions. Calculated, the torque resistance to movement of the vehicle, clutch safety factor increase its traction performance.

**Key words:** clutch safety factor, friction clutch torque, moment of resistance movement.



# Оценка эффективности механизма поворота ковша канатного экскаватора

Исаков В.С., Максимов В.П.

Южно-Российский государственный политехнический университет (НПИ) имени М.И. Платова  
Новочеркасск, Россия  
[kafedra\\_sdkm@mail.ru](mailto:kafedra_sdkm@mail.ru)

Максимов Ю.В.

ООО “КЗ “Ростсельмаш”  
Ростов-на-Дону, Россия  
[019468@oaorsm.ru](mailto:019468@oaorsm.ru)

**Аннотация.** Приведены результаты экспериментального и аналитического исследования работы инновационного бесприводного механизма поворота ковша канатного экскаватора. Это потребовало дополнить математическую модель рабочего процесса копания необходимыми техническими характеристиками элементов рабочего органа, в том числе гидроцилиндров, выполняющих в принятой схеме механизма роль кинематических звеньев переменной длины и их соединительных трубопроводов. Результаты, полученные на основе математической модели, были проверены посредством эксперимента и доказали, что получен достаточно надежный инструмент, способный имитировать работу механизма поворота ковша в различных производственных условиях на различных типах канатных экскаваторов.

**Ключевые слова:** канатный экскаватор, поворот ковша, экспериментальные исследования, численное моделирование.

## ВВЕДЕНИЕ

Повышение конкурентоспособности универсальных канатных экскаваторов зависит, в первую очередь, от возможности повышения их производительности до уровня гидравлических экскаваторов. Это, как показано в [1–4], возможно за счет сохранения на всех участках рабочей траектории объема зачерпнутого грунта посредством инновационного механизма поворота ковша. Оценка эффективности, и как следствие, конкурентоспособности одноковшовых экскаваторов может определяться на базе удельных приведенных затрат, которые непосредственно связаны с производительностью работы. Кинематическое исследование предложенного механизма приведено в [5], а математическая модель процесса копания с поворотом ковша в [6]. Поскольку все одноковшовые канатные экскаваторы имеют общую конструктивную схему рабочего оборудования обратная лопата, то экспериментальные исследования и численное моделирование динамических характеристик рабочих процессов проводится на примере наиболее распространенного в своем классе экскаватора ЭО-4112 с объемом ковша 0,65 м<sup>3</sup>.

## ЦЕЛЬ ИССЛЕДОВАНИЯ

Провести оценку эффективности применения на канатных экскаваторах с обратной лопатой разработанного бесприводного механизма поворота ковша на основе анализа результатов численного моделирования и экспериментальных исследований.

При численном моделировании динамических характеристик процесса копания с поворотом ковша необходимо дополнительно оценить потери давления  $\Delta P_i$ , которые, в свою очередь, определяют дополнительный момент со-

противления повороту ковша. Эти потери могут быть определены на основе известных [7] зависимостей

$$\Delta P_i = \lambda \frac{L}{D_{mp}} \frac{\rho_m}{2} v_{ж}^2,$$

где  $\lambda$  – коэффициент потерь на трение;  $L$  – длина трубопроводов;  $D_{mp}$  – диаметр трубопроводов;  $\rho_m$  – плотность масла;  $v_{ж}$  – скорость течения жидкости в трубопроводах. Скорость течения жидкости в трубопроводах равна

$$v_{ж} = v_{ци} \frac{D_{ци}^2}{D_{mp}^2},$$

где  $v_{ци}$  – скорость относительного перемещения гидроцилиндра. Для цилиндра Ц1 определяется по выражению  $v_{ци1} = -\omega_7 EH \cdot \sin(\varphi_7 - \gamma)$ , а для цилиндра Ц2 по  $v_{ци2} = \omega_1 O_2 B \sin \varepsilon$  (соответствующие обозначения приведены в [5, 6]);  $D_{ци}$  – диаметр соответствующего цилиндра.

Технические характеристики основных элементов динамической системы, используемые при расчетах на ЭВМ по формулам [5, 6] определены для экскаватора ЭО-4112 из научной и справочной литературы, технической документации на экскаватор, а для модели рабочего органа известными экспериментальными и теоретическими методами. Это: кратность полиспастной системы –  $a$ ; КПД полиспастной системы –  $\eta_n$ ; модуль упругости каната при растяжении в МПа –  $E_k$ ; суммарная площадь поперечного сечения проволок каната в м<sup>2</sup> –  $\Omega_k$ ; радиус барабана тягового каната в м –  $r_{\sigma}$ ; ширина ковша в м –  $b$ ; собственная масса ковша в кг –  $m_k$ ; радиус центра масс ковша в м –  $R_G$ ; плотность грунта в кг/м<sup>3</sup> –  $\rho_{gp}$ ; коэффициент максимального наполнения ковша –  $k_n$ ; вместимость ковша в м<sup>3</sup> –  $q$ ; удельное сопротивление копанию в МПа –  $k_1$ ; диаметр цилиндра в м –  $D_{ци1,2}$ ; площадь гидроцилиндров в м<sup>2</sup> –  $A$ ; диаметр трубопроводов в м –  $D_{тр}$ ; длина трубопроводов в м –  $L$ ; плотность масла в кг/м<sup>3</sup> –  $\rho_m$ ; коэффициент потерь на трение –  $\lambda$ ; усилие на штоке гидроцилиндра Ц2 в Н –  $F_{ц2}$ ; передаточное число привода –  $i$ ; КПД привода –  $\eta_m$ ; масса рукояти в кг –  $m_p$ ; радиус рукояти в м –  $R_p$ ; угол поворота рукояти в град –  $\varphi_p^{max}$ ; радиус передней кромки ковша относительно рукояти в м –  $r_k$ ; угловая координата в град –  $\beta_{цм}$ ; угол геометрии ковша в град –  $\beta$ .

Приведение к валу двигателя моментов инерции ковша с грузом выполняли по следующим формулам: для экскаватора типа ЭО-4112

$$J_k = [503,21 + (585 + m_{гр}(\varphi)5,76)] \left( \frac{\omega_1}{\omega_{дв}} \right)^2;$$

для модели

$$J_k = [0,037 + (1,25 + m_{гр}(\varphi)0,103)] \left( \frac{\omega_1}{\omega_{дв}} \right)^2.$$

В качестве оценки качества переходных процессов были приняты следующие показатели: коэффициент динамичности  $k_d$ , колебательность  $K$  и время переходного процесса  $t_p$ . Коэффициент динамичности для экскаватора ЭО-4112 по усилиям в тяговом канате составил  $k_d = 1,15$ , а по усилиям в гидроцилиндрах Ц2  $k_d = 1,23$ . Коэффициент динамичности для модели рабочего органа по усилиям в тяговом канате составил  $k_d = 1,27$ , а по усилиям в гидроцилиндрах Ц2  $k_d = 1,23$ . Таким образом, все полученные при численном моделировании значения указанных характеристик не превышают допустимых [8]. При этом расчетная колебательность переходных процессов  $K$  для всех фазовых координат не превышала 4 единицы. Время переходного процесса  $t_p$  для экскаватора ЭО-4112 лежит в пределах 0,4...0,6 секунды, а для модели имеет значение не более 0,1 секунды. Эти значения подтверждают, что стабилизация работы механизма поворота наступает достаточно быстро, не оказывая существенного влияния на протекание рабочего процесса.

На рис. 1 приведены, в качестве примера, некоторые результаты проведенных на ЭВМ в среде символьной алгебры *Mapl* расчетов динамических характеристик процесса копания при работе канатного экскаватора типа ЭО-4112.

Экспериментальные исследования проводились на физической модели рабочего органа канатного экскаватора в специализированной лаборатории кафедры “Подъемно-транспортные, строительные и дорожные машины” Юж-

верситета (НПИ) имени М.И. Платова. Основные геометрические параметры рабочего органа модели относятся к соответствующим параметрам канатного экскаватора ЭО-4112 в масштабе 1:7. При исследованиях использовалась специальная аппаратура управления приводом, включающая электронную систему регулирования скоростью электродвигателя тягового барабана, гидрораспределители и датчики давления типа БД ПД-Р 19, а также приборы контроля параметров копания: – программируемый логический контроллер СПК-105; – модули ввода-вывода аналоговых сигналов МВ 110-224. 2А, МВ 110-224. 1ТД, соответственно для датчиков давления БД ПД-Р 19 и датчика усилий Zemic H3-C3-150 в тяговом канате; персональный компьютер (ПК) записывающий все измеряемые параметры в формате MS Excel через модули ввода/вывода аналоговых сигналов МВ 110-224 (2А и 1ТД) и панельный программирующий логический контроллер СПК-105. Это оборудование позволило получить следующие энергетические, силовые, кинематические и массовые показатели процесса копания:

– усилия в тяговом канате; – давления (усилия) в гидроцилиндрах; – ход штоков гидроцилиндров; – угол поворота рукояти относительно стрелы; – угол поворота ковша относительно рукояти; – массу грунта в ковше. Полученные в процессе экспериментальных исследований данные обрабатывались по известным методикам с применением ЭВМ. Надежность опытов 0,9 при числе повторов 7, точность опытов 6%.

Фотофиксация основных частей процесса копания мо-

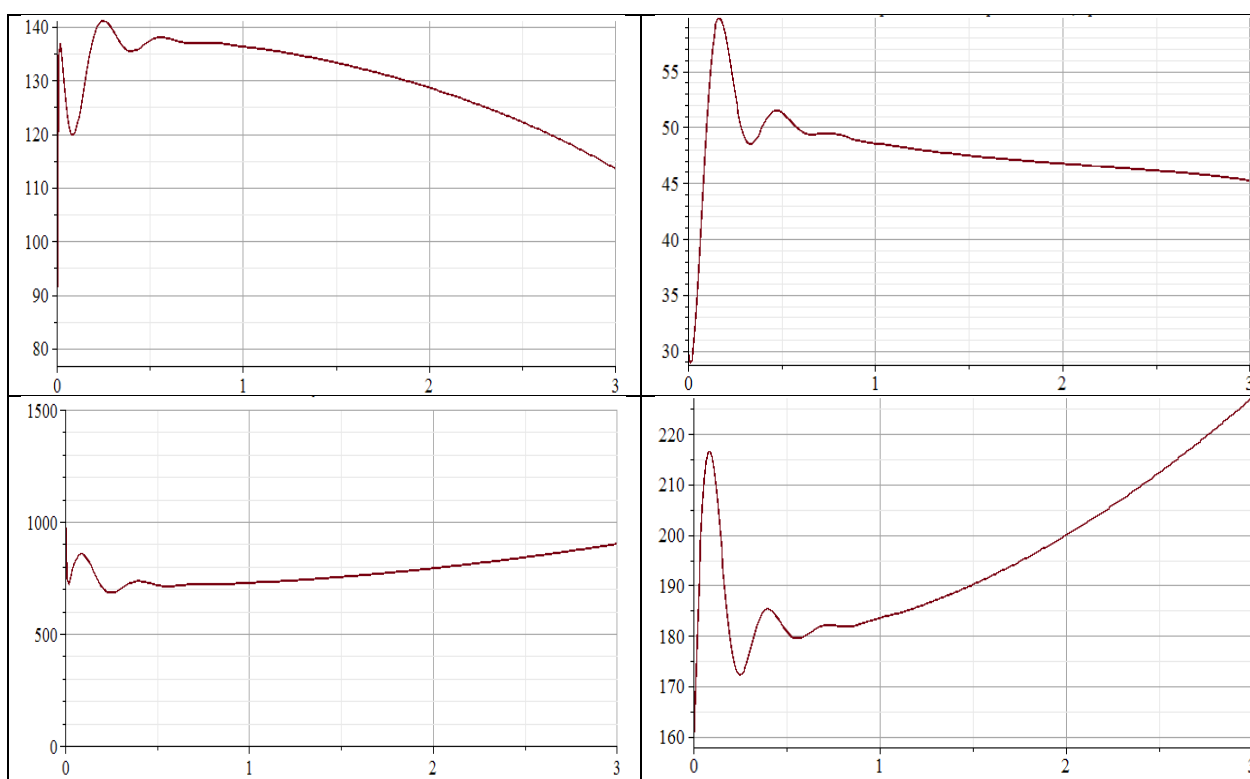


Рис. 1. Численное моделирование динамических характеристик механизма поворота ковша:

- а) – угловая скорость приводного барабана, град/с;
- б) – угловая скорость поворота ковша, град/с;
- в) – момент на валу двигателя, Н\*м; г) – усилие в тяговом канате, кН

но-Российского государственного политехнического уни-

верситета (НПИ) имени М.И. Платова. Основные геометрические параметры рабочего органа модели относятся к соответствующим параметрам канатного экскаватора с поворотом ковша показана на рис. 2.

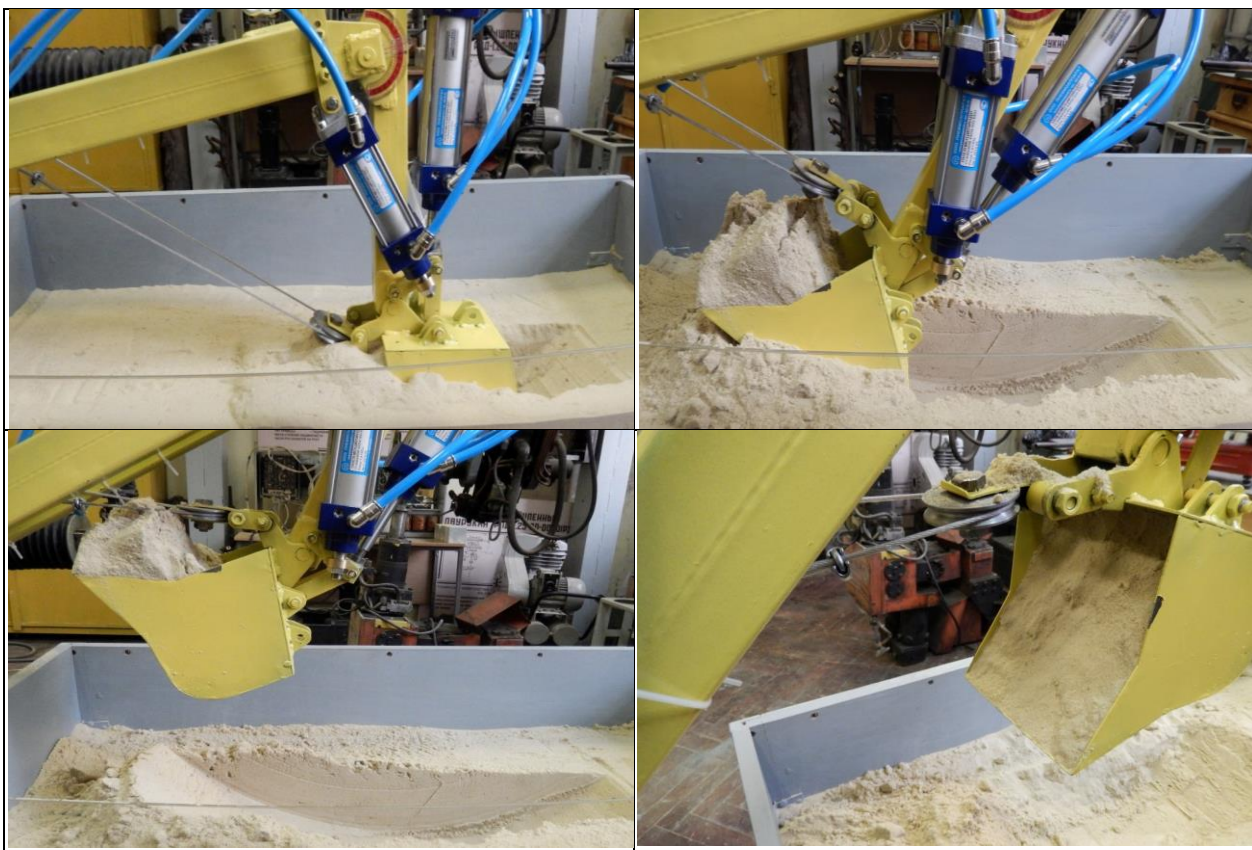


Рис. 2. Экспериментальное исследование механизма поворота ковша на модели канатного экскаватора:  
 а) – начало работы механизма поворота ковша; б) – наполнение ковша при выходе из траншеи;  
 в) – сохранение набранного материала при маневровых операциях;  
 г) – потеря части набранного материала при работе жестко закрепленного ковша

Данные экспериментального исследования подтверждают основные положения теоретических исследований [1, 2, 3, 5] и адекватность физической и математической моделей. Сравнение результатов численного моделирования, выполненных по известным [5, 6] расчетным формулам, и проведенных экспериментов на модели показывают, что теоретические и экспериментальные зависимости практически совпадают. Относительная погрешность по всем позициям не превышает 14%. Основные оценочные показатели эффективности приведены в таблице.

Таблица

Обобщенные данные результатов экспериментального исследования

№ п.	Наименование показателя	Ковш с поворотом	Ковш неповоротный	Относительно, %
1	Максимальное усилие в тяговом канате, Н	291,407	265,762	109,6
2	Максимальный угол поворота ковша относительно рукояти, град	83	0	–
3	Масса груза в поднятом ковше, кг	3,545	2,735	129,6

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ (ВЫВОДЫ)

Выполненный цикл экспериментов на математических и физической моделях подтвердил гипотезу [1, 2, 4] о возможности решения проблемы поворота ковша канатного экскаватора посредством применения напряженных замкнутых контуров, когда поворот ковша происходит за счет внутренних усилий, возникающих при соответствующем взаимном расположении дополнительных звеньев переменной длины, стрелы и рукояти. Проведённые экспериментальные исследования механизма поворота ковша, построенного на этом принципе, доказали его работоспособность и позволили оценить производственную эффективность за счет повышения эксплуатационной производительности. Конечная масса материала в поворотном ковше выше чем в аналогичном неповоротном ковше в среднем на 29 %. Выполненная параллельно оценка экономической эффективности показала, что дополнительные капитальные затраты на модернизацию серийного экскаватора типа ЭО-4112 окупаются в течении полугода.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Isakov V.S. Justification of an adaptive working body of a cable excavator / V.S. Isakov, V.P. Maksimov, Y.V. Maksimov / Procedia Engineering. – 129 (2015). – P. 910–914
2. Исаков В.С. Применение напряженных замкнутых кинематических контуров в рабочих механизмах экскаваторов / В.В. Исаков, Ю.В. Максимов // Современные тен-

денции Российской системы высшего профессионального образования: матер. конф. (г. Тверь, 14–16 мая 2008 г.) – Тверь: ТГТУ, 2008. – С. 8-9.

3. Максимов В.П. Концептуальное конструирование инновационных рабочих органов канатных экскаваторов [Электронный ресурс] / В.П. Максимов, Ю.В. Максимов // Инженерный вестник Дона, 2013. – № 4. – Режим доступа: <http://www.ivdon.ru/magazine/archive/n4y2013/2183>.

4. Исаков В.С., Максимов Ю.В., Симилайский Г.М. Рабочее оборудование ковшового экскаватора // Патент РФ 2450106. 2012. Бюл. №13.

5. Максимов Ю.В. Кинематическое исследование механизма поворота ковша канатного экскаватора [Электронный ресурс] / Ю.В. Максимов // Инженерный вестник Дона. – 2013. – № 4. – Режим доступа: <http://www.ivdon.ru/magazine/archive/n4y2013/2174>.

6. Максимов Ю.В. Математическое моделирование процесса копания канатным экскаватором с поворотом ковша [Электронный ресурс] / Ю.В. Максимов, В.П. Максимов // Современные проблемы науки и образования. – 2014. – № 2; – Режим доступа: URL: <http://www.science-education.ru/116-12285>.

7. Исаков В.С. Инерционные тормозные устройства на основе замкнутых кинематических контуров / В.С. Исаков. – Ростов н/Д : Изд-во журн. «Известия вузов. Сев.-Кавк. регион», 2005. – 140 с.

8. Тарасик В.П. Математическое моделирование технических систем: Учебник для ВУЗов. – Минск: Дизайн ПРО, 2004. – 640 с.

## **Evaluating the Effectiveness of the Cable Excavator Bucket Swing Mechanism**

Isakov V.S., Maksimov V.P.

Platov South-Russian State Polytechnic University (NPI)  
Novocherkassk, Russia  
[kafedra\\_sdkm@mail.ru](mailto:kafedra_sdkm@mail.ru)

Maksimov Y.V.

LLC “Rostselmash”  
Rostov-on-don, Russia  
[019468@oaorsm.ru](mailto:019468@oaorsm.ru)

**Abstract.** The paper gives the results of experimental and analytical study of the innovative, non-driven mechanism of the cable excavator bucket swing. This required a mathematical model of the digging workflow to be complemented with the necessary technical characteristics of the working body elements, including hydraulic cylinders, performing the role of kinematic links of variable length and their connecting pipelines in the adopted mechanism scheme. The results obtained on the basis of the mathematical model were verified by experiment and proved to

be quite a reliable tool that can simulate a bucket swing mechanism operation in a variety of production conditions on different types of cable excavators.

**Keywords:** cable excavator, bucket swing, experimental studies, numerical modeling.

# Теоретическое исследование вибраций, передаваемых на раму от двигателя внутреннего сгорания тепловозов и мотовозов и их влияние на условия труда локомотивных бригад

Яицков И.А.

Ростовский государственный университет путей сообщения  
Ростов-на-Дону, Россия  
[yia@rgups.ru](mailto:yia@rgups.ru)

**Аннотация.** Создание путевых машин большой мощности и производительности, в конструкциях которых широко используются виброактивные рабочие органы, неизбежно сопровождается увеличением виброакустических характеристик. Следствием этого является не только ухудшение условий труда машинистов и локомотивных бригад, но и к акустическому и вибрационному воздействию на селитебную зону при эксплуатации в условиях территории жилой застройки. Одним из основных источников вибрационного воздействия тепловозов и мотовозов является двигатель внутреннего сгорания, устанавливаемый на несущей раме, на которой монтируются и кабины машинистов. Для разработки практических рекомендаций по снижению уровней вибрации на рабочих местах локомотивных бригад и машинистов до санитарных норм следует изучить закономерности формирования спектров вибраций в соответствующих частотных диапазонах. Поэтому в данной статье приведены результаты теоретических исследований собственных частот колебаний основного источника вибрации (двс) и уровней вибраций, создаваемых в местах крепления к несущей раме и местах крепления кабин машинистов, что фактически и определит выбор инженерных решений систем виброзащиты.

**Ключевые слова:** шум, вибрация, кабины, рама, двигатель внутреннего сгорания, тепловозы, мотовозы.

## ВВЕДЕНИЕ

На машиностроительных предприятиях и железных дорогах эксплуатируется большой парк таких машин как тепловозы и мотовозы, значительно различающихся по мощности силовых установок и обслуживающий их персонал подвергается воздействию шума и вибрации. Вибрации, возникающие на рабочих местах локомотивных бригад, в большинстве случаев превышают нормативные значения. Фактически для оценки вибраций на рабочих местах вышеуказанных следует изучить закономерности передачи вибрационного воздействия от двигателей внутреннего сгорания на несущие рамы, а также на рабочие места машинистов, в частности на пол кабины. Эти данные являются основной информацией для выбора систем виброизоляции как самих двигателей внутреннего сгорания, так и кабин машинистов в соответствии с предельно-допустимыми уровнями вибраций, что и позволяет улучшить условия труда локомотивных бригад.

Цель исследований, результаты которых представлены в данной статье, заключалась в теоретическом исследовании спектров вибраций, создаваемых двс на несущих рамах и, соответственно на рабочих местах локомотивных бригад тепловозов и мотовозов.

## АКТУАЛЬНОСТЬ

На машиностроительных предприятиях и железных дорогах эксплуатируется большой парк таких машин как тепловозы и мотовозы, значительно различающихся по мощности силовых установок и обслуживающий их персонал подвергается воздействию шума и вибрации. Вибрации, возникающие на рабочих местах локомотивных бригад, в большинстве случаев превышают нормативные значения. Фактически для оценки вибраций на рабочих местах вышеуказанных следует изучить закономерности передачи вибрационного воздействия от двигателей внутреннего сгорания на несущие рамы, а также на рабочие места машинистов, в частности на пол кабины. Эти данные являются основной информацией для выбора систем виброизоляции как самих двигателей внутреннего сгорания, так и кабин машинистов в соответствии с предельно-допустимыми уровнями вибраций, что и позволяет улучшить условия труда локомотивных бригад.

Цель исследований, результаты которых представлены в данной статье, заключалась в теоретическом исследовании спектров вибраций, создаваемых двс на несущих рамах и, соответственно на рабочих местах локомотивных бригад тепловозов и мотовозов.

## ОБЪЕКТ И МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Теоретическое исследование вибраций, передаваемых на раму от двигателя внутреннего сгорания проведено согласно расчетной схеме, представленной на рис. 1.

Колебательная система включает двигатель внутреннего сгорания (массой  $m_1$ , частотой вращения коленчатого вала  $n$ ), установленный на раме на виброизоляторах с приведенной жёсткостью  $c_1$  и демпферами с приведенным коэффициентом вязкого сопротивления  $r$  и раму (массой  $m_2$ ), имеющую приведенную жесткость  $c_2$ .

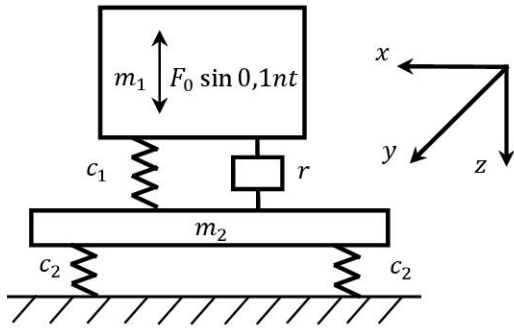


Рис. 1. Расчетная схема вибраций системы двигатель внутреннего сгорания – несущая рама

Дифференциальные уравнения движения системы имеют вид:

$$m_1 \frac{d^2 z_1}{dt^2} + r \frac{dz_1}{dt} + (c_1 + c_2)z_1 - r \frac{dz_2}{dt} - c_2 z_2 = F_0 \sin 0,1nt \quad (1)$$

$$m_2 \frac{d^2 z_2}{dt^2} - r \frac{dz_1}{dt} - c_1 z_1 + r \frac{dz_2}{dt} + c_2 z_2 = 0 \quad (2)$$

Решение системы уравнений получено в следующем виде:

$$z_1 = F_0 [c_1^2 c_2 \sin(0,1nt) - c_1^2 m_2 (0,1n)^2 \sin(0,1nt) - c_1^2 m_2 (0,1n)^2 \sin(0,1nt) - 2c_2 c_1 m_1 (0,1n)^2 \sin(0,1nt) + 2c_1 m_1 m_2 (0,1n)^4 \sin(0,1nt) + c_1 m_1^2 (0,1n)^4 \sin(0,1nt) - m_1 (0,1n)^4 r^2 \sin(0,1nt) + c_2 r^2 (0,1n)^2 \sin(0,1nt) + c_2 m_2^2 (0,1n)^4 \sin(0,1nt) - m_2 (0,1n)^4 r^2 \sin(0,1nt) - m_2 m_1^2 (0,1n)^6 \sin(0,1nt) - m_1^2 (0,1n)^5 \sin(0,1nt)] \cdot [c_1^2 c_2 - 2c_1 m_2^2 (0,1n)^6 m_1 + m_1^2 (0,1n)^4 c_1^2 + 2m_1 (0,1n)^6 r^2 m_2 - 2m_1 (0,1n)^4 r^2 c_2 + 2c_1^2 m_1 (0,1n)^4 m_2 - 2c_1^2 m_1 (0,1n)^2 c_2 + m_1^2 (0,1n)^6 r^2 + 2c_1 m_1^2 (0,1n)^4 c_2 - 2c_1 m_1^2 (0,1n)^6 m_2 + c_1^2 m_2^2 (0,1n)^4 + c_2^2 r^2 (0,1n)^2 + c_2^2 m_1^2 (0,1n)^4 + m_2^2 (0,1n)^6 r^2 + m_2^2 (0,1n)^8 m_1^2 - 2c_1^2 c_2 m_2 (0,1n)^2 + 4c_1 c_2 m_1 m_2 (0,1n)^4 - 2c_1 c_2^2 m_1 (0,1n)^2 - 2c_2 r^2 m_2 (0,1n)^2 - 2c_2 m_1^2 m_2 (0,1n)^4 + m_2^2 r^2 (0,1n)^6 + m_2^2 m_1^2 (0,1n)^8 - 2c_1^2 c_2 m_2 (0,1n)^2 + 4c_1 c_2 m_1 m_2 (0,1n)^4 - 2c_1 c_2^2 m_1 (0,1n)^2 - 2c_2 r^2 m_2 (0,1n)^4 - 2c_2 m_1^2 m_2 (0,1n)^4]^{-1}$$

$$z_2 = F_0 [-c_1^2 m_1 (0,1n)^2 \sin(0,1nt) - m_1 r^2 (0,1n)^4 \sin(0,1nt) + c_1 m_1 m_2 (0,1n)^4 \sin(0,1nt) - c_1 c_2 m_1 (0,1n)^2 \sin(0,1nt) - m_2 r^2 (0,1n)^4 \sin(0,1nt) + c_2 r^2 (0,1n)^2 \sin(0,1nt) - c_1^2 m_2 (0,1n)^2 \sin(0,1nt) + c_1^2 c_2 \sin(0,1nt) + m_1 (0,1n)^5 m_2 r \cos(0,1nt) - c_2 r m_1 (0,1n)^3 \cos(0,1nt)] \cdot [(c_1 c_2)^2 - 2c_1 m_2^2 m_1 (0,1n)^6 + m_1^2 c_1^2 (0,1n)^4 + 2m_1 r^2 m_2 (0,1n)^6 - 2m_1 (0,1n)^4 r^2 c_2 + 2c_1^2 m_1 m_2 (0,1n)^4 - 2c_1^2 m_1 c_1 (0,1n)^2 + m_1^2 r^2 (0,1n)^6 + 2c_1 m_1^2 c_2 (0,1n)^4 - 2c_1 m_1^2 m_2 (0,1n)^6 + c_1^2 m_2^2 (0,1n)^4 + c_2^2 r^2 (0,1n)^2 + c_2^2 m_1^2 (0,1n)^4 + m_2^2 r^2 (0,1n)^6 + m_2^2 (0,1n)^8 m_1^2 - 2c_1^2 c_2 m_2 (0,1n)^2 + 4c_1 c_2 m_1 m_2 (0,1n)^4 - 2c_1 c_2^2 m_1 (0,1n)^2 - 2c_2 r^2 m_2 (0,1n)^4 - 2c_2 m_1^2 m_2 (0,1n)^6]^{-1}$$

Введем обозначения

$$c_1^2 c_2 - c_1^2 m_2 (0,1n)^2 - c_1^2 m_2 (0,1n)^2 - 2c_2 c_1 m_1 (0,1n)^2 +$$

$$+ 2c_1 m_1 m_2 (0,1n)^4 + c_1 m_1^2 (0,1n)^4 - m_1 r^2 (0,1n)^4 + c_2 r^2 (0,1n)^2 + c_2 m_1^2 (0,1n)^4 - m_2 r^2 (0,1n)^4 - m_2 m_1^2 (0,1n)^6 = \alpha;$$

$$- m_1^2 (0,1n)^5 = \beta;$$

$$(c_1 c_2)^2 - 2c_1 m_2^2 m_1 (0,1n)^6 + m_1^2 c_1^2 (0,1n)^4 + 2m_1 r^2 m_2 (0,1n)^6 - 2m_1 (0,1n)^4 r^2 c_2 + 2c_1^2 m_1 m_2 (0,1n)^4 - 2c_1^2 m_1 c_1 (0,1n)^2 + m_1^2 r^2 (0,1n)^6 + 2c_1 m_1^2 c_2 (0,1n)^4 - 2c_1 m_1^2 m_2 (0,1n)^6 + c_1^2 m_2^2 (0,1n)^4 + c_2^2 r^2 (0,1n)^2 + c_2^2 m_1^2 (0,1n)^4 + m_2^2 r^2 (0,1n)^6 + m_2^2 m_1^2 (0,1n)^8 - 2c_1^2 c_2 m_2 (0,1n)^2 + 4c_1 c_2 m_1 m_2 (0,1n)^4 - 2c_1 c_2^2 m_1 (0,1n)^2 - 2c_2 r^2 m_2 (0,1n)^4 - 2c_2 m_1^2 m_2 (0,1n)^6 = \gamma.$$

С учетом приведенных выше выражений получим

$$z_1 = F_0 \frac{\alpha \sin(0,1nt) + \beta \cos(0,1nt)}{\gamma}$$

Обозначив  $\alpha = \mu \cos \varepsilon$  и  $\beta = \mu \sin \varepsilon$ .

$$z_1 = \frac{F_0 \sqrt{\alpha^2 + \beta^2}}{\gamma} \sin(0,1nt + \arctg \frac{\beta}{\alpha}) \quad (3)$$

Тогда уровень виброскорости определится по формуле

$$L_v = 20 \lg \frac{dz}{dt} = 20 \lg \frac{0,1 F_0 \sqrt{\alpha^2 + \beta^2}}{5 \cdot 10^{-8} \gamma} = 20 \lg F_0 n + 10 \lg(\alpha^2 + \beta^2) - 20 \lg \gamma + 126, \text{ дБ} \quad (4)$$

а виброускорения

$$L_a = 20 \lg \frac{d^2 z}{dt^2} = 20 \lg F_0 + 40 \lg n + 10 \lg(\alpha^2 + \beta^2) - 20 \lg \gamma + 110, \text{ дБ} \quad (5)$$

Вводя обозначения для координаты  $z_2$

$$-c_1^2 m_1 (0,1n)^2 - m_1 r^2 (0,1n)^4 + c_1 m_1 m_2 (0,1n)^4 - c_1 c_2 m_1 (0,1n)^2 - m_2 r^2 (0,1n)^4 + c_2 r^2 (0,1n)^2 - c_1^2 m_2 (0,1n)^2 + c_1^2 c_2 = \lambda;$$

$$m_1 m_2 r (0,1n)^5 - m_1 c_2 r (0,1n)^3 = \eta;$$

$$(c_1 c_2)^2 - 2c_1 m_2^2 m_1 (0,1n)^6 + m_1^2 c_1^2 (0,1n)^4 + 2m_1 m_2 r^2 (0,1n)^6 - 2m_1 c_2 r^2 (0,1n)^4 + 2c_1^2 m_1 m_2 (0,1n)^4 - 2c_1^2 m_1 c_1 (0,1n)^2 + m_1^2 r^2 (0,1n)^6 + 2c_1 m_1^2 c_2 (0,1n)^4 - 2c_1 m_1^2 m_2 (0,1n)^6 + c_1^2 m_2^2 (0,1n)^4 + c_2^2 r^2 (0,1n)^2 + c_2^2 m_1^2 (0,1n)^4 + m_2^2 r^2 (0,1n)^6 + (m_2 m_1)^2 (0,1n)^8 - 2c_1^2 c_2 m_2 (0,1n)^2 + 4c_1 c_2 m_1 m_2 (0,1n)^4 - 2c_1 c_2^2 m_1 (0,1n)^2 - 2c_2 r^2 m_2 (0,1n)^4 - 2c_2 m_1^2 m_2 (0,1n)^6 = \nu,$$

получим

$$z_2 = \frac{F_0 \sqrt{\lambda^2 + \eta^2}}{\nu} \sin(0,1nt + \arctg \frac{\eta}{\lambda}) \quad (6)$$

В прикладной теории колебаний качество системы виброзащиты определяется коэффициентом передачи сил  $K_B$ , представляющем собой отношение амплитуды силы передаваемой основанию  $R_{max}$  амплитуде возмущающей силы  $F_0$

$$K_B = \frac{R_{max}}{F_0} \quad (7)$$

Для общего подхода виброзащиты рассматриваемой динамической системы используем этот критерий для снижения вибраций, в данном случае рамы, методами виброизоляции и вибропоглощения. В соответствии с принципом равенства действия и противодействия, сила передаваемая раме, равна реакции

$$R = c_1 z_1 = \frac{c_1 F_0 \sqrt{\alpha^2 + \beta^2}}{\gamma} \sin(0,1nt + \arctg \frac{\beta}{\alpha}).$$

Следовательно,

$$R_{max} = \frac{c_1 F_0 \sqrt{\alpha^2 + \beta^2}}{\gamma} \quad (8)$$

Тогда коэффициент передачи сил определяется выражением

$$K_b = \frac{c_1 \sqrt{\alpha^2 + \beta^2}}{\gamma} \quad (9)$$

Таким образом, эффективность системы виброзащиты, включающей методы виброизоляции и вибропоглощения, находится в обратно пропорциональной зависимости от величины коэффициента передачи сил, т.е. следует стремиться к его минимизации.

Для выбора обоснованных параметров системы виброзащиты следует найти минимально возможную величину коэффициента передачи сил согласно ограничениям в виде равенств и неравенств.

Следует отметить, что варьировать массой двигателя внутреннего сгорания и частотой вращения вала двс невозможно. Варьирование массой рамы нежелательно, но в принципе возможно

Поэтому система ограничений примет следующий вид

$$\begin{aligned} &K_b \rightarrow \min \\ &c_{1\min} \leq c_1 \leq c_{1\max} \\ &c_{2\min} \leq c_2 \leq c_{2\max} \\ &r_{\min} \leq r \leq r_{\max} \\ &m_{2\min} \leq m_2 \leq m_{2\max} \end{aligned} \quad (10)$$

Диапазон изменения жесткостей устанавливается из условия несовпадения собственных частот колебаний двигателя на виброамортизаторах с частотой вращения вала двигателя внутреннего сгорания. Диапазон изменения коэффициента сопротивления ( $r$ ) устанавливается таким образом, чтобы он был меньше критического. Если в результате выбора рациональных параметров системы виброзащиты один из них оказывается на границе ограничений, задается новое приближение, расширяющее это ограничение в технически допускаемых пределах.

В соответствии с изложенным методом минимизации системы виброзащиты, включающем способы виброизоляции и вибропоглощения, заключается в следующем алгоритме:

1. Составляется динамическая модель системы (уравнения (1) и (2)).
2. Составляется решение уравнений относительно  $z_1$  (выражение (3)).
3. Находится коэффициент передачи сил (выражение (9)).
4. Формируется в общем виде (10) задача минимизации коэффициента передачи сил.
5. Используется пакет соответствующих программ (в частности, MATLAB – пакет оптимизации Optimization Toolbox) и осуществляется решение задачи (в данном случае минимизации коэффициента передачи сил).
6. В этом случае, когда некоторые значения учитываемых параметров находятся на границах ограничений, процедуру следует повторить, расширяя границы этих ограничений в технически допустимых пределах.
7. Поскольку решение данной задачи в основном предназначено для определения уровней вибрации в кабинах тепловозов и мотовозов на рабочих местах машинистов, то для достижения санитарных норм виброскорости и виброускорения в левые части выражения (4) и (5) подставляются величины предельно-допустимых значений и тогда выражение окончательное уточнение параметров системы снижения вибраций, передаваемых на раму в местах установки кабины, получены

следующие выражения:

$$\begin{aligned} \frac{\alpha^2 + \beta^2}{\gamma^2} &= 10^{0,1L_{vc} - 21\lg F_0 n + 1\lg \frac{2R_{ист}}{b_{ист}} - 12,4}; \\ \frac{\alpha^2 + \beta^2}{\gamma^2} &= 10^{0,1L_{ac} - 21\lg F_0 - 41\lg n + 1\lg \frac{R_{ист}}{b_{ист}} - 10,8}, \end{aligned} \quad (11)$$

где  $R_{ист}$  – расстояние от центра инерции двигателя внутреннего сгорания до центра пола кабины, м;

$b_{ист}$  – наибольшее расстояние между точками крепления амортизаторов двс к раме, м.

Для нахождения собственных частот колебаний двс рассматривается как твердое недеформированное тело и представляет собой колебательную систему с шестью степенями свободы. Такое допущение является коррективным для определения собственных частот колебаний и нахождения соответствия уровней вибраций в корректируемом диапазоне частот со среднегеометрическими значениями (в октавах) 4, 8, 16, 31, 63, 125 Гц.

Следует отметить, что измерения уровней вибрации на рабочих местах машинистов тепловозов ЧМЭЗК показали, что только в октавах со среднегеометрическими частотами 8, 16 и 31,5 Гц уровни вибраций превышают предельно-допустимые значения и величины превышений составляют 2-5 дБ на частоте 8 Гц, 2-7 дБ на частоте 16 Гц и 2-4 дБ на частоте 31,5 Гц.

Исходными данными для расчетов является масса двигателя в сборе, моменты инерции относительно главных осей инерции. Расположение осей координат показано на рис.1.

Колебания упруго подвешенного двигателя описываются следующими дифференциальными уравнениями:

$$\begin{aligned} m \frac{d^2x}{dt^2} + P_x &= 0 \\ m \frac{d^2y}{dt^2} + P_y &= 0 \\ m \frac{d^2z}{dt^2} + P_z &= 0 \\ I_x \frac{d^2\theta}{dt^2} + M_x &= 0 \\ I_y \frac{d^2\psi}{dt^2} + M_y &= 0 \\ I_z \frac{d^2\xi}{dt^2} + P_\xi &= 0 \end{aligned} \quad (12)$$

где  $m$  – масса двигателя, кг;

$I_x, I_y, I_z$  – моменты инерции относительно осей координат, Н·м·с<sup>2</sup>;

$\theta, \psi, \xi$  – углы поворота относительно осей координат.

Учитывая гармонический характер силового воздействия, возможные приращения координат представим в виде

$$q_k = A_k \sin(0,1nt + \varphi),$$

где  $n$  – частота вращения коленчатого вала двс.

Тогда система уравнений примет (11) примет вид

$$\begin{aligned} (K_1 - mp^2)x &= 0 \\ (K_2 - mp^2)y &= 0 \\ (K_2 - mp^2)z &= 0 \\ (K_4 - p^2I_x)\theta &= 0 \\ (K_5 - p^2I_y)\psi &= 0 \\ (K_6 - p^2I_z)\xi &= 0 \end{aligned}$$

Для удобства решения данная система в матричной форме записана в виде

$$(K - Mp^2)Q = 0,$$

где  $p$  – круговые собственные частоты колебаний, p/с;

$K$  – матрица, коэффициентов жесткости

$$K = \begin{pmatrix} K_{11} & K_{12} & K_{13} & K_{14} & K_{15} & K_{16} \\ K_{21} & K_{22} & K_{23} & K_{24} & K_{25} & K_{26} \\ K_{31} & K_{32} & K_{33} & K_{34} & K_{35} & K_{36} \\ K_{41} & K_{42} & K_{43} & K_{44} & K_{45} & K_{46} \\ K_{51} & K_{52} & K_{53} & K_{54} & K_{55} & K_{56} \\ K_{61} & K_{62} & K_{63} & K_{64} & K_{65} & K_{66} \end{pmatrix},$$

$M$  – матрица инерционных коэффициентов

$$M = \begin{pmatrix} m & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & I_x & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & I_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & I_z \end{pmatrix},$$

$Q$  – матрица столбец координат

$$Q = \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \\ \theta \\ \psi \\ \xi \end{pmatrix}.$$

Согласно общей теории решения систем дифференциальных уравнений необходимо, чтобы определитель системы был бы равен 0, т.е.  $|K - Mp^2| = 0$ . Данное уравнение и позволяет определить шесть значений собственных частот колебаний.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ (ВЫВОДЫ)

Полученные данные позволяют определить собственные частоты колебаний двигателя внутреннего сгорания как основного источника вибраций и диапазоны нормируемых частот, в которые они попадают, а также уровни вибраций на несущей раме в местах крепления двс и кабин машинистов. Сравнение расчетных значений уровней вибраций с нормативными величинами и, в особенности, величины превышений над допускаемыми уровнями представляют собой требуемую эффективность систем виброзащиты.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Яицков И.А. Идентификация производственных факторов, влияющих на условия труда работников локомотивных бригад тепловозов и мотовозов / И.А. Яицков, Т.А. Финоченко, А.Н. Чукарин // Инженерный вестник Дона / - 2017/ - №4. - URL: [ivdon.ru/magazine/archive/n4y2017/4438](http://ivdon.ru/magazine/archive/n4y2017/4438)
2. Ivan A. Yaitskov Theoretical Research of Noise and Vibration Spectra in Cabins of Locomotive and Diesel Shunting Locomotive / Ivan A. Yaitskov<sup>1</sup>, Alexander N. Chukarin and Tatiana A. Finotchenko // International Journal of Applied Engineering Research. – vol. 12, is. 21(2017). – P.10724-10730. ISSN 0973-4562
3. Яицков И.А. Теоретическое исследование воздушной составляющей шума силовых установок транспортных машин / И.А. Яицков // Интернет-журнал «НАУКОВЕДЕНИЕ». – 2017. – Т. 9, №6 – URL: <https://naukovedenie.ru/PDF/35TVN617.pdf> (доступ свободный). Загл. с экрана. Яз. рус., англ.
4. Яицков И.А. О расчете спектров вибраций и шума тонкостенных оболочек на примере капотов силовых

установок и при абразивной обработке сварных швов кузовных конструкций / И.А. Яицков, С.А. Раздорский // Международное научное издание "Современные фундаментальные и прикладные исследования" (International scientific periodical "Modern fundamental and applied researches"). -2017. - №4(27). -Ч. 1. – С.191-196

5. Яицков И.А. Влияние человеческого фактора на проблемы повышения безопасности движения / И.А. Яицков, О.И. Веревкина // Труды Ростовского государственного университета путей сообщения. – 2017/ - №4 (41). – С. 16-21.

6. Яицков И.А. Теоретические исследования спектрального состава уровней звукового давления в кабинах машинистов мотовоз и тепловозов при воздействии источников воздушной составляющей шума / И.А. Яицков // Труды Ростовского государственного университета путей сообщения». – 2015. – №5. – С. 79-85.

7. Подуст С.Ф. Основы виброакустических расчетов отечественных электровозов / С.Ф. Подуст, А.Н. Чукарин, И.В. Богуславский. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2013. – 157 с.

8. Круглова Т.Н. Применение аппарата нечеткой логики для вибрационной диагностики электрооборудования / Т.Н. Круглова, Н.Н. Работалов, М.А. Мельников // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. – 2016. – Т.4, №3. – С. 3-7.

9. В.П. Сергиенко Снижение шума и вибрации транспортных средств / В.П. Сергиенко, С.Н. Бухаров, И.В. Колесников, Ю.В. Пронников, А.П. Сычев, А.Н. Чукарин. – М.: Машиностроение, 2014. – 297 с.

10. Иванов Н.И. Борьба с шумом и вибрациями на путевых и строительных машинах / Н.И. Иванов. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Транспорт, 1987. – 223 с.

11. Kolesnikov I.V. The ways of noise and vibration reduction when designing, production and operation of the railway rolling stock / . I.V. Kolesnikov, S.F. Podoust, S.S. Podoust, A.N. Chukarin. – М.: VINITI RAS, 2015 – 216 p.

12. Пронников Ю.В. Моделирование структурной составляющей шума в кабинах машинистов подвижного состава / Ю.В. Пронников // Вестник РГУПС. – 2010. – №3. – С.64-68.

13. Пронников Ю.В. О расчете составляющей шума в кабинах машинистов подвижного состава, создаваемой вибрацией элементов остекления / Ю.В. пронников // Транспорт. Безопасность. Логистика: тр. междунар. науч.-практ. конф. – Ростов н/Д, 2010. – С. 8-14.

14. Техническая акустика транспортных машин: Справочник / Л.Г. Балишанская, Л.Ф. Дроздова, Н.И. Иванов [и др.] / Под ред. Н.И. Иванова. – СПб.: Политехника, 1992. – 365 с.

15. Иванов, Н.И. Анализ эффективности звукоизолирующих кабин самоходных машин / Н.И. Иванов, Б.А. Кришневский // Борьба с шумом и вредными вибрациями в строительстве. – Л. : Ленингр. дом н.-т. пропаганды, 1982. – С. 45–51.

16. Ivanov, N. The Theory and Practice of Construction and Transport Machine Noise Reduction / N.I. Ivanov, G. Kurzev // Unikeller Conference. – Zürich, 1989. – P. 4.



# **Theoretical Study of Vibrations Transferred to the Frame from the Internal Combustion Engine of Locomotives and Locomotives and their Influence on the Working Conditions of Locomotive Crews**

Ivan A. Yaitskov

Rostov State Transport University

Rostov-on-Don, Russia

[via@rgups.ru](mailto:via@rgups.ru)

*Abstract.* The paper is devoted to the creation of the track machines with high power and productivity. In the constructions of them the vibroactive working bodies are widely used, and it is inevitably accompanied by an increase in vibro-acoustic characteristics. The consequence of this is not only the deterioration of the labour conditions for motorists and locomotive crews, but also for acoustic and vibration effects on the residential area when it is operating in the residential development. One of the main sources of the vibration effects of locomotives and diesel locomotives is an internal combustion engine mounted on a load-bearing frame where the driver's cabs are set. To develop practical recommendations for reducing vibration levels at workplaces of locomotive crews and machinists to sanitary standards, it is

necessary to study the regularities in the formation of the vibration spectra in the corresponding frequency ranges. Therefore, in this article we present the results of the theoretical studies of the natural vibration frequencies of the main vibration source of the internal combustion engine and the vibration levels created at the attachment points to the base frame and the attachment points of the driver cabs, which determine factually the choice of the engineering solutions for vibration protection systems.

*Keywords:* noise, vibration, cabin, frame, internal combustion engine, diesel locomotives, locomotives.

# Определение функциональной связи параметров формы проплава с измеряемыми выходными переменными процесса электронно-лучевой сварки

Ластовирия В.Н., Черепахин А.А.

Московский политехнический университет  
Москва, Российская Федерация  
[slava.lastoviryia@gmail.com](mailto:slava.lastoviryia@gmail.com)

Родякина Р.В.

Московский энергетический институт  
Москва, Российская Федерация  
[reginarodyakina@mail.ru](mailto:reginarodyakina@mail.ru)

**Аннотация.** Рассмотрен экспериментальный подход, позволяющий определить функциональную зависимость параметров формы проплава сварного шва с регистрируемыми выходными переменными процесса электронно-лучевой сварки на основе энергетического баланса пучка в парогазовом кратере. Наличие такого уравнения связи позволяет осуществлять текущий контроль за образованием формы проплава сварного шва.

**Ключевые слова:** экспериментальный подход, энергетический баланс пучка, отображение пространств параметров, параметры формы проплава, планирование эксперимента.

## ВВЕДЕНИЕ

Способ электронно-лучевой сварки (ЭЛС) применяется в основном для изготовления сварных конструкций и изделий ответственного назначения. К результатам сварки подобных изделий предъявляются повышенные требования, в частности к форме проплава сварного шва. Нестабильность формы в силу действующих возмущений наблюдается как вдоль сварного шва, так и от изделия к изделию, что недопустимо при сварке подобных конструкций. Кроме того, незнание формы проплава в данный момент диктует необходимость периодической сварки образцов-свидетелей для ее контроля, что снижает эффективность технологии ЭЛС. Введение контроля или управления текущей формой проплава обеспечивает надежность выполнения требований технологии [1–4].

Сущность процесса ЭЛС состоит в воздействии на соединяемые материалы пучком ускоренных электронов, кинетическая энергия которых при их торможении превращается в теплоту. Происходит интенсивный локальный нагрев, плавление и испарение металла. Сила реакции паровой струи формирует в расплаве каверну – парогазовый кратер. При перемещении кратера осуществляется формирование сварного шва, размеры и форма проплава которого в первом приближении, без учета гидродинамики расплава сварочной ванны, определяются размерами и формой кратера. Сама же форма определяется энергетическим балансом электронного пучка [5–7].

Как правило, сварочные электронные пучки осесимметричны с нормальным круговым распределением плотности мощности по сечению. Формируемый таким пучком парогазовый кратер в меридиональном сечении также можно представить гауссовой кривой, но ее пара-

метры не соответствуют параметрам, принятым в сварочном производстве для характеристики шва, а именно: глубина проплава  $H$  и ширина шва  $B$ .

С этих позиций, для практических целей целесообразно форму кратера аппроксимировать параболоидом вращения [8]. Тогда основными параметрами, характеризующими форму проплава в сечении перпендикулярном сварному шву – параболу  $S(r,z)$  можно считать глубину  $H$  и радиус горловины кратера  $R$ :

$$\frac{z}{H} = 1 - \frac{r^2}{R^2}, \quad (1)$$

где  $H$  и  $R=B/2$  – указанные параметры, определяющие конкретный вид выражения формы кратера (1).

## ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Энергия электронного пучка в процессе ЭЛС расходуется на нагрев, плавление металла и излучение из кратера. Первые две составляющие, отводятся в изделие вследствие теплопроводности, а третья – за счет обратных электронов, парового и теплового потоков во внешнюю среду. Таким образом, энергетический баланс пучка в парогазовом кратере определяется двумя компонентами: поглощаемой изделием и излучаемой наружу, значения которых определяются формой и величиной поверхности парогазового кратера. Это предполагает наличие интегральной связи между данными компонентами и геометрическими параметрами формы проплава формируемого сварного шва [6], что позволяет идентифицировать уравнение связи, которое можно использовать для оценки текущих параметров формы проплава по наблюдениям упомянутых компонент.

К сожалению, иногда весьма затруднительно интегрированием получить уравнений связи параметров формы проплава с компонентами энергетического баланса. В этих, случаях можно предложить экспериментальный подход, базирующийся на методах регрессионного анализа.

Будем рассматривать процесс сварки, предполагая квазистационарность источника нагрева (протяженность шва относительно мала) и оперируя средними значениями величин. Принимаем энергетический баланс электронного пучка на поверхности парогазового кратера в виде [7], когда полная энергия пучка представляется двумя компонентами, а именно:  $P_n$  – составляющей, поглощаемой из-

делием путем теплоотвода и  $P_u$  – составляющей, испускаемой во внешнее пространство.

Множество пар значений  $(P_n; P_u)$  образуют линейное метрическое пространство компонент энергетического баланса, которое обозначим  $\Omega$ . Аналогично, множество пар значений геометрических параметров формы кратера  $(H; B)$  образуют линейное метрическое пространство параметров шва  $G$ . Будем искать упомянутую выше связь между этими множествами в виде некоторого оператора  $A$ , осуществляющего отображение:  $\Omega \rightarrow G$ . Для этого зададим некоторую область  $G_i \subset G$ .

Выбор данной области параметров шва определяется, с одной стороны, требованиями технологии сварки на форму шва, и обязательно включает требуемые значения глубины  $H_0$  и ширины  $B_0$  проплава (то есть  $(H_0; B_0) \in G_i$ ) с учетом допуска на отклонение этих параметров. С другой стороны, соответствующая этой области область компонент энергетического баланса  $\Omega_i \subset \Omega$  не должна быть слишком большой, чтобы отображение прообраза  $\Omega_i$ , осуществляемое оператором  $A$ , оставалось линейным и взаимно однозначным.

Тогда каждой паре  $(P_n; P_u)$  – элементу области  $\Omega_i$  – будет соответствовать единственный элемент области  $G_i$  – пара  $(H; B)$  или, другими словами, можем получить единственное решение уравнения

$$\begin{pmatrix} h \\ b \end{pmatrix} = A \begin{pmatrix} P_n \\ P_u \end{pmatrix}, \quad (2)$$

где  $\begin{pmatrix} h \\ b \end{pmatrix}$  и  $\begin{pmatrix} P_n \\ P_u \end{pmatrix}$  – векторы-столбцы переменных состояния процесса ЭЛС, заданных относительно нового начала координат во введенных областях. Причем,  $(h; b)^T \in G_i$  с началом координат в точке  $(H_0; B_0)^T$ , а  $(p_n; p_u)^T \in \Omega_i$  с началом координат в точке  $(P_{n0}; P_{u0})^T$  и справедливо соотношение

$$\begin{pmatrix} P_{n0} \\ P_{u0} \end{pmatrix} = A^{-1} \begin{pmatrix} H_0 \\ B_0 \end{pmatrix}, \quad (3)$$

где  $A^{-1}$  – обратный оператор линейного отображения  $A$ ,  $T$  – знак транспонирования. Запишем искомый оператор в виде матрицы:

$$A = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{pmatrix}, \quad (4)$$

тогда легко определить ее элементы на основании метода наименьших квадратов, который используется в регрессионном анализе.

В этом случае, предпочтителен активный подход регрессионного анализа – планирование эксперимента. Но его применение в данном случае невозможно, так как мы не можем назначать волевым путем элементы пространства регистрируемых компонент энергетического баланса и тем более пространства параметров сварного шва, что необходимо для осуществления плана эксперимента.

#### МЕТОДИКА ИДЕНТИФИКАЦИИ ИСКОМОЙ СВЯЗИ

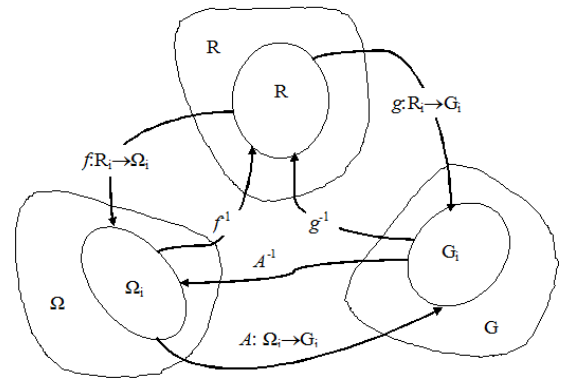
Введем в рассмотрение третье множество – линейное метрическое пространство параметров режима  $R$ , элементами которого будут пары основных параметров режима:

тока пучка и тока фокусирующей линзы  $(I_n; I_\phi)$ . Элементы данного пространства мы можем произвольно задавать при проведении сварки, назначая необходимую мощность и плотность мощности в пятне нагрева. С введением в рассмотрение пространства  $R$ , можно ввести еще два отображения:  $f$  и  $g$  (рис. 1), устанавливающих взаимно однозначное соответствие между некоторой областью введенного пространства  $R_i \subset R$ , и областями  $\Omega_i$  и  $G_i$  ранее введенных пространств.

Тогда по аналогии с выражением (2) для данных отображений можем записать

$$\begin{pmatrix} h \\ b \end{pmatrix} = g \begin{pmatrix} i_n \\ i_\phi \end{pmatrix}, \quad \begin{pmatrix} P_n \\ P_u \end{pmatrix} = f \begin{pmatrix} i_n \\ i_\phi \end{pmatrix}, \quad (5)$$

где  $i_n$  и  $i_\phi$  отсчитаны в  $R_i$  от начала координат в точке  $(I_{n0}; I_{\phi 0})$ , которая с помощью обратных операторов  $g$  и  $f$  отображается в начало координат пространства геометрических параметров формы проплава и компонент энергетического баланса.



**Рис. 1.** Геометрическая интерпретация отображений рассматриваемых пространств:  $\Omega$  – пространство компонент энергетического баланса пучка;  $R$  – пространство параметров режима сварки;  $G$  – пространство геометрических параметров формы шва;  $\Omega_i, R_i, G_i$  – локальные области соответствующих пространств;  $A, f, g$  – линейные операторы

Тогда, искомое отображение  $A$  можно представить композицией отображений  $g$  и  $f^{-1}$ . Действительно, из соотношений (5) следует

$$\begin{pmatrix} h \\ b \end{pmatrix} = g \circ f^{-1} \begin{pmatrix} P_n \\ P_u \end{pmatrix}. \quad (6)$$

Сравнивая (2) и (6), можно записать равенство отображений

$$A = g \circ f^{-1}. \quad (7)$$

Полученный результат хорошо интерпретируется (см. рис. 1): отображение  $A$  эквивалентно последовательности отображений  $\Omega_i \rightarrow R_i \rightarrow G_i$ . Представим  $f$  и  $g$  аналогично  $A$  в виде квадратных матриц

$$f = \begin{pmatrix} f_{11} & f_{12} \\ f_{21} & f_{22} \end{pmatrix}; \quad g = \begin{pmatrix} g_{11} & g_{12} \\ g_{21} & g_{22} \end{pmatrix}. \quad (8)$$

Тогда на основании матричного соотношения (7) можно получить выражение для элементов матрицы  $A$ , которые являются коэффициентами системы линейных алгебр

раических уравнений (2) при условии (4). Найдем матрицу, обратную для  $f$ , по известному выражению:

$$f^{-1} = \frac{\tilde{F}}{\det f}, \quad (9)$$

где  $\tilde{F}$  – присоединенная матрица, полученная транспонированием исходной матрицы, в которой элементы  $f_{ij}$  заменены их алгебраическими дополнениями;  $\det f$  – детерминант матрицы  $f$ .

На основании выражений (7)–(9) окончательно получим вид искомого отображения в виде квадратной матрицы, выраженной через элементы матриц  $f$  и  $g$ :

$$A = \frac{1}{f_{11}f_{22} - f_{12}f_{21}} \begin{pmatrix} g_{11}f_{22} - g_{12}f_{21} & g_{12}f_{11} - g_{11}f_{12} \\ g_{21}f_{22} - g_{22}f_{21} & g_{22}f_{11} - g_{21}f_{12} \end{pmatrix}. \quad (10)$$

Таким образом, для нахождения искомого матрицы для уравнения (2) необходимо знать элементы матриц линейных операторов, отображающих пространство параметров режима  $R$  в два других: соответственно  $\Omega$  и  $G$ . Но эти отображения легко найти в рамках активного подхода, например методом планирования эксперимента.

#### ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ МЕТОДИКИ

Рассмотрим предлагаемый подход на примере нахождения зависимости параметров формы шва от энергетического баланса для электронно-лучевой сварки стали 12Х18Н10Т на установке с источником ускоряющего напряжения  $U_y = 30$  кВ и электронной пушкой с ленточным катодом из тантала толщиной 0,1 мм.

Зададим локальную область пространства геометрических параметров сварного шва  $G_i$ , определив следующие интервалы изменения каждого параметра проплава (в миллиметрах):  $6 \leq H \leq 17$  и  $5 \leq B \leq 7$ . Из технологических соображений по заданной области  $G_i$  выбираем соответствующую ей область  $R_i$  пространства параметров режима. Задаем ее следующими интервалами параметров режима:  $60 \leq I_n \leq 100$  (в миллиамперах) и  $0,97I_{ext} \leq I_f \leq 0,99I_{ext}$ , где  $I_{ext}$  – экстремальное значение тока фокусировки, обеспечивающее максимальную глубину проплава шва при прочих равных условиях. То есть сварка ведется в области, прилегающей к острой фокусировке пучка.

Для выбранной локальной области планируем двухфакторный эксперимент [9] типа  $2^2$ , где безразмерные факторы тока пучка  $X_1$  и тока фокусировки  $X_2$  варьируются на отрезке  $[-1; +1]$  соответственно заданным граничным значениям интервалов и центра области.

В качестве откликов выступают координаты точек пространств  $\Omega_i$  и  $G_i$ , то есть  $P_n$ ,  $P_u$  и  $H$ ,  $B$  (см. таблицу 1). Значения параметров шва определены на основании металлографического исследования как среднее по четырем шлифам. Поглощенную мощность определяли по приращению  $\Delta T$  температуры образца по формуле:

$$P_n = C \frac{\Delta T m}{t_w}, \quad (11)$$

где  $C$  – удельная теплоемкость,  $t_{св}$  – время сварки шва;  $m$  – масса образца. За температуру нагрева образца принимали установившееся значение температуры, которую измеряли в двух отстоящих точках образца с помощью термопар.

Сварка образцов проводилась на подкладке из теплоизолирующего материала.

Мощность, излучаемую во внешнее пространство, определяли как разность полной мощности пучка и поглощенной компоненты  $P_n$ :

$$P_u = I_n U_y - P_n. \quad (12)$$

В таблице 1 приведены полученные значения откликов компонент для следующих значений величин:  $C = 477$  Дж/(кг·К);  $t_{св} = 75$  с;  $m = 1,97$  кг;  $U_y = 30$  кВ. Сварку проводили на скорости 2 мм/с.

Пользуясь формулами для подсчета коэффициентов регрессионных уравнений [8], по результатам двухфакторного эксперимента подсчитываем элементы матриц (8) составляющих композицию отображений (7), которые равны соответствующим коэффициентам уравнений регрессии (5). Постоянными членами уравнений регрессии являются координаты центров рассматриваемых областей. Таким образом вычисления дают:

$$f = \begin{pmatrix} 0,5075 & 0,975 \\ 0,925 & -0,975 \end{pmatrix}; \begin{pmatrix} P_{n0} \\ P_{u0} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1,6475 \\ 0,7525 \end{pmatrix}, \quad (13)$$

$$g = \begin{pmatrix} 3,5 & 1,25 \\ 0,425 & -0,275 \end{pmatrix}; \begin{pmatrix} H_0 \\ B_0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 11,25 \\ 6,075 \end{pmatrix}$$

По данным выражения (13) согласно равенству (10) получаем матрицу отображения локальной области пространства компонент энергетического баланса в пространство геометрических параметров шва в виде (4):

$$A = \begin{pmatrix} 7,810 & -5,010 \\ 2,735 & 3,094 \end{pmatrix}. \quad (14)$$

Возвращаясь к исходному уравнению (2), можно представить искомую связь между параметрами в виде системы уравнений. С учетом ненулевых значений координат центров отображаемых областей из (13) будем иметь:

$$\begin{pmatrix} H \\ B \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} H_0 \\ B_0 \end{pmatrix} + A \begin{pmatrix} P_n - P_{n0} \\ P_u - P_{u0} \end{pmatrix}. \quad (15)$$

Таблица 1

План эксперимента и полученные результаты

$X_0$	$X_1(I_n)$	$X_2(I_f)$	$P_n$ , кВт	$P_u$ , кВт	$H$ , мм	$B$ , мм	$H_p$ , мм	$B_p$ , мм
+	+	-	2,02	0,98	13,0	6,8	12,92	6,88
+	-	-	1,08	0,72	6,8	5,9	6,88	5,82
+	+	+	2,29	0,71	16,3	6,2	16,38	6,12
+	-	+	1,2	0,60	8,5	5,4	8,42	5,48

Окончательно получаем решение данной задачи в виде системы, связывающей геометрические параметры формы и компоненты мощности со своими размерностями:

$$H = 2,054 + 7,81 P_n - 5,01 P_u \quad (16)$$

$$B = 3,296 + 2,73 P_n + 3,094 P_u$$

Приведенные в двух последних столбцах таблицы 1 значения  $H_p$ ,  $B_p$  – оценки значений  $H$  и  $B$ , вычисленных по выражению (16). Имеем хорошее совпадение с экспериментальными значениями геометрических параметров проплава шва.

При создании системы контроля или при управлении процессом ЭЛС компоненты энергетического баланса в

предложенной методике необходимо заменить их сигналами [10, 11]. Таковыми являются, например, ток через изделие, величина которого пропорциональна поглощаемой составляющей мощности (он измеряется с помощью шунта, включаемого между изделием и положительным полюсом источника ускоряющего напряжения). Сигналом излучаемой составляющей мощности является яркость парогазового факела над кратером, измерить которую можно чувствительным фотодатчиком.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В ходе технологического процесса ЭЛС в силу действия неконтролируемых возмущений, параметры формы проплава сварного шва (глубина и ширина) подвержены нестационарному изменению, что недопустимо при сварке изделий ответственного назначения.

Основываясь на зависимости параметров формы проплава от компонент энергетического баланса пучка в парогазовом кратере можно предложить экспериментальный подход к определению данной функциональной связи. Это позволит создать систему контроля текущей формы проплава сварного шва на основе измерения сигналов об энергетическом балансе пучка.

Предлагается методика идентификации искомой связи как композиции найденных в активном эксперименте двух линейных операторов, которые отображают параметры режима сварки в компоненты энергетического баланса пучка в первом случае и в параметры формы проплава сварного шва в другом.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Lastoviryia V.N. The electron beam welding process as an object of controlling the shape of penetration / V.N. Lastoviryia // *Welding International*. – 1997 – Т. 11, № 11. – С. 890–893.
2. Гладков Э.А. Управление процессами сварки концентрированными потоками энергии: уч. пос. для вузов / Э.А. Гладков, И.Н. Шиганов, В.Н. Ластовирия. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2017. – 111 с.

3. В.Н. Ластовирия. Формирование субструктуры и кристаллографии сварных соединений монокристаллов вольфрама / В.Н. Ластовирия, В.В. Новокрещенов, Р.В. Родякина // *Сварочное производство*. – 2015. – № 3. – С. 10–25.

4. Новокрещенов В.В. Физико-технологические особенности формирования сварных соединений большой толщины при электронно-лучевой сварке / В.В. Новокрещенов, Р.В. Родякина, М.А. Каримбеков // *Машиностроение: сетевой электронный научный журнал*. – 2017. – Т.5, №2. – С. 62-67. DOI: 10.24892/RIJE/20170210

5. Младенов Г.М. Электронно-лучевая сварка: монография / Г.М. Младенов, Д.Н. Трушников, В.Я. Беленький, Е.Г. Колева. – Пермь: Изд-во Перм. нац. исслед. политех. ун-та, 2014. – 374 с.

6. Ластовирия В.Н. Принципы управления формой проплава в технологическом процессе электронно-лучевой сварки // *Машиностроение и инженерное образование*. – 2008. – №3. – С. 12–21.

7. Ластовирия В.Н. Идентификация связи формы проплава с энергетическим балансом пучка при электронно-лучевой сварке // *Машиностроение и инженерное образование*. – 2007. – № 3. – С. 17–22.

8. Ластовирия В. Н. Процесс электронно-лучевой сварки как объект управления формой провара // *Сварочное производство*. – 1997. – № 5. – С. 2-5.

9. Адлер Ю.П. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю.П. Адлер, Е.В. Маркова, Ю.В. Грановский. – М., Наука, 1976. – 279 с.

10. Ластовирия В.Н. Расчет теплового потока, излучаемого из парогазового канала в случае кинжального проплавления электронным пучком / В.Н. Ластовирия, Ю.Б. Бессонова. // *Физика и химия обработки материалов*. – 1998. – № 6. – С. 86-91.

11. Ластовирия В.Н. Оценка текущего состояния формы проплава на основе энергетического баланса пучка в парогазовом кратере / В.Н. Ластовирия, В.В. Новокрещенов, Р.В. Родякина // *Сварочное производство*. – 2017. – № 11. – С. 17–23.

## Determination of Functional Relation Between Parameters of Weld Penetration Shape and Measurable Output Variables in Electron-Beam Welding Process

Lastoviryia V.N., Cherepakhin A.A.

Moscow Polytechnical University  
Moscow, Russian Federation  
[slava.lastoviryia@gmail.com](mailto:slava.lastoviryia@gmail.com)

Rodyakina R.V.

National Research University "MPEI"  
Moscow, Russian Federation  
[reginarodyakina@mail.ru](mailto:reginarodyakina@mail.ru)

**Abstract.** An experimental approach is considered, that makes it possible to determine functional dependence between parameters of weld penetration shape and measurable output variables in electron-beam welding process, based on the energy balance of the beam in vapor-gas crater. The presence of such equation of connection makes it possible to carry out the current control over

the formation of weld penetration shape of welded joint.

**Keywords:** experimental approach, energy balance of the beam, mapping of parameters' spaces, parameters of weld penetration shape, planning of experiment.

# Численный анализ процесса формирования поверхности изделий из титановых сплавов при прямом лазерном выращивании

Иванов С.Ю., Валдайцева Е.А., Станкевич С.Л.  
Санкт-Петербургский государственный морской технический университет  
Санкт-Петербург, Российская Федерация  
[sergei.yu.ivanov@gmail.com](mailto:sergei.yu.ivanov@gmail.com), [ekaterina@lrc.ru](mailto:ekaterina@lrc.ru), [s.stankevich@ilwt-stu.ru](mailto:s.stankevich@ilwt-stu.ru)

**Аннотация.** Разработана расчетная методика определения параметров технологического режима процесса прямого лазерного выращивания с учетом особенностей формирования поверхности валика для изделий из титановых сплавов. Предложен метод решения уравнений равновесия жидкой фазы в поле сил тяжести, позволяющий с высокой точностью определить форму наплавляемого валика при минимальных затратах вычислительных ресурсов. Представлено сравнение расчетных и экспериментальных значений параметров наплавляемого валика.

**Ключевые слова:** прямое лазерное выращивание, титановый сплав, температурное поле, свободная поверхность, кривизна поверхности.

## ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время титановые сплавы находят все более широкое применение в промышленности. Это объясняется выгодным сочетанием высокой удельной прочности и жаропрочности (до 400-600 °С), а также высокой коррозионной стойкостью в большинстве агрессивных сред [1-4]. Высокая химическая активность титана приводит к необходимости выполнения ряда технологических операций (литье, сварка, термическая обработка) в условиях вакуума или контролируемой атмосферы. Существенным недостатком также является склонность к повышенному налипанию на режущий инструмент, что в сочетании с низкой теплопроводностью затрудняет процесс механической обработки титановых сплавов [5]. Применение современных технологий прямого лазерного выращивания позволяет существенно сократить производственный цикл изготовления деталей сложной геометрической формы за счет частичного или полного исключения таких операций как механическая обработка и сварка [6-9].

Свойства и работоспособность изделий, полученных методом прямого лазерного выращивания (ПЛВ), определяются их микроструктурным состоянием, наличием дефектов (поры, трещины, несплавления) и состоянием поверхности [7, 10]. Профиль наплавляемого слоя (валика) и морфология затвердевания расплавленного металла зависят от положения фронта затвердевания, значения скорости кристаллизации, температурного градиента и объема наплавляемого в единицу времени металла [11-13]. Для оптимизации технологического процесса ПЛВ необходимо знать влияние параметров режима и химического состава присадочного металла на характер нагрева изделия.

Работа выполнялась в рамках НИОКРТ «Разработка технологий прямого лазерного выращивания и ремонтной лазерной наплавки высокопрочных деталей судового машиностроения, эксплуатируемых в условиях Арктики.» (Договор №14.574.21.0175 от 26.09.2017)

## ТЕПЛОПЕРЕНОС В ВАННЕ РАСПЛАВА И ПОДЛОЖКЕ

Рассмотрим случай процесса ПЛВ с коаксиальной подачей газопорошковой смеси присадочного металла с лазерным лучом. Решение задачи будем осуществлять в два этапа: (1) рассмотрим процесс теплопереноса в ванне расплава и подложке, а затем (2) определим форму поверхности наплавляемого слоя. Также примем следующие допущения:

- нестационарные явления в начале и конце наплавляемого слоя не рассматриваются;
- нагрев изделия лазерным лучом описывается как действие поверхностного источника с плотностью мощности  $q_{2L}(x, y)$  (рис. 1);
- процесс парообразования на поверхности жидкого металла и лучистый теплообмен не рассматриваются;
- теплофизические свойства подложки и присадочного металла являются известными функциями температуры.

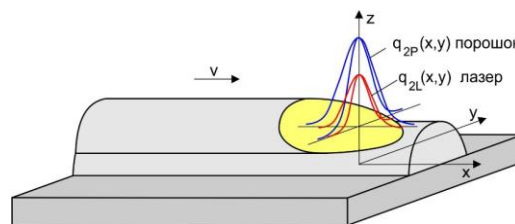


Рис. 1. Расчетная область и система координат

В результате взаимодействия лазерного луча с подложкой в последней формируется ванна расплавленного металла. При попадании в ванну частицы присадочного металла плавятся, за счет чего увеличивается ее объем, из которого формируется валик наплавляемого слоя. Количество наплавляемого в единицу времени металла зависит от размеров ванны расплава и характера пространственного распределения плотности частиц в газопорошковой струе.

При принятых допущениях постановка нелинейной квазистационарной задачи теплопроводности в декартовой системе координат имеет следующий вид:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + v c \rho \frac{\partial T}{\partial x} + q_3 = 0 \quad (1)$$

где  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности;  $c\rho$  – объемная теплоемкость;  $v$  – скорость наплавки;  $q_3$  – объемная плот-

ность мощности источника теплоты.

Распределение плотности мощности в пятне нагрева зависит от используемой оптической системы: фокусировки луча, параметров режима (угол  $\beta$  наклона технологической головки к оси  $x$ ) и может быть описано как действие одного из следующих источников:

1) нормально распределенный эллиптический источник:

$$q_{2L}(x, y) = \frac{\eta q_L \sin \beta}{\pi r_L^2} \exp \left[ -\frac{(x \sin \beta)^2 + y^2}{r_L^2} \right], \quad (2)$$

где  $\eta$  - коэффициент полезного действия источника;  $q_L$  - мощность источника;  $r_L$  - эффективный радиус источника;  $\beta$  - угол оси наклона технологической головки к оси  $x$ .

2) равномерно распределенный эллиптический источник:

$$q_{2L}(x, y) = \frac{\eta q_L \sin \beta}{\pi r_L^2}. \quad (3)$$

На боковых гранях расчетной области приняты граничные условия первого рода, т.е. пространственное распределение температуры  $T(x, y, z)$ . Такой подход позволяет существенно сократить размеры расчетной области, не снижая при этом точности определения границ ванны расплава и скоростей охлаждения в зоне термического влияния. Температура на границе расчетной области определяется согласно известным аналитическим решениям для подвижного поверхностного источника [14].

#### ФОРМИРОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТИ ВЫРАЩИВАЕМОГО ИЗДЕЛИЯ

Для анализа механизма формирования профиля поверхности наплаваемых слоев применим уравнение равновесия жидкой фазы в поле сил тяжести, связывающее кривизну свободной поверхности ванны жидкого металла и поверхностное натяжение с гидростатическим давлением (рис. 2) [15]:

$$\sigma \kappa = -\rho g z_o + C, \quad (4)$$

где  $\sigma$  - поверхностное натяжение;  $\kappa$  - кривизна свободной поверхности жидкой ванны;  $\rho$  - плотность;  $g$  - ускорение свободного падения;  $C$  - константа (множитель Лагранжа).

Кривизна кривой  $y_o = f(z_o)$ , описывающей формы поперечного сечения наплаваемого слоя, может быть определена следующим образом:

$$\kappa = \frac{f''}{(1 + f'^2)^{3/2}} = \frac{1}{f'} \left( \frac{1}{1 + f'^2} \right)'. \quad (5)$$

Зададим искомую кривую в параметрическом виде:

$$\begin{cases} z_o = z_o(\varphi) \\ y_o = y_o(\varphi) \end{cases} \quad 0 \leq \varphi \leq \alpha.$$

Нетрудно заметить, что в таком случае

$$f' = -ctg\varphi = \frac{dy_o}{dz_o}. \quad (6)$$

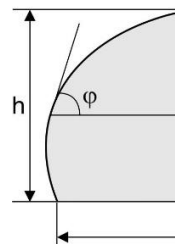


Рис. 2. Расчетная схема определения формы поверхности наплаваемого валика

Выполнив элементарные преобразования, получим для кривизны профиля наплавленного слоя:

$$\kappa = \frac{d \cos \varphi}{dz_o}. \quad (7)$$

После преобразований выражение (1.4) с учетом (1.7) принимает вид:

$$\frac{dz_o}{d\varphi} = \frac{\sin \varphi}{B}, \quad \text{где } B = \frac{\rho g z_o}{\sigma} + C. \quad (8)$$

Для получения аналогичной параметрической зависимости для  $y_o$  преобразуем (1.6) следующим образом:

$$\frac{dy_o}{d\varphi} = -\frac{\cos \varphi}{B}. \quad (9)$$

Уравнения (8) и (9) представляют собой системы обыкновенных дифференциальных уравнений со следующими граничными условиями:

- 1)  $z_o(0) = 0; y_o(0) = 0.$
- 2)  $y_o(-h) = 0.5w,$
- 3)  $2 \int_{-h}^0 y_o dz_o = S_{lay},$

где  $w$  - ширина ванны расплава,  $h$  - расчетная высота наплаваемого слоя;  $S_{lay}$  - площадь поперечного сечения наплаваемого слоя.

Площадь поперечного сечения слоя определяется размером площади поперечного сечения проплавления подложки и количеством наплаваемого в единицу времени присадочного металла, которое может быть определено путем интегрирования плотности потока массы газопорошковой струи по поверхности ванны расплава. В случае коаксиальной подачи порошка пятно распределения плотности струи в координатах поверхности детали будет иметь эллиптическую форму, описываемую следующим выражением:

$$q_{2P}(x, y) = \frac{q_P \sin \beta}{\pi r_P^2} \exp \left[ -\frac{(x \sin \beta)^2 + y^2}{r_P^2} \right],$$

где  $q_P$  - массовый расход порошка;  $r_P$  - эффективный радиус газопорошковой струи;  $\beta$  - угол наклона оси технологической головки к оси  $x$ .

Искомая форма наплаваемого слоя определяется исходя из предварительно рассчитанной ширины ванны расплава и площади наплаваемого металла путем подбора значений краевого угла  $\alpha$  и множителя Лагранжа  $C$ , удо-

влетворяющих граничным условиям. Система обыкновенных дифференциальных уравнений (8-9) свободной поверхности решалась методом Рунге-Кутты 4 и 5 порядка. Условием сходимости итерационной процедуры последовательного решения уравнений для каждого из слоев являлась стабилизация амплитуды колебания размеров ванны расплава. На каждом этапе расчетная сетка уточнялась согласно определенной на предыдущем шаге форме поверхности изделия (области наплавки).

### ЭКСПЕРИМЕНТ

Экспериментальные образцы изготавливались в виде стенок из порошка титанового сплава ВТ6 методом прямого лазерного выращивания. Наплавка производилась на подложку из аналогичного сплава. Среднее значение поверхностного натяжения жидкого титана в интервале температур 1670 – 1770 °С принято равным = 1.55 Н/м [17].

При изготовлении экспериментальных образцов технологические параметры варьировались в диапазонах: мощность лазерного излучения 1400-1800 Вт, скорость движения инструмента 30-40 мм/сек, расход порошка 26-32 гр/мин, диаметр пятна лазерного излучения на подложке 3 мм. Форма слоев, полученная экспериментальным путем, сравнивалась с формой, полученной в результате расчета.

На рис. 3 представлены фотографии поперечных шлифов типичных образцов с дефектами поверхности в виде «свисающих краев». Сравнение расчетных значений с усредненными экспериментальными данными проводилось по трем параметрам: ширина ванны расплава ( $W_p$ ), ширина слоя ( $W_l$ ) и высота слоя ( $H_l$ ). Результаты некоторых экспериментов представлены в табл. 1 и на рис. 3. На основе рассчитанных и экспериментальных данных оценена погрешность, максимальное значение которой составило не более 6%. Таким образом, можно сказать, что разработанный метод расчета формы наплавляемого валика удовлетворительно описывает процесс теплопереноса при прямом лазерном выращивании и может быть использован для первичного подбора технологических параметров и прогнозирования формы наплавляемых валиков.

Таблица 1

Сравнение экспериментальных и расчетных значений

Образец	Параметр	Эксперимент мм	Расчет мм	погрешность %
А	$W_p$	2,09	2,16	3,24
	$W_l$	2,89	2,82	2,55
	$H_l$	0,59	0,60	2,81
Б	$W_p$	2,34	2,33	0,12
	$W_l$	2,97	2,80	5,90
	$H_l$	0,60	0,60	0,26
В	$W_p$	2,63	2,71	2,89
	$W_l$	3,08	2,97	3,76
	$H_l$	0,62	0,60	3,35

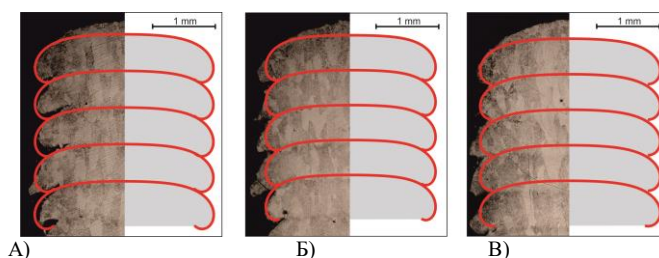


Рис. 3. Фото поперечных шлифов многослойной стенки (красной линией обозначена расчетная форма слоя)

### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Как показали эксперименты, «гофрированность» сечения усиливается при снижении погонной энергии и увеличении расхода порошка. Увеличение погонной энергии при одновременном уменьшении расхода порошка ведет к выравниванию слоев по горизонтали. Но при этом наблюдается переплавление предыдущих слоев стенки, что может отрицательно сказаться на конечных механических свойствах. При выполнении условия стабильности процесса, определяющим фактором получения требуемого качества изделия становится соблюдение баланса соотношения погонной энергии процесса и расхода порошка в процессе прямого лазерного выращивания.

Разработанная расчетная методика позволяет установить взаимосвязь между параметрами режима прямого лазерного выращивания и формированием профиля поверхности выращиваемого изделия. Предложенный в методе способ решения уравнения равновесия жидкой фазы в поле сил тяжести, позволяет с высокой точностью определить форму наплавляемого валика при минимальных затратах вычислительных ресурсов. Также установлено, что параметры технологического процесса оказывают существенное влияние на шероховатость поверхности выращиваемого изделия.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Sha W. Titanium alloys: modelling of microstructure, properties and applications / W. Sha, S. Malinov. –Woodhead Publishing Limited, 2009. – 598 p.
2. Leyens C., Peters M. Titanium and titanium alloys. Fundamentals and applications. Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. 2003. 514 p.
3. Materials properties handbook: Titanium alloys. ASM International, 2007. – 788 p.
4. Donachie M. J. Titanium: A technical guide. Second Edition. ASM International. – 2007. – 216 p.
5. Davim J. P. Machining of titanium alloys. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2014. – 153 p.
6. Gu D. D. Laser additive manufacturing of metallic components: materials, processes and mechanisms / D. D. Gu, W. Meiners, K. Wissenbach, R. Poprawe // International materials reviews. - 2012. vol. 57, is. 3. - P. 133-164.
7. Sames W. J. The metallurgy and processing science of metal additive manufacturing / W. J. Sames, F. A. List, S. Pannala, R. R. Dehoff, S. S.Babu // International materials reviews. - 2016. vol. 61, is. 5. - P. 315-360.
8. Turichin G.A. High-speed direct laser deposition: technology, equipment and materials / G.A. Turichin, V.V. Somonov, K.D. Babkin, E.V. Zemlyakov, O.G. Klimova //



IOP conference series: materials science and engineering. - 2016. – vol. 125, is. 012009.

9. Klimova-Korsmik O. Technology of high-speed direct laser deposition from Ni-based superalloys / O. Klimova-Korsmik, G. Turichin, E. Zemlyakov, K. Babkin // Physics procedia. - 2016. – vol. 83. - P. 716-722.

10. Lewandowski J. J. Metal additive manufacturing: a review of mechanical properties / J. J. Lewandowski, M. Seifi // Annual review of materials research. - 2016. – vol. 46. - P. 151-186.

11. Sames W. J. Thermal effects on microstructural heterogeneity of Inconel 718 materials fabricated by electron beam melting / W. J. Sames, K. A. Unocic, R. R. Dehoff, T. Lolla, S.S. Babu // Journal of materials research. - 2014. – vol. 29, is. 17. - P. 1920-1930.

12. Wei H. L. Evolution of solidification texture during additive manufacturing / H. L. Wei, J. Mazumder, T. DebRoy // Scientific Reports. - 2015. – vol. 5, is. 16446.

13. Travyanov, A.Y. Prediction of solidification behaviour and microstructure of Ni based alloys obtained by casting

and direct additive laser growth / A.Y. Travyanov, P.V. Petrovskiy, G.A. Turichin, E.V. Zemlyakov, M. Kovac, S. Vondracek, // Materials science and technology. - 2016. – vol. 32, is. 8. - P. 746-751.

14. Nguyen N. Thermal analysis of welds. WIT press. 2004. – 352 p.

15. Landau L.D., Lifshits E.M. Fluid Mechanics. Pergamon press. 1959. – 536 p.

16. Mills K.C. Recommended values of thermophysical properties for selected commercial alloys. Woodhead Publishing Limited. 2002. – 244 p.

17. Paradis P.-F. Non-contact measurements of surface tension and viscosity of niobium, zirconium, and titanium using an electrostatic levitation furnace / P.-F. Paradis, T. Ishikawa, S. Yoda // International journal of thermophysics. - 2002. – vol. 23, is. 3. - P. 825-842.

# Numerical Analysis of the Process of Surface Formation of Articles Made of Titanium Alloys with Direct Laser Growth

Ivanov S.YU., Valdaytseva Ye.A., Stankevich S.L.

St. Petersburg State Marine Technical University

St. Petersburg, Russia

[sergei.yu.ivanov@gmail.com](mailto:sergei.yu.ivanov@gmail.com), [ekaterina@lrc.ru](mailto:ekaterina@lrc.ru), [s.stankevich@ilwt-stu.ru](mailto:s.stankevich@ilwt-stu.ru)

**Abstract.** A calculation technique has been developed for determining the parameters of the technological regime of the direct laser growing process, taking into account the features of the formation of the roller surface for articles made of titanium alloys. A method is proposed for solving the equations of equilibrium of the liquid phase in the field of gravity, which makes it possible to determine the shape of the weld bead with a high accuracy at a minimal cost of computational resources. A comparison is

made between the calculated and experimental values of the parameters of the deposited bead.

**Keywords:** direct laser growth, titanium alloy, temperature field, free surface, curvature of the surface.

# Сернокислородное выщелачивание медеплавильных пылей

Ковязин А.А., Гимгин С.В., Краюхин С.А.  
Исследовательский центр, АО Уралэлектромедь  
г. Верхняя Пышма, Россия  
[a.kovyazin@elem.ru](mailto:a.kovyazin@elem.ru)

**Аннотация.** В работе представлено исследование влияния параметров сернокислотного выщелачивания на извлечение мышьяка из тонких пылей электрофилтра печи Ванюкова, Среднеуральского медеплавильного завода В результате проведенных исследований полученная математическая модель для 3 параметров: температура, мольное соотношение  $H_2SO_4/(As+Zn+Cu)$ , соотношение Т:Ж. Согласно полученным оптимальным параметрам (температура 60 °С,  $H_2SO_4/(As+Zn+Cu) = 0,66$ , Т:Ж = 1 : 4) проведены укрупненные лабораторные испытания, которые подтвердили выполненные расчеты, извлечение мышьяка в раствор составило 93,1 %.

**Ключевые слова:** медеплавильные пыли, мышьяк, сернокислородное выщелачивание, медь.

## ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время на стадии пирометаллургической переработки концентратов образуется большое количество пылей тонкой очистки. На ОАО «Среднеуральский медеплавильный завод» (далее СУМЗ) тонкая очистка отходящих газов производится в электрофилтрах. Состав получаемых пылей зависит от загружаемой шихты и в среднем составляет, мас %: 5 – 11 As, 8 – 12 Cu; 10 – 16 Zn; 14 – 20 Pb; 12 – 16 Fe; 7 – 12 S. До недавнего времени данные пыли перерабатывались плавкой в составе шихты в руднотермических печах с получением мышьяковистого штейна, а также вторичных пылей, обогащенных мышьяком [1]. Предлагалась технология переработки таких штейнов автоклавным окислительным выщелачиванием в сернокислом растворе с извлечением 94,2 % меди в раствор или солевое автоклавное выщелачивание с извлечением в раствор мышьяка, железа и цинка до 93 %. [2]. Изучено сернокислородное выщелачивание вторичных пылей, наибольшее влияние на извлечение меди и мышьяка оказывает начальная кислотность раствора, а на извлечение цинка температура процесса. При температуре процесса 60 °С и начальной концентрации серной кислоты 25 г/дм<sup>3</sup> в раствор извлекается 98 % мышьяка, 39 % меди и 82 % цинка.

Предлагалась технология переработки пылей СУМЗ с применением оксиэтилендифосфоновой кислот, с получением товарного свинца (извлечение более 98 %) [3].

Сернокислотное выщелачивание медеплавильных пылей рассматривалось с точки зрения извлечения германия, но пыли СУМЗ отнесли к продуктам с низким содержанием и нецелесообразным к применению. [4]

Первой стадией переработки многих медеплавильных пылей предлагается проводить сернокислородное выщелачивание [4,5,6,7], данная стадия позволяет извлекать мышьяк в

раствор. В данной работе изучили сернокислородное выщелачивание тонких медеплавильных пылей СУМЗ.

## МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА И ИСПОЛЬЗУЕМОЕ ОБОРУДОВАНИЕ

Исследования проводили на лабораторном оборудовании. Выщелачивание проводили в стеклянном стакане объемом 1 дм<sup>3</sup>, использовали верхнеприводное перемешивающее устройство и лабораторную нагревательную плиту с погружным датчиком температуры.

После процесса выщелачивания пульпу фильтровали на воронке Бюхнера, кек промывали дистиллированной водой, сушили при 100 °С, в сушильном шкафу SNOL 350/4. При анализе полученных продуктов эксперимента использовали аттестованные физико-химические методы анализа: спектрометр атомно-абсорбционный Agilent 240 FS, спектрометр атомно-абсорбционный Shimadzu AA-7000, для определения в растворе концентрации серной кислоты использовали стандартные титриметрические методы.

Математическую обработку данных провели с помощью пакета программ Microsoft Excel.

Результаты анализа фазового состава пылей СУМЗ рентгенофазовым методом (дифрактометр Bruker D8 Advance)

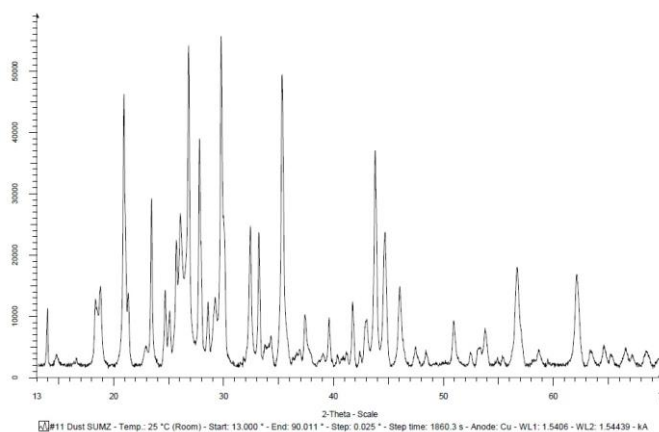


Рис. 1. Исходная дифрактограмма

Основные образующие фазы  $PbSO_4$  и  $Fe_2O_3$ , мышьяк в основном представлен  $As_2O_3$ . Присутствуют ферриты, сульфиды меди и цинка, также медь представлена в виде сульфата [8,9,10].

РЕЗУЛЬТАТЫ ПРОВЕДЕННЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ И МАТЕМАТИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА ДАННЫХ

Задачей поставили максимальное выделение мышьяка в раствор, также следили за показателями выщелачивания меди и цинка. При проведении экспериментов изучили влияние параметров: температура 20 – 90 °С; мольное соотношение  $H_2SO_4 / (As + Zn + Cu) = 0,007 - 1,31$  и соотношение Ж:Т = 2 – 12. Продолжительность выщелачивания во всех экспериментах составила 240 мин. На основании полученных результатов провели анализ с помощью пакета программ Excel, определили зависимости извлечения мышьяка от каждого параметра, а также их совместное влияние.

При определении влияния соотношения Т:Ж, изменяли объем раствора при постоянной массе материала, температуре 25 °С и мольному соотношению  $H_2SO_4/(As+Zn+Cu) = 0,66$ . Результаты анализа представлены на рисунке 1. Получено уравнение регрессии:

$$Y_1(As) = 0,0268 x^2 - 0,5429 x + 89,245 \quad (1)$$

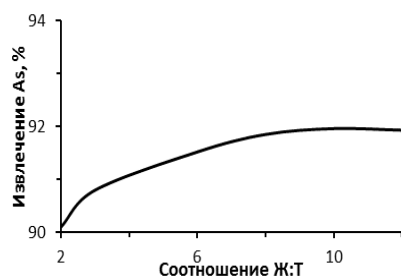


Рис. 1. Влияние соотношения жидкое/твердое на извлечение мышьяка

Коэффициент детерминации для данного уравнения  $R^2 = 98,4 \%$ . Изменение данного параметра влияло на извлечение мышьяка в небольшом диапазоне от 90 до 92 %, технологически приемлемым является Ж:Т = 4, при таком значении проводили дальнейшие испытания.

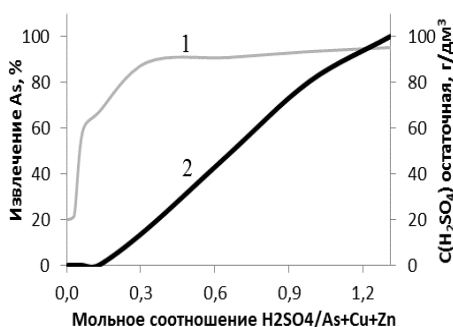


Рис. 2. Влияние расхода кислоты на извлечение мышьяка

Где: 1 – извлечение мышьяка в раствор, %; 2 – концентрация свободной серной кислоты в растворе выщелачивания, г/дм<sup>3</sup>.

Влияние расхода кислоты на извлечение мышьяка представлено на рисунке 2. При проведении экспериментов, сохраняли постоянными соотношением Ж:Т = 4, температуру 25 °С, изменяя начальную концентрацию серной кислоты. При выщелачивании в дистиллированной воде в

раствор извлекается, %: 48 Zn, 20 As, 5 Cu. Остаточное содержание кислоты в растворе до  $pH \geq 4$ , сохраняется до мольного соотношения  $H_2SO_4/(As+Zn+Cu) = 0,13$ . При дальнейшем увеличении начальной концентрации кислоты - конечная линейно возрастает. С увеличением мольного расхода кислоты  $H_2SO_4/(As+Zn+Cu)$  с 0 до 1,31 извлечение мышьяка возросло с 20,3 до 95,3 %. Резкое возрастание извлечения мышьяка наблюдается при мольном соотношении от 0,07 до 0,33, в дальнейшем идет небольшой рост данного показателя. Для обеспечения стабильного извлечения более 90 % мышьяка в раствор, приняли решение проводить дальнейшие эксперименты при мольном соотношении = 0,66. При проведении эксперимента с параметрами: температура 25 °С, Ж:Т = 4,  $H_2SO_4/(As+Cu+Zn) = 0,66$ . Получены следующие показатели извлечения, %: 39,1 Cu; 64,4 Zn; 91,0 As, свинец полностью остается в кеке. Остаточное содержание серной кислоты в растворе 45 г/дм<sup>3</sup>.

В результате обработки экспериментальных данных получено уравнение регрессии:

$$Y_2(As) = 16,181 \ln(x)+96,392 \quad (2)$$

Коэффициент детерминации для данного уравнения  $R^2 = 91,5 \%$

Влияние изменения температуры выщелачивания от 25 до 90 °С, проводили при постоянном мольном соотношении  $H_2SO_4/(As+Zn+Cu) = 0,66$  и Ж:Т = 4. Извлечение мышьяка в раствор увеличилось с 91,0 до 95 % при 60 °С, дальнейшее увеличение температуры повышало извлечение мышьяка в раствор незначительно.

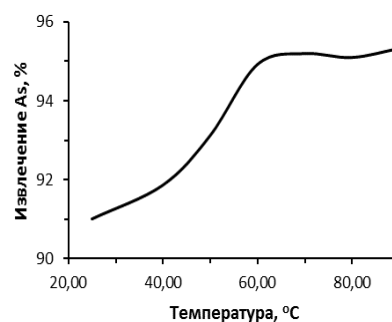


Рис. 3. Влияние температуры на извлечение мышьяка, меди и цинка

В результате обработки экспериментальных данных получено уравнение регрессии:

$$Y_3(As) = - 0,001 x^2 + 0,1901 x + 86,512 \quad (3)$$

Коэффициент детерминации для данного уравнения  $R^2 = 93,6 \%$

Уравнение регрессии, полученное для трех переменных:

$$Y_{123}(As) = 126,52 - 3,81 X_3 + 5,45 X_1 X_3 + 0,04 X_2 X_3 - 72,12 X_{12} - 0,09 X_{22} + 0,0006 X_{32} \quad (4)$$

Коэффициент регрессии для данного уравнения  $R^2 = 86,5 \%$ .

Продолжительность выщелачивания определяли в диапазоне от 30 до 240 минут. Влияние продолжительности выщелачивания на извлечение мышьяка представлена на рисунке 4. При увеличении продолжительности с 30 до 120 минут извлечение мышьяка возрастает с 91,3 до 93,9 %, увеличение продолжительности до 240 минут позволя-

ет повысить извлечение мышьяка до 95 %. Поскольку увеличение продолжительности выше 120 минут приводит к повышению извлечения на 1,1 % то приняли решение проводить укрупненное лабораторное выщелачивание при продолжительности 120 мин.

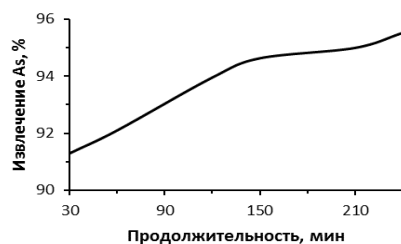


Рис. 4. Влияние продолжительности выщелачивания на извлечение мышьяка

В результате укрупненного лабораторного эксперимента (масса загрузки материала 15 кг) с параметрами: температура 60 °С, мольное соотношение  $H_2SO_4/(As+Zn+Cu) = 0,66$  и Ж:Т = 4, продолжительность выщелачивания 120 мин, результаты выщелачивания представлены в таблице 1.

Таблица 1

Состав кека, %					Выход кека, %	Извлечение в раствор, %		
Cu	Fe	Zn	As	Pb		Cu	Zn	As
8,8	17,2	9,7	0,86	26,4	53,7	36,5	52,6	93,1

Результаты укрупненных лабораторных экспериментов соответствуют данным полученным в лабораторных условиях.

Полученный кек предполагается направлять на пирометаллургическую переработку с получением медного штейна.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Получена адекватная регрессионная модель описывающая влияние температуры, мольного соотношения  $H_2SO_4/(As+Zn+Cu)$ , соотношения жидкое/твердое на показатели выщелачивания мышьяка из пылей ПВ. Получаемый кек можно перерабатывать с использованием существующего оборудования по разработанной ранее техно-

логии переработки пыли ПВ с получением штейна с низким содержанием мышьяка, что позволит выводить мышьяк из производственной цепочки с удалением из растворов в виде труднорастворимых соединений.

#### ЛИТЕРАТУРА

- 1 Скопов Г. В. Вывод из оборота и отдельная переработка пыли электрофильтров плавки Ванюкова ОАО «Среднеуральский Медеплавильный Завод» / Г. В. Скопов, В. В. Беляев, А. В. Матвеев // Цветные металлы. - 2013. - №8. - С. 55-59
- 2 Каримов К.А. Выщелачивание медных мышьяксо-держатых штейнов / К.А. Каримов, В.И. Неустроев, С.С. Набойченко // Цветные металлы. - 2015 г. - №4 - С. 19 - 22.
- 3 Сергеева Ю.Ф. Комплексная переработка тонких пылей медеплавильного производства ОАО «СУМЗ»: автореф. дис. канд. техн. наук. - Екатеринбург, 2013.
- 4 Хренников А.А. Об извлечении германия и цинка из пылей медеплавильного производства/ А.А. Хренников, Г.И. Мальцев, А.Б. Лебедь, С.С. Набойченко // Цветные металлы. - 2006 г. - №3 - С. 40-44.
- 5 Исимаев С.М. Комплексная гидрометаллургическая переработка свинцовых мышьяксо-держатых пылей медного производства / С.М. Исимаев, Х.М. Кузгибекова, Т.А. Зиканова, Е.В. Жилова // Цветные металлы. - 2017. №8. - С. 33-37.
6. Wu J.Y. Selective leaching process for the recovery of copper and zinc oxide from copper-containing dust / J.Y. Wu, F.C. Chang, H.P. Wang, M.J. Tsai, C.H. Ko, C.C. Chen // Environmental technology. - 2015. - 36 (23). - P. 2952-2958.
7. Vitkova M. Leaching of metals from copper smelter flue dust (Mulfulira Zambian Copperbelt) / M. Vitkova, V. Ettler, J.Hyks, T. Astrup, B. Kribek// Applied Geochemistry. - 2011. - 26. - P. 263-266.
8. Селиванов Е.Н. Вещественный состав пыли электрофильтров печи Ванюкова / Е.Н. Селиванов, Г.В. Скопов, Р.И. Гуляева, А.В. Матвеев // Metallurg. - 2014 г. - №5. - С. 92-95.
9. Balladares E. Chemical-mineralogical characterization of copper smelting flue dust / E. Balladares, U. Kelm, S. Helle, R. Parra, E. Araneda // Dyna. - 2014. - 81 (186) - P. 11-18.
10. Samuelsson C. Characterization of copper smelter dusts / C. Samuelsson, G. Carlsson // CIM bulletin - 2001. - 94 (1051) - P. 111-115.

## Sulfur Acid Leaching of Copper-Smelting Dust

Kovyazin A.A., Gimgin S.V., Krauhin S.A.

JSC Uralelectromed  
Verkhnyaya Pyshma, Russia  
[a.kovyazin@elem.ru](mailto:a.kovyazin@elem.ru)

**Abstract.** The paper presents a study of the influence of sulfuric acid leaching parameters on the extraction of arsenic from copper-smelter fine dust. Mathematical model for 3 parameters: temperature, molar ratio  $H_2SO_4 / (As + Zn + Cu)$ , the relation S: L is obtained. Laboratory experiment with a mass of 15 kg material confirmed the optimal parameters (temperature 60 °C,

$H_2SO_4 / (As + Zn + Cu) = 0.66$ , S: L = 1: 4), arsenic was extracted into solution by 93,1 %.

**Keywords:** copper-smelting dust, arsenic, sulfuric acid leaching, copper.

# Разработка и исследование способа интенсивной знакопеременной деформации при прокатке стальных толстых листов и плит из сплавов цветных металлов

Богатов А.А., Нухов Д.Ш.

Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина  
Екатеринбург, Российская Федерация  
[d.s.nukhov@urfu.ru](mailto:d.s.nukhov@urfu.ru)

**Аннотация.** Улучшение качества структуры толстых листов и плит, повышение уровня механических свойств и уменьшение энергетических и трудовых затрат при их изготовлении можно достичь новыми способами штамповки и прокатки с применением интенсивной пластической деформации. В работе предложены и исследованы новые способы прокатки толстых стальных листов.

**Ключевые слова:** прокатка стальных толстых листов, штамповка плит из алюминиевых и титановых сплавов, интенсивная знакопеременная деформация, однородность деформации, компьютерное моделирование.

## ВВЕДЕНИЕ

В работах [1-5] представлены результаты экспериментального исследования эффекта структурообразования сталей и сплавов под воздействием интенсивной пластической деформацией. Показано, что в процессах равноканального углового прессования, в некоторых комбинированных и совмещенных процессах обработки металлов давлением, характеризующихся интенсивной знакопеременной деформацией, можно получать ультрамелкозернистые и наноструктурные материалы с уникальными свойствами. Актуальной задачей является разработка инновационных процессов обработки металлов давлением, обеспечивающих рациональные потоки металла и способствующие достижению требуемой структуры свойств в готовых изделиях [6-7]. Постановка задачи и компьютерное моделирование новых процессов будут способствовать их освоению в промышленности.

## РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ ТОЛСТОГО СТАЛЬНОГО ЛИСТА С ИНТЕНСИВНОЙ ЗНАКОПЕРЕМЕННОЙ ДЕФОРМАЦИЕЙ

Известно, что структура толстых листов и полос неравномерна по толщине, что связано, прежде всего, с неравномерностью деформации и наличием температурного градиента. В работе [12] было отмечено, что в первых проходах черновой прокатки высоких слябов ( $l/h_p \approx 0,5$ ) в валках с гладкой бочкой имеет место значительное различие степени деформации: степень деформации на контакте с валком в 2,5 раза больше, чем на плоскости симметрии. При этом степень деформации в

значительной степени определяет микроструктуру металла, а значит и конечные свойства изделия.

В УрФУ был предложен новый способ продольной прокатки и инструмент деформации, обеспечивающие интенсивную знакопеременную деформацию при малом изменении размеров заготовки. Реализация способа предполагает применение с профилированной бочкой валка в первой клетке и с гладкой бочкой валка во второй клетке. На поверхности бочки горизонтальных приводных валков первой клетки чередуются кольцевые бурты 4 и ручьи 5, причем радиус профиля ручьев  $r$  равен радиусу профиля буртов  $r$ , а расстояния между линиями центров цилиндрических поверхностей буртов и ручьев определяется параметром  $e$ . Валки устанавливаются с зазором между вершинами кольцевых буртов на величину  $a = h - \Delta h$ , а между вершинами кольцевых ручьев – на величину  $b = h + \Delta h$ , где  $h$  – высота прокатываемой заготовки,  $\Delta h$  – высота сектора окружности кольцевого ручья, определяемая из выражения  $\Delta h = 2r - e$ . Для предотвращения уширения при прокатке в паре с горизонтальными приводными валками применяются вертикальные не приводные валки с зазором между ними равным ширине заготовки  $B$  в исходном состоянии. (рис. 1).

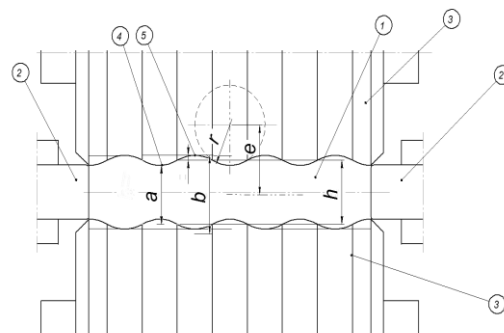


Рис. 1. Валковый узел:

1 – заготовка; 2 – вертикальные не приводные валки; 3 – горизонтальные приводные валки; 4 и 5 – кольцевые бурты и ручьи на бочке горизонтальных

1. Работа выполнена при поддержке гранта Президента РФ МК-3011.2017.8

2. Работа поддержана программой 211 Правительства Российской Федерации (соглашение № 02.А03.21.0006)

валков

Предварительно нагретую заготовку подают в валковый узел предложенной конструкции и осуществляют в первом проходе единичное обжатие буртами приводных валков до полного заполнения металлом ручьев, при этом образуются цилиндрические выступы на поверхности заготовки. Во втором проходе при прокатке профилированной заготовки в гладких валках, за счет перераспределения макропотоков металла и выравнивание поверхности заготовки, происходит обжатие металла с обеспечением знакопеременной деформации, что способствует повышению однородности распределения степени деформации в объеме очага деформации.

Теоретическое исследование нового способа прокатки заготовки показало, что рациональным является суммарное обжатие за два прохода на величину  $\epsilon = 0,15$  и  $0,20$ . По результатам решения задач МКЭ-моделирования нового способа прокатки установлено, что значение параметра формы профилированного валка  $e/g$  необходимо выбирать в диапазоне  $(1,8...1,95)$ . В этом случае, как показали исследования, металл полностью заполняет ручьи валка при минимальном обжатии заготовки, создаются условия для обеспечения знакопеременного течения металла при выравнивании ее поверхности в гладких валках при незначительных изменениях формы и размеров.

#### СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ СУЩЕСТВУЮЩЕЙ И НОВОЙ ТЕХНОЛОГИИ ПРОКАТКИ ТОЛСТОГО ЛИСТА

В работе с использованием программы DEFORM-3D был проведен сравнительный анализ деформированного состояния при многопроходной черновой прокатке заготовки в валках с гладкой бочкой (толщина заготовки  $H_0 = 300$  мм) по схеме, принятой на стане «5000» ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат», и по вновь разработанной схеме прокатки заготовки уменьшенных размеров ( $H_0 = 160$  мм). Результаты решения задач компьютерного моделирования позволили выявить основные преимущества предлагаемого способа прокатки. Количество проходов и режимы обжатий были рассчитаны для получения раската толщиной  $H_p = 65$  мм под чистовую прокатку. Было показано, что прокатка заготовки с применением предложенного способа позволит снизить количество черновых проходов с одиннадцати до семи, повысить суммарную степень

деформации  $\epsilon_u$  в плоскости симметрии сляба в 1,15-1,2 (рис.2). Неоднородность деформации по сечению, при этом, снижается в 6 раз. Важным преимуществом нового способа прокатки по предлагаемой схеме с уменьшенной высотой заготовки является снижение затрат энергии на получение толстого листа толщиной 65 мм в 1,8 раза за счет уменьшения массы заготовки и числа черновых проходов.

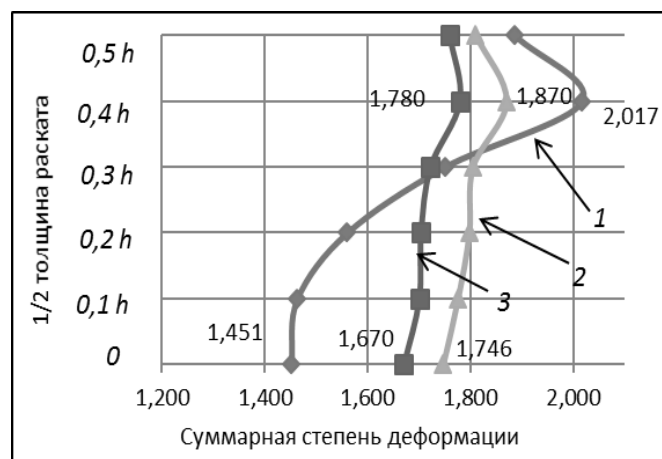


Рис. 2. Распределение суммарной степени деформации  $\epsilon_u$  по высоте заготовки :

1 – по существующей технологии за одиннадцать проходов; 2 и 3 – по предлагаемой технологии за семь проходов в сечении заготовки под буртом и ручьем валка

#### РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ШТАМПОВКИ ПЛИТ ИЗ СПЛАВОВ ЦВЕТНЫХ МЕТАЛЛОВ

Изготовление качественных крупногабаритных плит из алюминиевых и титановых сплавов осуществляют из литых высоких заготовок, при кристаллизации которых наблюдаются рост дендритов и наличие объёмной ликвационной неоднородности по химическому составу [6]. Крупнозернистая структура слитка обуславливает необходимость применения всестороннейковки с целью достижения значительной степени уковки (суммарной степени деформации). Прокаткой можно получать сравнительно тонкие плиты (не толще 200 мм). При этом суммарная степень деформации недостаточная и в плите проявляется литейная наследственность неоднородности структуры и механических свойств [7]. Известны способы пластической деформации, основанные на создании макросдвигов для эффективного воздействия на структуру металла [7-11]. В работах [7-9] установлено, что увеличение потоков вытеснения металла в очаге деформации способствует интенсификации проработки металла в осевой зоне и по всему поперечному сечению слитка при ковке. Кроме того, под влиянием макросдвига, локализованного по плоскости или поверхности, резко уменьшается усилие, необходимое для пластической деформации [7,9].

В работе предложена идея применения при штамповке алюминиевых и титановых плит знакопеременной деформации с сохранением первоначальной формы и размеров заготовки (рис.3). Знакопеременное течение металла осуществляется за счет перераспределения макропотоков металла в углубления штампа – при штамповке в профильных штампах (рис.3а), а затем в обратном направлении – при выравнивании поверхности заготовки при обжатии в гладких штампах (рис.3б).

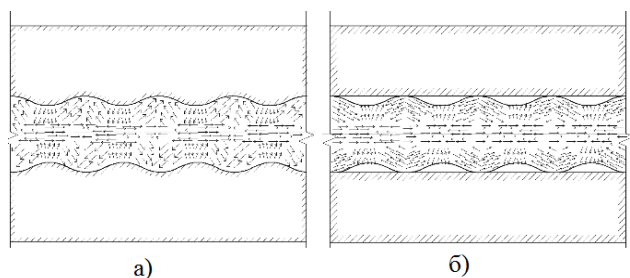


Рис. 3. Движение макропотоков металла при обжатии на профильной (а) и гладкой (б) поверхностях штампа

В работе выполнено теоретическое исследование предлагаемой схемы штамповки плит методом конечных элементов с применением программного комплекса DEFORM 3D. Для моделирования задавали следующие параметры: материал заготовки – высокопрочный алюминиевый сплав типа 7075 (DIN EN573-31:1994, Германия), начальная температура заготовки 430°C. Скорость движения инструмента 30 мм/сек, коэффициент пластического трения по закону Зибеля 0,3.

Результаты решения задачи показали, что предлагаемый способ штамповки позволяет достигать высокой степени и однородности деформации по высоте заготовки при обжатии в профильных штампах с относительным обжатием в области выступов штампа –  $\Delta h/h = 0,15...0,20$  (рис.4а), при этом, при последующем обжатии заготовки в гладких штампах восстанавливаются форма и размеры исходной заготовки (рис.4б). Преимуществом предлагаемого способа штамповки является применение исходной заготовки уменьшенной высоты и использование нескольких циклов обжатия заготовки в профильных, а затем в гладких штампах. Применение штампов с рациональными размерами за один цикл штамповки можно обеспечить накопленную

степень деформации  $\varepsilon_u = 0,3...0,6$ , а показатель неоднородности деформации в объеме штампованной поковки снизить до значения  $S/\bar{\varepsilon}_u = 0,15...0,2$ .

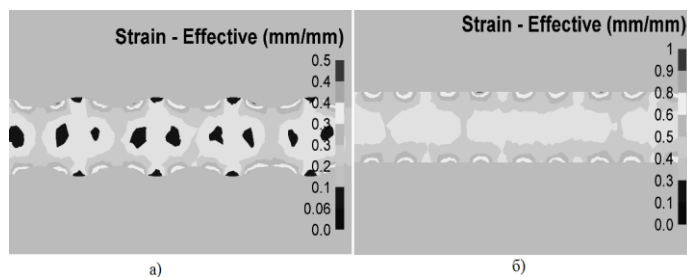


Рис. 4. Распределение накопленной степени деформации в очаге деформации при обжатии заготовки в профильных штампах и в гладких штампах (б)

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

- Требуемые эксплуатационные характеристики сталей и сплавов цветных металлов обеспечиваются однородной ультрадисперсной зеренной структуры, которая формируется при обработке металлов давлением с
- интенсивной знакопеременной деформацией.

- Предложен способ прокатки в два прохода, обеспечивающий интенсивную знакопеременную деформацию при незначительных изменениях размеров исходной заготовки.

- Сравнительный анализ получения стального толстого листа из непрерывнолитого сляба толщиной 300 мм по существующей технологии на стане 5000 ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» и по предлагаемой технологии прокатки сляба толщиной 160 мм показал, что число черновых проходов уменьшается с одиннадцати до семи, степень деформации в плоскости симметрии заготовки увеличивается на (15-20) %, а показатель неоднородности деформации по толщине снижается в 6 раз. Применение новой технологической схемы черной прокатки толстого листа за семь проходов по сравнению с существующей за одиннадцать проходов обеспечивает снижение энергозатрат в 1,8 раз.

- Рассмотрена идея реализации знакопеременной деформации при штамповке алюминиевых и титановых плит, поочередно обжимая заготовку в профильных и гладких штампах с сохранением первоначальных формы и размеров заготовки. При разработке технологического процесса, основанного на применении нового способа штамповки, установлена связь режимов обжатий с размерами заготовки и штампов с профильной поверхностью из условия полного заполнения гравюры штампа при штамповке, а также из условия достижения высокой степени и однородности распределения деформации по высоте заготовки с сохранением ее формы и размеров.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Сегал В.М. Процессы пластического структурообразования / В.М. Сегал, В.И. Резников, В.И. Копылов и др. – Минск: Наука и техника, 1994. – 232 с.
2. Валиев Р. З. Создание наноструктурных металлов и сплавов с уникальными свойствами, используя интенсивные пластические деформации / Р.З. Валиев // Российские нанотехнологии. – 2006. – Т.1. – С. 208–216.
3. Кайбышев О.А. Сверхпластичность, измельчение микроструктуры и обработка труднодеформируемых сплавов / О.А. Кайбышев, Ф.З. Утяшев. – М.: Наука, 2002. – 455 с.
4. Сидельников С. Б. Комбинированные и совмещенные методы обработки цветных металлов и сплавов: монография / С. Б. Сидельников, Н. Н. Довженко, Н. Загиров. – М.: МАКС Пресс, 2005. – 428 с.
5. Утяшев Ф.З. Деформационные методы получения и обработки ультрамелкозернистых и наноструктурных материалов / Ф.З. Утяшев, Г.И. Рааб. – Уфа: Гилем. НИК Башк. Энцикл, 2013. – 376 с.
6. Буркин С. П. Новая технологияковки крупногабаритных плит / С. П. Буркин, А.В. Разинкин // Инновационные технологии в металлургии и машиностроении: труды VIII международной молодежной научно-практической конференции. – Екатеринбург: УрФУ, 2013. – С. 790-793.
7. Тюрин В.А. Инновационные технологииковки / В.А. Тюрин // Кузнечно-штамповочное производство. – 2006. – №5. – С. 27-29.

8. Тюрин В.А. Технологические возможностиковки бойками с неортогональными скрещивающимися фронтами. / В.А. Тюрин, И.В. Ларионов, А.А. Чучков, А.С. Волков // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2014. – №12. – С. 26-28.

9. Zhubai Liu, Weimin Li. Mechanical Analysis of the Difficulty in Forging Heavy Tube Plates with Conventional Methods. // Hot Forming of Steels and Product Properties. – 2009. P. 165-174.

10. Алиев И.С. Факторы, влияющие на параметрыковки крупных поковок / И.С. Алиев, Я.Г. Жбанков, А.В.

Периг // Вестник ПНИПУ. Машиностроение, материаловедение. – 2013. – Т. 15, №1. – С. 27-45.

11. Kun Chen Strain function analysis method for void closure in the forging process of the large-sized steel ingot / Kun Chen, Yitao Yang, Guangjie Shao, Kejia Liu //Computational Materials Science. – 2012. – №51. – P. 72–77.

12. Bogatov, A. A. Finite-Element Modeling of Plate-Rolling / A. A. Bogatov, D. Sh .Nukhov, K. P. P'yankov // Metallurgist. – 2015. – vol. 59., is. 1-2 – P. 113-118

# **Development and Exploration of the Method of Intensive Alternating Strain During Rolling Process of Thick Steel Sheets and Plates Made of Non-Ferrous Alloys**

Bogatov Aleksandr , Nukhov Danis

Ural Federal University named after the First President of Russia B. N. Yeltsin

Ekaterinburg, Russia

[d.s.nukhov@urfu.ru](mailto:d.s.nukhov@urfu.ru) , [a.bogatov@urfu.ru](mailto:a.bogatov@urfu.ru)

**Abstract.** Quality improvement of the structure of thick sheets and plates, increasing the level of mechanical properties, minimization of energy and labor costs in the process of manufacturing could be achieved by using new methods of die forging and rolling with the implementation of severe alternating deformation. In this work, new methods of rolling of thick steel sheets and die

forging for plates made of titanium and aluminum alloys are proposed and studied.

**Keywords:** rolling of thick steel sheets, die forging of plates made of titanium and aluminum alloys, severe alternating deformation, deformation homogeneity, computer simulation.



# Квалиметрическая оценка качества горячекатаных труб

Орлов Г.А., Орлов А.Г.

ФГАОУ ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б. Н. Ельцина»  
Екатеринбург, Россия  
[grorl@mail.ru](mailto:grorl@mail.ru)

**Аннотация.** Рассматривается оценка качества горячекатаных труб с использованием комплексных показателей качества. Проведено сравнение средневзвешенных арифметических и геометрических комплексных показателей, а также полученных с использованием вероятностей попадания показателей в допускаемые интервалы на примере труб нефтяного сортамента. Показано, что все показатели имеют близкие значения. Проведена комплексная оценка свойств труб, полученных по действующей и усовершенствованной технологии, оценено влияние улучшения отдельных показателей на качество проката в целом. Сравнение комплексных показателей качества труб, прокатанных по двум технологиям, сделано по шкале желательности Харрингтона: показатель действующей технологии соответствует достаточному уровню качества в соответствии с нормативной документацией. Показатель усовершенствованной технологии соответствует допустимому и хорошему уровню качества.

**Ключевые слова:** горячекатаные трубы, комплексная оценка качества, показатели качества, вероятностный подход к оценке качества.

## ВВЕДЕНИЕ

В последние десятилетия получил развитие комплексный подход к оценке качества металлопродукции, основанный на принципах квалиметрии [1,2]. Комплексная оценка качества металлопродукции проведена, например, в работах [3-9,11-14] и многих других. Для комплексной оценки качества применяются чаще всего два подхода: первый предусматривает нормирование показателей качества в интервале (0...1), соответствующем разбросу допускаемых значений свойств [3-8]; второй – использует вероятностный характер распределения данного свойства в допускаемом интервале, и показатели качества как случайные величины оцениваются по вероятности попадания значений свойств в заданный интервал [9]. Данная статья посвящена сравнению этих двух подходов на примере оценки качества труб нефтяного сортамента.

## ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЯ

В качестве объекта исследования выбрали стальные горячекатаные бесшовные трубы для нефтеперерабатывающей промышленности, выпускаемые на трубопрокатном агрегате (ТПА) с непрерывным станом по ГОСТ 550-75 «Трубы стальные бесшовные для нефтеперерабатывающей и нефтехимической промышленности. Технические условия» и ГОСТ 8732-78 «Трубы стальные бесшовные горячедеформированные». Оценивали качество партий труб следующего сортамента: наружный диаметр 73 мм; толщина стенки – 5,5 мм; марка стали – 20 по ГОСТ 1050-2013 (качественная углеродистая сталь); первая категория качества, обычная точность; длина труб 10 м.

Для выбора номенклатуры показателей качества в соответствии с ГОСТ 22851-77 определили тип промышленной продукции: материалы и продукты. По Общероссийскому классификатору промышленной продукции ОКПД-2 рассматриваемые трубы соответствуют следующей классификации: металлы основные, трубы горячекатаные бесшовные стальные (код 24.10.12.120). Для этой продукции по ГОСТ 22851-77 выбрали номенклатуру показателей качества: показатели назначения, технологичности и транспортабельности. Показатели транспортабельности в данной статье не рассматриваются, так как они не оказывают существенного влияния на качество труб.

## ПОКАЗАТЕЛИ КАЧЕСТВА

В соответствии с методологией комплексной оценки качества [1,2] построили иерархическую структуру показателей качества («дерево свойств») и определили 17 единичных показателей качества, расположенных на последнем уровне (см. рис.).

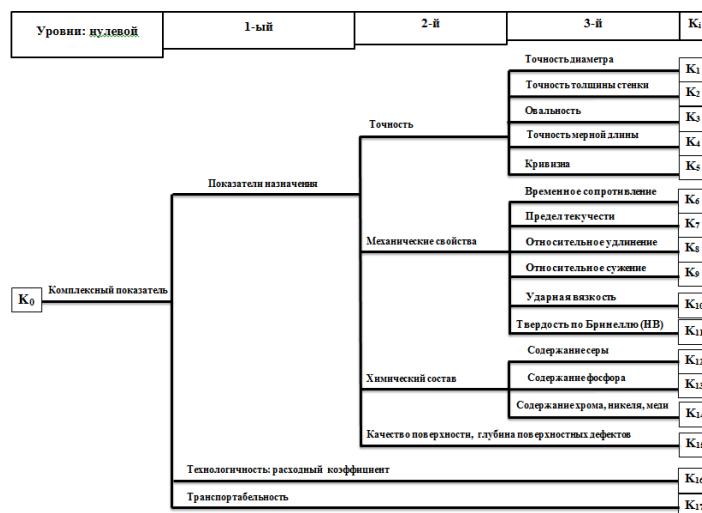


Рис. 1. «Дерево» показателей качества горячекатаных труб

Для большинства выбранных единичных показателей качества ГОСТами определены минимальные  $x_{\min}$  и максимальные  $x_{\max}$  предельные значения; относительно них определили эталонные  $x_3$  и браковочные  $x_{бр}$  значения свойств в натуральном выражении (табл. 1). Эталонные значения свойств соответствуют более высокой категории качества труб, либо принимаются на 20-30% лучшими, чем предельные значения, допускаемые ГОСТом. Браковочные значения выбирались немного хуже допускаемых значений по ГОСТ.

Нормирование показателей качества провели по ниже-

приведенным формулам. Если увеличение значения свойства  $x$  приводит к повышению качества (например, механические свойства),  $x_3 > x_{бр}$ :

$$k = (x - x_{бр}) / (x_3 - x_{бр}). \quad (1)$$

При расчете по формуле (1) выполняются предельные условия: при  $x = x_{бр}$   $k = 0$  (брак); при  $x = x_3$   $k = 1$  (отличное качество).

При расчете показателей точности по величине допускаемых отклонений можно принять  $x_3 = 0$ , и формулу (1) использовать в виде:

$$k = 1 - x / x_{бр}. \quad (2)$$

Если увеличение значения свойства приводит к понижению качества (например, содержание вредных примесей в сплаве),  $x_3 < x_{бр}$ :

$$k = (x_{бр} - x) / (x_{бр} - x_3). \quad (3)$$

Формула (3) дает те же предельные условия, что и формула (1).

Расходный коэффициент оценивали по формуле:  $K_{рас} = G_{изд} / G_{исх}$ , как отношение массы готовых труб к массе исходного металла (заготовки). В данном случае приняли браковочное значение 0,5, эталонное – 0,95 и для нормирования использовали формулу (1).

Допускаемые интервалы изменения выбранных свойств, их эталонные и браковочные значения приведены в табл. 1.

Таблица 1

Перечень единичных свойств для оценки качества труб

N	Свойство	$x_{min}$	$x_{max}$	$x_3$	$x_{бр}$	
1	Точность диаметра, %	Допуск «+»	0	1,0	0	1,2
		Допуск «-»	0	1,0	0	1,2
2	Точность толщины стенки, %	Допуск «+»	0	+12,5	0	+13
		Допуск «-»	0	-15	0	-16
3	Овальность, %	0	1,0	0	1,2	
4	Точность мерной длины, мм	0	15	0	17	
5	Кривизна, мм	0	1,5	0	1,7	
6	Временное сопротивление, МПа	431	-	460	425	
7	Предел текучести, МПа	255	-	300	250	
8	Относительное удлинение, %	22	-	25	21	
9	Относительное сужение, %	50	-	55	48	
10	Ударная вязкость, Дж/см <sup>2</sup>	78	-	90	76	
11	Твердость по Бринеллю (НВ)	156	-	170	155	
12	Содержание серы, %	-	0,035	0,025	0,037	
		-	0,030	0,025	0,032	
13	Содержание фосфора, %	-	0,030	0,025	0,032	
14	Содержание хрома, никеля, меди, % каждого	-	0,30	0,2	0,32	
15	Глубина поверхностных дефектов, % от стенки	0	15	0	16	

16	Расходный коэффициент	-	-	0,95	0,5
----	-----------------------	---	---	------	-----

Для вычисления комплексного показателя качества определили коэффициенты значимости (важности) единичных свойств экспертным методом по опросу 12 экспертов – специалистов в данной области по 10-балльной оценке важности выбранных свойств (табл. 2). Коэффициент значимости  $i$ -го свойства определили по формуле [1]  $a_i = B_i / \sum B_i$ , где  $B_i$  – средний балл для значимости  $i$ -го свойства;  $\sum B_i$  – сумма средних баллов всех экспертов.

### КОМПЛЕКСНЫЕ ПОКАЗАТЕЛИ

Для комплексной оценки качества продукции обработали данные результатов прокатки и испытаний свойств двух партий из 20 труб номинальными размерами 73 x 5,5 мм, прокатанных на ТПА-80 по действующей и усовершенствованной технологии. Совершенствование технологии заключалось в применении граненой калибровки валков непрерывного стана с целью повышения точности [15] и предварительного утонения концов труб с целью уменьшения концевой обрезки и снижения расходного коэффициента [16]. Определили статистические характеристики свойств: средние арифметические значения  $\bar{x}_1, \bar{x}_2$ , дисперсии  $\sigma_1^2, \sigma_2^2$ , средние квадратические отклонения  $\sigma_1$  и  $\sigma_2$  (индекс 1 соответствует действующей, 2 – усовершенствованной технологии, табл. 2). Далее в соответствии с первым из вышеперечисленных подходов рассчитали комплексные показатели качества продукции  $k_0$  для двух вариантов по формулам средневзвешенного арифметического и средневзвешенного геометрического для среднеарифметических значений единичных свойств, приведенных в табл. 2.

Таблица 2

Характеристики единичных свойств для вычисления комплексных показателей качества труб

N	$\bar{x}_1$	$\bar{x}_2$	$k_i(1)$	$k_i(2)$	$\sigma_1$	$\sigma_2$	$a_i$
1	73,5	73,2	0,433	0,775	0,212	0,163	0,068
2	6,02	5,74	0,273	0,665	0,121	0,098	0,065
3	0,7	0,3	0,417	0,750	0,173	0,071	0,057
4	10	7	0,412	0,588	3,515	2,654	0,054
5	1,2	0,7	0,294	0,588	0,152	0,077	0,064
6	450	455	0,714	0,857	13,194	12,188	0,060
7	270	275	0,400	0,500	7,514	5,523	0,061
8	23	23	0,400	0,400	0,414	0,423	0,064
9	52	52	0,571	0,571	1,215	1,213	0,060
10	80	87	0,286	0,786	1,313	0,823	0,052
11	160	167	0,333	0,800	3,256	3,022	0,065
12	0,03	0,03	0,583	0,583	0,003	0,003	0,054
13	0,03	0,03	0,286	0,286	0,005	0,005	0,054
14	0,25	0,25	0,583	0,583	0,022	0,022	0,053
15	10	5	0,375	0,688	3,832	1,835	0,067
16	0,7	0,85	0,500	0,875	0,102	0,098	0,053

Примечание. Название свойств соответствует табл. 1.

Средневзвешенный арифметический комплексный показатель качества рассчитали по известной формуле для двух вариантов [1].

1 вариант (действующая технология):

$$k_0 = \sum_{i=1}^{16} k_i a_i = 0,433 \cdot 0,068 + 0,273 \cdot 0,065 + 0,417 \cdot 0,057 + \dots + 0,5 \cdot 0,053 = 0,405$$

2 вариант (усовершенствованная технология):

$$k_0 = \sum_{i=1}^{16} k_i a_i = 0,775 \cdot 0,068 + 0,665 \cdot 0,065 + 0,750 \cdot 0,057 + \dots + 0,875 \cdot 0,053 = 0,613$$

Средневзвешенный геометрический комплексный показатель качества также был рассчитан для двух вариантов. Для 1-го варианта:

$$k_0 = \prod_{i=1}^{16} k_i^{a_i} = 0,433^{0,068} \cdot 0,273^{0,065} \cdot 0,417^{0,057} \cdot \dots \cdot 0,5^{0,053} = 0,427$$

Для 2-го варианта:

$$k_0 = \prod_{i=1}^{16} k_i^{a_i} = 0,775^{0,068} \cdot 0,665^{0,065} \cdot 0,750^{0,057} \cdot \dots \cdot 0,875^{0,053} = 0,637$$

Видно, что по второму варианту комплексные показатели намного выше, что связано с повышением точности труб (см. табл. 2), повышением ударной вязкости и твердости за счет повышенных обжатий при прокатке и снижения расхода металла за счет уменьшения концевой обрезки.

При использовании второго подхода каждое свойство  $x$  рассматривают как нормально-распределенную случайную величину с параметрами распределения  $\bar{x}$  и  $\sigma$ . Тогда вероятность попадания величины  $x$  в допустимый интервал ( $x_{\min} \dots x_{\max}$ ), указанный в табл. 1, вычисляется с помощью функции нормального распределения (функции Лапласа):

$$P(z_{\min} < Z < z_{\max}) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{z_{\min}}^{z_{\max}} e^{-\frac{z^2}{2}} dz \quad (4)$$

где  $Z = \frac{x - \bar{x}}{\sigma}$  – нормированная (относительная) случайная величина (свойство).

При односторонних ограничениях на величину свойств использовались формулы, аналогичные (4).

Статистические характеристики свойств, полученные по двум вариантам технологии и соответствующие вероятности попадания среднеарифметических значений в допустимые интервалы, вычисленные по формулам (4)...(6), приведены в табл. 2.

Далее, принимая показатели качества равными соответствующим вероятностям  $k_i = p_i$ , определили комплексный показатель качества для двух вариантов по формулам:

1 вариант:

$$k_0 = \prod_{i=1}^{16} p_i = 0,869 \cdot 0,955 \cdot 0,959 \dots = 0,415.$$

2 вариант:

$$k_0 = \prod_{i=1}^{16} p_i = 0,873 \cdot 0,992 \cdot 0,959 \dots = 0,627.$$

Видно, что комплексный показатель, вычисленный на основе вероятностного подхода, принимает промежуточное значение между среднеарифметическим и среднегеометрическим показателями. В целом, оба подхода дали примерно одинаковые результаты, что говорит об их работоспособности и взаимозаменяемости.

Оценку полученных значений комплексных показателей качества можно сделать по шкале желательности Харрингтона [10]: диапазон значений 0,4...0,6, в который попали показатели действующей технологии, соответствует допустимому и достаточному уровню качества в соответствии с нормативной документацией. Показатели усовершенствованной технологии оказались выше 0,6, что соответствует допустимому и хорошему уровню качества.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, проведенное сравнение комплексных показателей качества горячекатаных труб, вычисленных по различным методикам, в частности, с использованием вероятностей попадания показателей в допустимые интервалы, показало, что все показатели имеют близкие значения и могут быть использованы. Проведена комплексная оценка свойств труб, полученных по действующей и усовершенствованной технологии, оценено влияние улучшения отдельных показателей на качество проката в целом. Сравнение комплексных показателей качества труб, прокатанных по двум технологиям, сделано по шкале желательности Харрингтона: показатель действующей технологии соответствует достаточному уровню качества в соответствии с нормативной документацией. Показатель усовершенствованной технологии соответствует допустимому и хорошему уровню качества.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Азгальдов Г.Г. О квалиметрии / Г.Г. Азгальдов, Э.П. Райхман. – М.: Издательство стандартов, 1973. – 172 с.
2. Азгальдов Г.Г. Квалиметрия для всех: учеб. пособие / Г.Г. Азгальдов, А.В. Костин, В.В. Садовов. – М.: ИД ИнформЗнание, 2012. – 165 с.
3. Гун Г.С. Управление качеством высокоточных профилей. – М.: Metallurgia, 1984. – 152 с.
4. Рубин Г. Ш. Разработка теории квалиметрии мезитного производства / Г. Ш. Рубин, М. В. Чукин, Г. С. Гун, Д. М. Закиров, И. Г. Гун // Черные металлы. – 2012. – № 7. – С. 15-21.
5. Мигачев Б.А. К вопросу построения комплексного показателя качества / Б.А. Мигачев, А.В. Михайлов, В.П. Волков // Стандарты и качество. – 1985. – № 7. – С. 47-48.
6. Шубин И.Г. Выбор характеристик для отображения влияния химсостава стали на показатели механических свойств и микроструктуры высокоуглеродистой катаной катанки / И.Г.Шубин, М.И.Румянцев, У.А.Торопицина, О.О.Демидова // Вестник МГТУ им. Г.И.Носова. – 2008. – № 3. – С. 34-38.
7. Найденова А.В. Повышение эффективности методики расчета комплексного показателя качества арматурной стали / А.В. Найденова, А.Б. Моллер // Калибровочное бюро. – 2014. - Вып. 4. – С. 17-22.
8. Закиров Д.М. Аппарат математической логики для комплексной оценки эффективности технологических процессов / Д.М. Закиров, Г.Ш. Рубин, В.В. Сальников // Производство проката. – 2006 – № 12. – С. 35-58.
9. Стеблов А.Б. Комплексный показатель качества металлопроката и его применение // Литье и металлургия. – 2017. – № 1 (86). – С. 97-102.

10. Новик Ф.С. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов / Ф.С. Новик, Я.Б. Арсов. – М.: Машиностроение, 1980. – 304 с.

11. Kukhar V. V. Producing of elongated forgings with sharpened end by rupture with local heating of the workpiece method / V. V. Kukhar // Metallurgical and Mining Industry. – 2015. – № 6. – P. 122–132.

12. Weinberg M. Integrated process and quality control to secure the production of slabs for plates for line pipe application / M. Weinberg, H. Meuser // Proceedings of the Biennial International Pipeline Conference. – Calgary, Canada. – 2016. – IPC vol. 3.

13. Podder Bikramjit Effect of preform heat treatment on the flow formability and mechanical properties of AISI4340 steel / Bikramjit Podder, Chandan Mondal, K. Ramesh Kumar, D.R. Yadav // Materials and Design. – 2012. – vol. 37. – P. 174-181.

14. Wang Fu-jie. Explorative study of tandem skew rolling process for producing seamless steel tubes / Fu-jie Wang, Yuan-hua Shuang, Jian-hua Hu, Qing-hua Wang // Journal of Materials Processing Technology. – 2014. – vol. 214. – P. 1597-1604.

15. Овчинников Д.В. Усовершенствованная калибровка валков непрерывного трубопрокатного стана / Д.В. Овчинников, П.Ю. Горожанин, А.Ю. Бодров, Г.А. Орлов, С.Е. Ашканов // Сталь. – 2014. – № 9. – С. 50-52.

16. Орлов Г.А. Исследование концевой разностенности труб после трубопрокатного агрегата с непрерывным станом / Г.А. Орлов, В.А. Гагаринов, А.Ю. Бодров, В. Л. Устьянцев, С.Е. Ашканов // Сталь. – 2016. – № 8. – С. 55-57.

## Qualimetry Rating of Hot-Rolled Pipes

Orlov G.A., Orlov A.G.

Ural Federal University named after the first President of Russia B.N.Yeltsin

Ekaterinburg, Russia

[grorl@mail.ru](mailto:grorl@mail.ru)

**Abstract.** The evaluation quality rating of hot-rolled pipes using complex quality indicators is considered. The weighted average of arithmetic and geometric complex indicators as well as with probabilistic indicators of access to allowable intervals on the example of oil-grade pipes are compared. It is shown that all the indicators have similar values. A complex rating of the properties of pipes manufactured by current and improved technologies was conducted. The impact of individual indicators on the quality of pipes as a whole was estimated. A comparison of complex indicators of the quality of pipes rolled on two technologies

made on the scale of Harrington's desires: the current technology indicator corresponds to a sufficient level of quality in accordance with the normative documents. The indicator of the improved technology corresponds to an acceptable and good level of quality.

**Keywords:** hot-rolled pipes, complex quality rating, quality indicators, probabilistic approach to quality rating.

# Моделирование структуры теплоизолирующих полупрозрачных материалов и покрытий промышленных и транспортных энергоустановок

Мерзликин В.А., Жубрева Т.В., Костюков А.В.

Московский политехнический университет

Москва, Россия

[merzlikinv@mail.ru](mailto:merzlikinv@mail.ru), [tat-zhubreva@yandex.ru](mailto:tat-zhubreva@yandex.ru), [kostukov123@yandex.ru](mailto:kostukov123@yandex.ru)

**Аннотация.** Проанализировано влияние оптических характеристик полупрозрачных термобарьерных покрытий (ТВС) на терморегуляцию теплонапряженных элементов транспортных и промышленных энергоустановок. Использовалась разработанная авторами методология физико-математического моделирования параметров терморadiационного (в диапазоне 1-2  $\mu\text{m}$ ) и кондуктивного теплопереноса в керамической теплоизоляции внутренних стенок камеры сгорания дизельного двигателя. Обсуждаются временные температурные режимы в модельных двухслойных ТВС-покрытиях в виде селективно рассеивающего и поглощающего (в ближней ИК-области) теплоизолирующего керамического слоя, нанесенного на связующий подслои (с граничным отражением) внутренней поверхности камеры сгорания дизеля с низкими тепловыми потерями. Спектрофотометрические измерения оптических параметров обеспечивали расчётную оценку оптического и температурного полей исследуемых керамик, структурный состав которых был определен на основе  $\text{ZrO}_2+8\%\text{Y}_2\text{O}_3$ . Для типовых значений лучисто-конвективного потока до 1-2  $\text{MW}/\text{m}^2$  (воздействующего в импульсно-периодическом режиме на теплонапряженные элементы теплоизолированной камеры сгорания дизеля) предложены оптико-структурные параметры ТВС-покрытий, обеспечивающие контроль и управление поверхностной температурой керамического слоя и его температурным градиентом.

**Ключевые слова:** термобарьерные полупрозрачные покрытия, теплоизоляция, рассеяние, поглощение, подповерхностный лучистый нагрев.

## ВВЕДЕНИЕ

Эффективность неразрушающейся тепловой защиты обычно связывают в основном с низкой теплопроводностью [4-16]. Но, начиная с 1990-х гг. возникла необходимость создания новых полупрозрачных ТВС-покрытий, обеспечивающих комбинированную тепловую защиту элементов газотурбинных установок и дизельных двигателей при интенсивном воздействии теплового излучения и конвективных потоков  $\sim 1-2 \text{ MW}/\text{m}^2$  [3, 4, 10-16] с долей лучистой компоненты до  $\sim 50\%$  [4, 17-20]. Отличительной особенностью таких материалов является их частичная прозрачность для теплового излучения (в ближнем ИК-диапазоне  $\sim 1-2 \mu\text{m}$ ) раскаленных частиц сажи.

В московском политехническом университете с 2000-х гг. начались исследования по созданию полупрозрачных керамических теплоизолирующих покрытий для камер

сгорания быстроходных дизельных двигателей. Были проведены экспериментальные исследования эксплуатационных характеристик одноцилиндрового дизеля TMZ-450D (российское производство), в камере сгорания которого был использован поршень с покрытием с оптимальным составом на основе  $\text{ZrO}_2+8\%\text{Y}_2\text{O}_3$ . Показано улучшение топливных, механических и энергетических показателей дизеля до 5% в диапазоне частот вращения 2800-3400  $\text{min}^{-1}$  [23-27]. Эти разработки соответствуют другим результатам исследований камер сгорания дизелей и элементов газотурбинных установок [4, 10-18]. Но, как правило, разработчики не учитывают влияние излучения и оптических характеристик теплоизолированных элементов энергоустановок на теплообмен [4, 10-16].

Таким образом, в области дизелестроения данное исследование является оригинальным продолжением работ авторов и по-прежнему остается единственной методологией изучения полупрозрачной теплоизоляции в условиях сложного теплообмена.

## ФИЗИКО-АТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ

В данной работе рассматривается двухслойная модель ТВС [17], состоящего из верхнего полупрозрачного (непрозрачного) селективно рассеивающего и поглощающего теплоизолирующего слоя на основе  $\text{ZrO}_2+\text{Y}_2\text{O}_3$ , нанесенного на непрозрачный оксидированный металл - керамический связующий подслои на элементах камеры сгорания быстроходного дизеля с частотой вращения не менее 2000  $\text{min}^{-1}$  (время сгорания: «горячая фаза» - 0.015 с; выпуск, впрыск, сжатие - «холодная фаза» - 0,045 с). В качестве внешних условий теплообмена были использованы экспериментально измеренные циклические изменения тепловых характеристик в камере сгорания: потока излучения в коротковолновом диапазоне длин волн  $\sim 1-2 \mu\text{m}$  для раскаленных частиц сажи  $q_0(t)$  до 1  $\text{MW}/\text{m}^2$  в период «горячей фазы»; температуры  $T_A(t) \sim 300\text{K} - 2000\text{K}$ , излучательной способности  $\epsilon_A(t) \sim 0,4 - 0,6$  и коэффициента турбулентной теплоотдачи  $\alpha_T(t) \sim 10 - 2000 \text{ Вт}/\text{m}^2$  топливно-воздушной смеси при ее сгорании [3, 4]. Внутренняя поверхность камеры сгорания с комбинированным ТВС рассматривалась как черное тело в длинноволновом диапазоне длин волн.

Для материалов с высоким поглощением  $\kappa_l > 10^4 \text{ м}^{-1}$  в коротковолновой области радиационный нагрев происхо-

дит на облучаемой границе. У таких материалов лучистый объемный прогрев отсутствует, функция внутреннего лучистого теплового источника практически не меняется с ростом толщины покрытия на основе этих материалов  $\text{For}(x) = 0$ , т.е. подобные среды моделируются как непрозрачные. Тогда нагрев осуществляется на фронтальной границе  $x = 0$  под действием тепловых потоков: (1) конвективных и (2) лучистых - в длинноволновом диапазоне по закону Стефана-Больцмана от горячих газов (с учетом собственного переизлучения керамических ТВС-покрытий) в коротковолновом спектре излучения  $q_0(t)$  раскаленных частиц сажи.

Верхний полупрозрачный керамический слой термобарьерного покрытия определяет объемное отражение, пропускание, поглощение, а второй - оксидированный керамо-металлический подслой, поверхностное отражение  $R_{me}$  и поглощение в коротковолновой области. Рассматривается методика решения уравнения теплопроводности с внутренним терморadiационным источником для 2-хслойного ТВС-покрытия с температурами слоев  $T_{se}(x,t)$  и  $T_{me}(x,t)$  [22-24].

Используя разработанные оптические модели полупрозрачных и непрозрачных покрытий были проведены вычисления радиационных и температурных полей в керамических покрытиях на основе стабилизированного диоксида циркония (фирмы "SIGMUND LIDNER GmbH") с экспериментально измеренными оптическими характеристиками [19, 22]. Сложный теплообмен в камерах сгорания быстроходных дизелей вызывает существенный поверхностный нагрев фронтальной грани до  $(T_{op})_{max} \sim 510\text{K}$  для непрозрачных покрытий за период «горячей фазы». При достижении стационарного режима за время  $\sim 1.5\text{ s}$  температура облучаемой грани достигает  $\sim 600\text{K}$  с отдельными миллисекундными флуктуациями до  $\sim 700\text{K}$  (Fig. 1, lines - 1).

Эти высокие температуры, вызывающие генерацию самых токсичных оксидов азота, явились одной из причин прекращения интенсивных разработок адиабатного двигателя при незначительном росте КПД. Применение полупрозрачных ТВС позволяет управлять поглощением проникающей лучистой компонентой теплового потока в облучаемом керамическом слое. Таким образом, при требуемом температурном режиме в камере сгорания ее стенки могут существенно не перегреваться. За счет этого можно контролировать содержание токсичных выбросов при сохранении повышенного КПД дизелей с пониженными тепловыми потерями. Объемный прогрев будет обеспечивать уменьшение подповерхностного градиента температуры и увеличивать теплопрочность керамического покрытия.

Для ТВС-покрытий в целом за счет изменения оптико-структурных параметров верхнего полупрозрачного и нижнего непрозрачного слоев может быть обеспечен требуемый температурный режим (Fig. 1, lines - 2). В сравнении с облучаемым непрозрачным поверхностным слоем керамики было получено снижение фронтальной температуры до  $\sim 20\text{K}$  в пике нагрева за начальные циклы движения поршня и на  $\sim 50\text{-}80\text{K}$  в стационарном режиме (Fig. 1, a).

Результаты физико-математического моделирования свидетельствуют, что для того, чтобы снизить перегрев на

поверхности внутренних стенок камеры сгорания с применением полупрозрачного пористого керамического слоя ТВС-покрытий, необходимо обеспечить оптимальный баланс спектральных оптических характеристик: показателей поглощения  $\sim 1 \div 30\text{ м}^{-1}$  и рассеяния  $\sim 100 \div 3000\text{ м}^{-1}$  с коэффициентами отражения в интервале от  $\sim 30 \div 60\%$  и пропускания  $\sim 40 \div 90\%$  для слоя толщиной  $\sim 0.5\text{ мм}$  (с размерами пор  $5\text{-}20\text{ мкм}$ ).

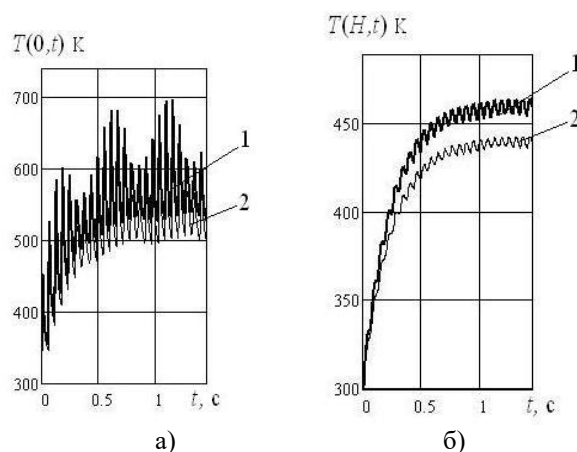


Рис. 1. Изменение температуры фронтальной  $T(0,t)$  (a) и тыльной  $T(H,t)$  граней облучаемого теплоизолирующего слоя ТВС-покрытий ( $\text{ZrO}_2 + 8\% \text{Y}_2\text{O}_3$ ) толщиной  $H=0.5\text{ мм}$  для непрозрачной керамики с 20%-ным поверхностным отражением (lines 1) и полупрозрачной с 35%-ным объемным отражением с коэффициентом отражения подложки 90% при установлении стационарного режима прогрева

#### Выводы

1. Теоретически показано, что для теплоизолированных элементов энергоустановок применение полупрозрачных термобарьерных покрытий обеспечивает управление и требуемое изменение температуры поверхности теплоизолирующего полупрозрачного покрытия, определяемого оптимальным подбором структурных, оптико-теплофизических и терморadiационных характеристик - высоким рассеянием, низким поглощением (при показателях поглощения  $\sim 1 \div 30\text{ м}^{-1}$  и рассеяния  $\sim 100 \div 3000\text{ м}^{-1}$ , соответствующие структурными оптическими неоднородностям, размерам пор в диапазоне  $\sim 5 \div 50\text{ мкм}$ ), обуславливающим заданное изменение коэффициента отражения оптически неоднородного керамического слоя на десятки процентов.

2. В полупрозрачных ТВС-покрытиях обеспечивается генерация в поверхностном керамическом слое теплового радиационного источника, обуславливающего более равномерное перераспределение поглощенного лучистого тепла, т.е. формирование меньшего градиента температуры в сравнении с непрозрачным покрытием.

3. Установление стационарного температурного режима полупрозрачных ТВС с температурами нагрева на фронтальной и тыльной поверхностях соответственно  $\sim 550\text{K}$  и  $\sim 440\text{K}$  происходит за несколько секунд импульсно-периодического нагрева с температурой на  $\sim 50\text{-}70\text{K}$  ниже, чем для непрозрачных ТВС. Кондуктивный внешний теплоотвод (теплопотери) не превышает  $\sim 25\%$  от общей радиационно-конвективной тепловой нагрузки в

камере сгорания одноцилиндрового дизеля TMZ-450D (Russian made).

4. Расчётные оптико-структурные параметры являются существенными факторами для разработки практической технологии нанесения определенных ТБС-покрытий селективных по составу в зависимости от величины и спектра терморadiационной компоненты теплового излучения для моделирования заданного температурного режима.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. J.T. Howe, M. J. Green, Weston, K.C., Thermal protection by subliming volumetric reflective materials in convective and intensive radiant environments, NASA Ames research center, Moffet Field, Calif. USA, AIAA J. 11(7) (1973).

2. A.C. Karaoglanli, K. Ogawa, A. Türk, I. Ozdemir, Thermal shock and cycling behavior of Thermal Barrier Coatings (TBCs) used in gas turbines, in book: E. Benini (Ed.), [Progress in Gas Turbine Performance](#), 2013, ch. 10.

3. V.S. Avduevskiy, Osnovy Teorii Poleta Kosmicheskikh Apparatov [Fundamentals of the flight theory of space vehicles.], Moscow, Publ. "Mashinostroenie", 1972 (in Russ.).

4. C.D. Rakopoulos, E.G. Giakoumis, Diesel Engine Transient Operation. Principles of Operation and Simulation Analysis, e-ISBN 978-1-84882-375-4, Springer-Verlag London Limited, 2009.

5. R.Z. Kavtaradze, Local Heat Transfer in the Piston Engines, Moscow, Publ. Bauman MGTU, 2001 (in Russ.).

1. Rusu, S.Georgescu, K.Baciu, B.Aurelian, Multilayer thermal barriers obtained as a result of application of APS and HVOF technologies, Mechanical engineering and transport, Publ. "Наукoвi працi, VNTU" 4 (2009) (in Russ.).

6. R.B. Heimann, H.D. Lehmann, recently patented work on thermally sprayed coatings for protection against wear and corrosion of engineered structures, Recent Patents on Materials Science. Bentham Sc. Publ. Ltd. 1 (2008) 41-55.

7. A.N. Lunev, A.M. Abusdel', T.A. Il'enkova, The technology of aviation production. Application of thermobarrier coatings in modern gas turbines, Tr. Kazan. Aviats. Inst. [Trans. Kazan Aviat. Inst.] 5 (2005) (in Russ.).

8. V.A. Osokin, P.A. Shpak, E. L. Piyuk, Prospects for improving the design of heat-shielding coatings for gas turbine blades, Perspektivnye materialy [Perspective materials] 2 (2008) 19- 27 (in Russ.).

9. Yu.A. Tamarin, E.B. Kachanov, Properties of heat-shielding coatings applied by electron-beam technology, Noveye tekhnologicheskie protsessy i nadezhnost' GTD [New technological processes and reliability of gas turbine engine] 7 (2008) 125-144 (in Russ.).

10. Uchida N. and Osada H., A new insulation concept for heavy-duty diesel engines to reduce heat loss from the wall. Proc. 13th Int. Conference on Engines and Vehicle ICE2017 (Capri - Naples) 2017-24-0161 (2017).

11. D. Das, G. Majumdar, R.S. Sen, B.B. Ghosh, Evaluation of combustion and emission characteristics on diesel engine with varying thickness of psz coated piston crown, Int. J. of Innovative Research in Sci., Eng. and Tech. 2(10) (2013).

12. P. Lawrence, P.K. Mathews, B. Deepanraj, Experimental investigation on performance and emission characteristics of low heat rejection diesel engine with ethanol as fuel,

American J. of App. Sciences 8 (4) (2011) 348-354, doi: 10.3844/ajassp.2011.348.354.

13. V. Sankar, Thermal Barrier Coatings Material selection, method of preparation and applications – a review, Int. J. Mech. Eng. & Rob. Res. (2014) 510-517.

14. M. Ciniviz, M.S. Salman, E. Canl, H. Köse, Ö. Solmaz, Ceramic coating applications and research fields for ICEs, Ceramic Coatings – App. in Engineering (2012) 195-234.

15. M.A. Azadi, A review of Thermal Barrier Coating effects on diesel engine performance and components lifetime, Int. J. of Autom. Eng. 3 (2013) 305-317.

16. R. Siegel, Internal radiation effects in zirconia Thermal Barrier Coatings, AIAA J. Thermophysics Heat Trans. 10(4) (1996) 707-709.

17. J. Manara, M. Arduini-Schuster, H.-J. Rätzer-Scheibe, U. Schulz, Infrared-optical properties and heat transfer coefficients of semitransparent thermal barrier coatings, Surface and Coatings Technology 203(8) (2009) 1059-1068, doi: 10.1016/j.surfcoat.2008.09.033.

18. V.G. Merzlikin, O.M. Gutierrez, V.G. Sutugin, Semitransparent insulation for adiabatic diesel engine (NEW CONCEPT), J. of the Automotive Ind. 7 (2007) 34-36 (in Russ.).

19. V. [Merzlikin](#), V. [Timonin](#), M.O. [Gutierrez](#), New selectively absorbing and scattering heat-insulating coatings of the combustion chamber for LHR diesel, SAE Technical Paper 2007-01-1755 (2007), doi: 10.4271/2007-01-1755.

20. D.I. Ryabov, U.B. Sviridov, Research of some features of burning sprayed fuels, News of Academy of Sciences of the USSR, Publ. OTN 1(958) (in Russ.).

21. W. Pflaum, K. Molenhauer, Wärmeübergang in der Verbrennungskraftmaschinen, Wien, N.-York. Spriner-Verlag, 1977.

22. R. Dannecker, B. Noll, M. Hase, W. Krebs, K-U. Schildmacher, R. Koch, M. Aigner, Impact of radiation on the wall heat load at a test bench gas turbine combustion chamber: measurements and CFD simulation, Am. Soc. of Mech. Eng. (ASME), Proc. of Turbo Expo. Power for Land, Sea, and Air (Montreal) 4, parts A & B GT2007-27148 (2007) 1311-1321.

23. V.A. Tovstonog, F.F. Mosalov, V.G., Merzlikin, Statement and solution of problems of radiation-conductive heat transfer in multilayer scattering media, Vestnik MSTU im. Bauman, Ser.a Mashinostroyeniye [Herald of Bauman Moscow State Tech. Un., Series Mech, Eng.] 1 (2008) 12-29 (in Russ.).

24. V. Merzlikin, O. Sidorov, S. Cheranov, N. Antonakopoulos, Optimal spectral optical and thermo radiating characteristics of semitransparent heat-insulating coatings for Low-Heat-Rejection diesel engines, 11th Int. Conf. on Engines and Vehicle (ICE2011). 11 September 2011, Capri - Naples, Italy, Book of abstracts, Paper No 11ICE-0173 (2011) 41.

25. V.G. Merzlikin, V.A. Tovstonog, et al., Heat-insulating coating of elements and/or units of the diesel engine combustion chamber, Russian Patent 2,240,430. (2004).

26. V.G. Merzlikin, Yu.V. Maksimov, V.A. Tovstonog, O.V. Sidorov, Method of obtaining a semitransparent material, Russian Patent 2,410,196. (2011).

27. V. Merzlikin, A. Amelenkov, O. Sidorov, M. Gutierrez, V. Sutugin, Study of optical parameters of semitransparent materials for heat-insulating coatings of combustion

chamber, 8th Int. Conf. on Engines for Automobile - ICE2007, 16 September 2007, Capri - Naples, Italy, Book of Abstracts Paper 2007-24-0066 (2007) 68.

28. O.M. Gutierrez, Reduction of Heat Losses and Thermal Stress of Diesels using Semitransparent Ceramic Coatings, Extended abstr. of PhD dissertation (Specialty "Heat-Engine"), Moscow State Technical University "MAMI", Moscow, (2007) (in Russ.).

29. V.G. Merzlikin, S.A. Parshina, V.Yu. Garnova, A.V. Bystrov, A.R. Makarov, S. V. Khudyakov, Rig test of diesel combustion chamber with piston coated optically simulated semitransparent PSZ-ceramic, Proc. 13th Int. Conf. on Engines and Vehicle ICE2017 (Capri - Naples) 2017-24-0129 (2017), doi:10.4271/2017-24-0129.

30. R.Z Kavtaradze, D.O. Onishchenko, A.A. Zelentsov, S.M. Kadyrov, M.M. Arypzhaynov, Calculus-experimental

study of influence of thermal insulation piston and cylinder liner for generation nitric oxides in combustion products high-speed diesel, Vestn. Mosk. Gos. Tekh. Univ. im. N.E. Bauman, Ser. Mashinostr. [Herald of the Bauman MSTU., Ser. Mech. Eng.] 4 (2011) 83–102 (in Russ.).

31. P. Ramu, C. G. Saravanan, Effects of  $ZrO_2-Al_2O_3$  and SiC coating on diesel engine to study the combustion and emission characteristics, SAE International Paper 2009-01-1435 (2009).

32. V.S. Zakhvalinskii, E.A. Pilyk, S.V. Ivanthikhin, M.A. Pogrebneak, Optical properties of SiC,  $SiC_{0.7}N_{0.3}$ ,  $Si_3N_4$  films obtained by magnetron sputtering, Nauchnyy Byulleten' [Scientific bulletins. Ser. Mathematics. Physics] 26 (169) (2013) 156-158 (in Russ.).

# Modeling of the Structure of Heat-Insulating Semi-Transparent Materials and Coatings for Industrial and Transport Power Plants

Merzlikin V.A., Zhubreva T.V., Kostyukov A.V.  
Moscow Polytechnic University  
Moscow, Russia

[merzlikinv@mail.ru](mailto:merzlikinv@mail.ru), [tat-zhubreva@yandex.ru](mailto:tat-zhubreva@yandex.ru), [kostukov123@yandex.ru](mailto:kostukov123@yandex.ru)

**Abstract.** The influence of optical characteristics of semi-transparent thermal barrier coatings (TBC) on thermal regulation of heat-stressed elements of power plants is studied. There was used the developed by the authors methodology of physical and mathematical simulation of thermoradiational (in the range 1-2  $\mu\text{m}$ ) and conductive heat transmission in ceramic thermal insulation of chamber combustion inner walls of a diesel engine. The article discusses temporal temperature regimes in model two-layer TBC-coatings in the form of a selectively scattering and absorbing (in the near infrared range, IR) ceramic heat-insulating layer, applied on the bonding sublayer (with boundary reflection) of the internal surface of the combustion chamber of low heat rejection diesel. Spectrophotometric measurements of the optical parameters have ensured estimates of optical and

thermal fields of the investigated ceramics, the structural composition of which was determined on the basis of  $ZrO_2+8\%Y_2O_3$ . For typical values of radiant-convective flux up to 1-2  $\text{MW/m}^2$  (effecting on heat-stressed elements of heat-insulated combustion chamber of a diesel engine in pulse-periodic mode) opto-structural parameters TBC-coatings that ensure control and superintendence of the ceramic layer surface temperature and its temperature gradient were proposed.

**Keywords:** semitransparent thermal barrier coating, heat-insulation, scattering, absorption, subsurface radiant heating.



# Влияние термохимической обработки на структуру и механические свойства материалов на основе оксида алюминия

Михайлов Г.Г., Лонзингер Т.М., Скотников В.А.  
Южно-Уральский государственный университет (НИУ)  
Челябинск, Россия  
[lonzinger@susu.ru](mailto:lonzinger@susu.ru)

**Аннотация.** Согласно стандартному технологическому процессу нормальный электрокорунд прокаливают при 700°C во вращающемся барабане с последующим охлаждением на воздухе. Такая термообработка повышает прочностные характеристики абразивного зерна. При работе шлифовальной шкурки, изготовленной из зерна с пониженной хрупкостью, наблюдается эффект снижения режущей способности из-за повреждения и выхода из строя режущих поверхностей.

Исследовано повышение эксплуатационных характеристик шлифовальной шкурки за счет улучшения самозатачивания зерна. Улучшение этой характеристики достигнуто при термохимической обработке в регулируемой газовой атмосфере и охлаждении по специальному графику. Нормальный электрокорунд при термообработке в окислительной атмосфере меняет структурные характеристики из-за распада твердого раствора  $Ti_2O_3$  в  $\alpha-Al_2O_3$  с окислением до  $TiO_2$ . Формирование блочной структуры зерна с микротрещинами увеличивает вероятность скола при работе шлифовального инструмента на его основе и появление новых режущих поверхностей.

**Ключевые слова:** Термохимическая обработка, нормальный электрокорунд, регулируемая газовая атмосфера, самозатачивание, поверхностная адсорбция, повышение эксплуатационных характеристик.

## ВВЕДЕНИЕ

Качество шлифовальной шкурки определяется свойствами исходных материалов и технологическим процессом производства. Известно, что в процессе шлифования зерно электрокорунда должно самозатачиваться, то есть постоянно образовывать новые острые грани [1]. Механизм разрушения зерна под действием нагрузок определяется его кристаллической структурой. Образование блочной структуры с микротрещинами повышает вероятность скола и появления режущих поверхностей [2-4].

В опубликованных исследованиях [5-7] отмечался факт самозатачивания зерна белого электрокорунда, подвергнутого воздействию термоудара. Шлифовальные круги, изготовленные из термообработанного материала, характеризовались повышенной на 30 – 50 % износоустойчивостью при скоростях резания от 20 до 160 м/с.

Нормальный электрокорунд в процессе термообработки в окислительной атмосфере изменяет свою структуру

[8-11], так как происходит распад твердого раствора  $Ti_2O_3$  в  $\alpha-Al_2O_3$  с последующим окислением до  $TiO_2$ . Процесс сопровождается увеличением массы. Искажение решетки нормального электрокорунда приводит к изменениям эксплуатационных свойств [12, 13]. В отличие от оксидов, нитриды титана имеют высокую термодинамическую прочность, поэтому незначительно влияют на изменение массы при прокаливании и параметры кристаллической решетки [14-16]. При планировании экспериментов предполагали, что термообработка в атмосфере азота будет способствовать адсорбции его на поверхности зерен, диффузии азота, упрочнению поверхности частиц [17-21].

## ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Целью данной работы является изучение возможности повышения эксплуатационных характеристик шлифовальной шкурки за счет изменения свойств зерна нормального электрокорунда при термической обработке.

## ОБЪЕКТЫ И МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Технология изготовления зерна нормального электрокорунда включает в себя стадию термообработки в окислительной атмосфере при температуре 700 – 1000°C с последующим постепенным охлаждением в барабане. При проведении экспериментов зерно Р60 (25Н) после нагрева до 1000°C подвергали термоудару в воде с температурой 10°C. Охлаждение зерна проводили в режиме термоудара или постепенного снижения температуры. Также изучали влияние состава газовой атмосферы при термообработке.

## ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ И ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

В табл. 1 приведены данные о режимах обработки шлифовального зерна нормального электрокорунда. В табл. 2. приведены данные по гранулометрическому составу термообработанного нормального электрокорунда.

Таблица 1

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ (№5.5523.2017/8.9), а также правительства Российской Федерации (постановление №211 от 16.03.2013 г.), соглашение №02.А03.21.0011.

В случае отсутствия подобной ссылки – это текстовое поле удалить

Режимы обработки зерна нормального электрокорунда

№ пробы	Температура нагрева, °С	Газовая атмосфера	Метод охлаждения
1	1000	Азот	Медленно на воздухе
2	1000	Азот	Термоудар
3	1000	Воздух	Термоудар
4	1000	Воздух	Медленно на воздухе

Таблица 2

Гранулометрический состав термообработанного нормального электрокорунда

№ п/п	Зерновой состав, %, остаток на сите					
	менее 160 мкм	160 мкм	200 мкм	250 мкм	315 мкм	400 мкм
1	3,5	8,1	27,1	43,0	18,2	0,1
2	1,1	4,1	30,7	55,0	9,0	0,1
3	0,9	4,9	33,0	52,0	9,1	0,1
4	1,0	2,8	22,0	56,1	18,1	0

Анализ полученных экспериментальных данных показывает, что при термоударе происходят процессы разрушения крупных зерен и увеличения доли основной рабочей фракции шлифовального зерна. У исходного серийного зерна суммарный остаток на ситах 200 и 250 мкм составляет 78% (проба 4). Зерновой состав опытного зерна №1 практически не изменился. Для образца №2 отмечено снижение количества крупной фракции на 6% и увеличение до 85,7% доли частиц с размерами 200 и 250 мкм.

Наибольшие изменения зернового состава имеет проба №3: суммарное количество зерен на ситах 200 и 250 мкм увеличилось до 85%, количество крупных зерен на сите 315 мкм снизилось на 9%. Атмосфера печи, при которой производилась термообработка, не оказывает влияния на зерновой состав.

Опытные партии тканевой шлифовальной шкурки на связке «СФЖ» и зерне нормального электрокорунда, прошедшем термическую обработку, были изготовлены электростатическим способом.

Таблица 3

Результаты испытаний образцов опытной шлифовальной шкурки по ГОСТ 5009 – 82

Шлифматериал	Образец шлифшкурки	Режущая способность, Q, мм <sup>3</sup> /мин	Показатель закрепления зерна (коэфф. шлифования), K, мм/г
Образец №1	Слева	416,0	170,8
	Середина	431,8	163,3
	Справа	337,5	195,0
	<b>Среднее</b>	<b>395,1</b>	<b>176,6</b>
Образец №2	Слева	400,3	133,1
	Середина	345,4	74,3
	Справа	408,2	113,2
	<b>Среднее</b>	<b>384,6</b>	<b>106,8</b>
Образец №3	Слева	431,8	202,2
	Середина	353,25	121,7
	Справа	447,5	157,1
	<b>Среднее</b>	<b>410,9</b>	<b>160,3</b>
Образец №4	Слева	392,5	156,6
	Середина	392,5	303,6
	Справа	392,5	139,1
	<b>Среднее</b>	<b>392,5</b>	<b>199,8</b>

Шлифматериал	Съём металла, q, мм		Износ образца при достижении критерия износа, Δm, г	Количество циклов шлифования до достижения критерия износа, N
	Суммарный	Первый цикл		
Образец №1	34,15	5,3	0,20	14
	34,3	5,5	0,21	16
	33,3	4,3	0,17	17
	<b>33,92</b>	<b>5,03</b>	<b>0,193</b>	<b>15,66</b>
Образец №2	31,95	5,1	0,24	12
	31,2	4,4	0,42	13
	31,7	5,2	0,28	15
	<b>31,61</b>	<b>4,90</b>	<b>0,313</b>	<b>13,33</b>
Образец №3	40,4	5,5	0,20	18
	51,1	4,5	0,42	40
	37,7	5,7	0,24	20
	<b>43,06</b>	<b>5,23</b>	<b>0,286</b>	<b>26,00</b>
Образец №4	29,75	5,0	0,19	12
	33,4	5,0	0,11	14
	30,6	5,0	0,22	14
	<b>31,25</b>	<b>5,00</b>	<b>0,173</b>	<b>13,33</b>

Полученная шлифовальная шкурка была испытана согласно ГОСТ 5009 – 82 на испытательном стенде ПСШ – 3. Результаты испытаний опытной шлифовальной шкурки представлены в табл. 3 и на рисунках 1 – 4.

Данные таблицы 3 показывают, что шлифовальная шкурка, изготовленная на термообработанном при 1000°С в среде азота и охлажденном на воздухе зерне нормального электрокорунда (образец 1) имеет лучшие показатели режущей способности, суммарного съема металла, количества циклов шлифования до критерия износа по сравнению с серийным зерном (образец 4).

Обработанное в среде азота и подвергнутое термоудару зерно нормального электрокорунда (образец 2) обладает практически одинаковыми эксплуатационными характеристиками с образцом, изготовленном серийным, следовательно, поверхностное упрочнение зерен не влияет на качество шкурки.

Шлифовальное зерно, нагретое в воздушной среде до 1000°С и быстро охлажденное в воде, обладает повышенными эксплуатационными характеристиками по сравнению с серийным зерном. Показатель режущей способности у образца 3 увеличился на 4,7%, суммарный съём металла возрос на 38%, количество циклов до критерия износа равно 26, что на 95% выше серийного показателя.

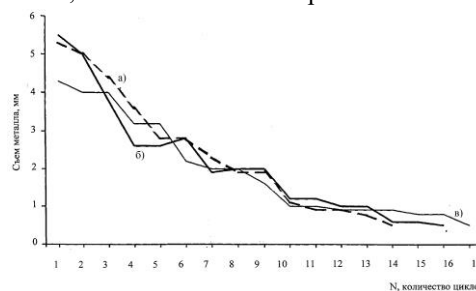


Рис. 1. Динамика съема металла контрольного стержня по циклам шлифования до достижения критерия износа шлифовальной шкурки образца №1.

Зона испытания образца шлифовальной шкурки:  
а) левая, б) средняя, в) правая

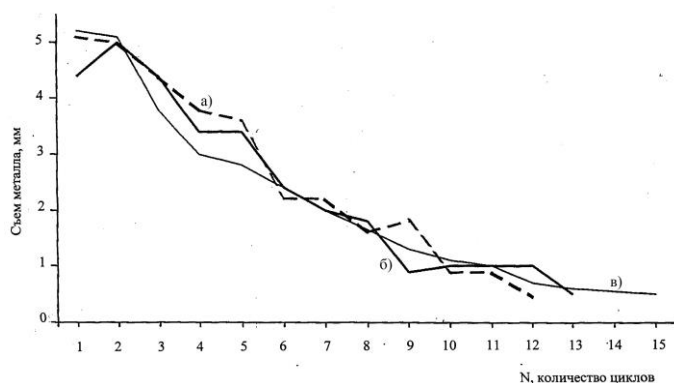


Рис. 2. Динамика съема металла контрольного стержня по циклам шлифования до достижения критерия износа шлифовальной шкурки образца №2  
Зона испытания образца шлифовальной шкурки:  
а) левая, б) средняя, в) правая

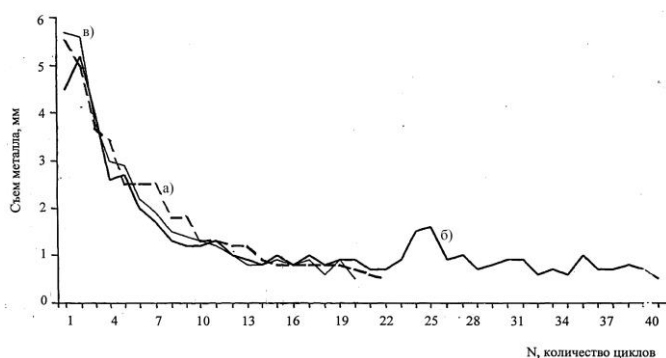


Рис. 3. Динамика съема металла контрольного стержня по циклам шлифования до достижения критерия износа шлифовальной шкурки образца №3  
Зона испытания образца шлифовальной шкурки:  
а) левая, б) средняя, в) правая

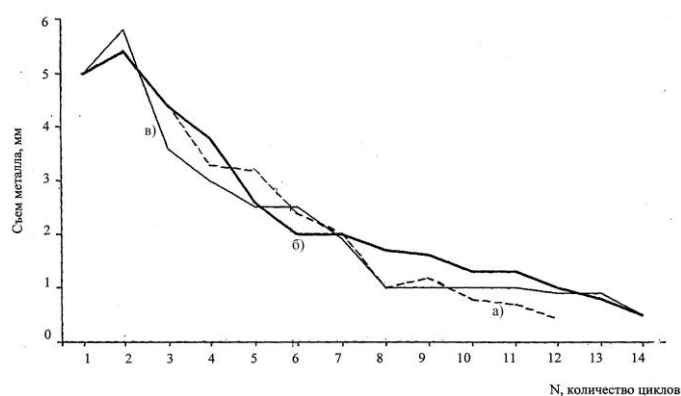


Рис. 4. Динамика съема металла контрольного стержня по циклам шлифования до достижения критерия износа шлифовальной шкурки образца №4  
Зона испытания образца шлифовальной шкурки:  
а) левая, б) средняя, в) правая

Динамика съема металла опытной шлифовальной шкуркой представлена на рисунках 1 – 4.

На графике, построенном по результатам испытаний серийного зерна (рисунок 1), начиная с 9 цикла испытаний, съем металла плавно снижается. Для образцов

1 и 2 аналогичное поведение шлифовальной шкурки наблюдается с 11 цикла испытаний. Третий образец шкурки имеет несколько пиков повышения режущей способности на 24, 27, 30, 35 циклах испытаний, что, по-видимому, связано с явлением самозатачивания зерна из-за повышенной хрупкости материала после термоудара.

Количество циклов шлифования у шкурки, изготовленной на зерне с термохимической обработкой в среде азота, увеличилось на 17,5% (образец 1). Термоудар и одновременное воздействие азота на поверхность зерна существенно повлияли только на показатель закрепления, снижая его на 46,5% по сравнению с серийным зерном (образец 2). Воздействие окислительной атмосферы и термоудара на зерно (образец 3) позволило увеличить суммарный съём металла на 37,8%, а количество циклов шлифования практически в 2 раза. По-видимому, это связано с более высокой хрупкостью зерна нормального электрокорунда после распада твердого раствора титана.

### ВЫВОДЫ

Проведенные исследования показали, что с помощью термохимической обработки зерна нормального электрокорунда можно изменять эксплуатационные характеристики шлифшкурки, изготовленной на его основе. Наиболее эффективно на свойства шкурки влияет зерно, подвергнутое термоудару после проковки в окислительной атмосфере.

Установлено, что нагрев шлифовального зерна до 1000°C в атмосфере азота с последующим охлаждением на воздухе и в воде не приводит к существенному изменению качества зерна и шлифовальной шкурки.

При нагреве зерна нормального электрокорунда в окислительной атмосфере до температуры 1000°C с последующим быстрым охлаждением в воде происходит качественное изменение свойств зерна, обуславливающее повышение эксплуатационных характеристик шлифовальной шкурки: рост съема металла и увеличение количества циклов шлифования.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Байдакова Н.В. О влиянии формы и зернистости абразивного зерна на эффективность шлифования / Н.В. Байдакова, Крюков С.А. // Процессы абразивной обработки, абразивные инструменты и материалы: Сб. статей международной научно-технической конф. (Волгоград, 2014). – Волгоград, 2014. – С. 106 – 110.
2. Ардашев Д.В. Определение величины износа абразивного зерна при шлифовании с позиции кинетической теории прочности / Д.В. Ардашев // Трение и износ. – 2015. – Т.36, №3. – С. 344 – 351.
3. Поздняков В.А. Структурные механизмы разрушения нанокристаллических материалов / В.А. Поздняков, А.М., Глезер // Физика твердого тела. – 2005. – Т.47, №5. – С. 793 – 800.
4. Лурье С.А. О масштабных эффектах в механике хрупкого разрушения / С.А. Лурье, П.А. Белов // Деформация и разрушение материалов. – 2013. – №5. – С. 10 – 17.
5. Лавров И.В. Воздействие термоудара на износостойкость шлифовального зерна белого электрокорунда / И.В. Лавров [и др.] // Абразивы. – 1980. – №12. – С. 10 – 11.

6. Попова Т.В. Влияние отжига закаленного электрокорунда на фазовый состав и прочность абразивного зерна / Т.В. Попова, Ю.С. Кузнецов, В.И. Шишков, А.С. Зубов // Физико-химические основы металлургических процессов: Тематический сборник трудов – Челябинск. – 1992. – С. 3 – 17.

7. Пушкарев О.И. Физико-механические и эксплуатационные характеристики регенерированных шлифматериалов белого электрокорунда / О.И. Пушкарев, В.А. Курносова // Внутривузовская научно-техническая конференция профессорско-преподавательского состава: Сб. статей.: Волгоградский государственный архитектурно-строительный университет, 2013. – С. 54 – 57.

8. Петухов И.М. Проверка влияния температуры нагрева исходного материала электрокорунда нормального на процесс его трибоадгезионной классификации / И.М. Петухов // Процессы абразивной обработки, абразивные инструменты и материалы: Сб. статей международной научно-технической конференции. – Волгоградский государственный архитектурно-строительный университет, 2006. – С. 50 – 51.

9. Качан Ю.Г. Синтез динамической модели процесса производства электрокорунда нормального для задач автоматизированного управления / Ю.Г. Качан, А.С. Мных // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2008. – Т.2., №4(32). – С. 18 – 20.

10. Дятлов В.Н., Павлов В.А., Чаплыгин Б.А., Писаров В.А., Гаврилюк В.П., Жеханова Н.Б. Способ получения нормального электрокорунда // Патент России №2171225, 06.04.2000., Бюл. №23 от 27.07.2001.

11. Фролова Г.С. Обжигмагнитное рафинирование хромистого электрокорунда / Г.С. Фролова, Л.В. Соколов, В.В. Кояин, В.М. Витюгин // Известия Томского Ордена октябрьской революции и Ордена трудового красного знамени Политехнического института им. С.М. Кирова. – 1973. – Т.257. – С. 152 – 155.

12. Сохор М.И. Рентгеновское исследование титанистых электрокорундов / Абразивы и алмазы, – 1964, Вып. 1. – С. 23.

13. Крюков С.А. Стабилизация и регуляция структурно-механических характеристик абразивных инструментов / С.А. Крюков, В.М. Шумячер –Волгоград: Изд-во Волгоградский государственный архитектурно-строительный университет, 2013. – 179 с.

14. Неронов В.А. Нитрид титана. Диаграммы состояния системы Ti-N и методы получения моонитрида TiN / В.А. Неронов, В.Н. Яковлев, О.П. Солоненко. – Новоси-

бирск: Издательство: Ин-т теоретической и прикладной механики им. С. А. Христиановича СО РАН, 2010 – 31 с.

15. Роот Л.О. Энергосберегающий метод получения в воздухе нитридов титана и циркония из их диоксидов / Л.О. Роот, Е.В. Шинкевич, В.В. Кривошеина // Проблемы геологии и освоения недр. Труды XX Международного симпозиума имени академика М.А. Усова студентов и молодых ученых, посвященного 120-летию со дня основания Томского политехнического университета: в 2 томах. – Томск. Издательство: Национальный исследовательский Томский политехнический университет, 2016. – С. 626 – 628.

16. Евдокимов А.А. О возможности реализации полного цикла получения объемного поликристаллического нитрида титана с субмикронной структурой плазмодинамическими методами / А.А. Евдокимов, А.А. Сивков, Д.Ю. Герасимов, А.С. Сайгаш, А.О. Хасанов // Известия высших учебных заведений. Физика. – 2012. – Т.55. – №9. – С. 9 – 14.

17. Петрова Л.Г. Прикладное применение моделей химико-термической обработки для разработки технологий поверхностного упрочнения / Л.Г. Петрова // Вестник Харьковского национального автомобильно-дорожного университета. – 2010. – №51. – С. 26 – 34.

18. Шапочкин В.И. Нитроцементация в условиях периодического изменения состава атмосферы / В.И. Шапочкин, Л.М. Семенова, Ю.С. Бахрачева // Материаловедение. – 2010. – №8. – С. 52 – 58.

19. Земцова Е.Г. Создание керамических композиционных материалов на основе процессов трехмерного наноструктурирования (армирования) алюмоокислородного каркаса наноструктурами (TiN, SiC) и исследование их механических свойств / Е.Г. Земцова, А.В. Монин, В.М. Смирнов, Б.Н. Семенов, Н.Ф. Морозов // Физическая мезомеханика. – 2016. – Т.19, №3. – С. 58 – 68.

20. Монин А.В. Синтез титан-азотных наноструктур на поверхности дисперсного оксида алюминия методом осаждения из газовой фазы / А.В. Монин, Е.Г. Земцова, В.М. Смирнов // Вестник Санкт-Петербургского университета. Химия и физика. – 2012 – №4. – С. 133 – 135.

21. Исмагилов З.Р. Алюмооксидные носители: производство, свойства и применение в каталитических процессах защиты окружающей среды / З.Р. Исмагилов, Р.А. Шкрабина, Н.А. Корябкина // Экология. Серия аналитических обзоров мировой литературы. – 1998. – №50. – С. 1 – 80.

# Effect of Thermochemical Treatment on the Structure and Mechanical Properties of Materials Based on Aluminum Oxide

Mikhailov G.G., Lonzinger T.M., Skotnikov V.A.

Department of materials science and physics and chemistry of materials  
South Ural State University (National Research University)  
Chelyabinsk, Russia  
[lonzinger@susu.ru](mailto:lonzinger@susu.ru)

**Abstract.** According to the standard process, normal electrocorundum is heat treated at 700°C in a rotating drum followed by air cooling. Such heat treatment increases the strength characteristics of abrasive grain. When abrasive paper made from grains with reduced brittleness are working, the effect of reducing the cutting ability due to damage and failure of the cutting surfaces is observed.

An increase in the performance characteristics of the abrasive paper was studied by improving the self-sharpening of the grain. Improvement of this performance is achieved by thermochemical treatment in a regulated gas atmosphere and cooling according to a special schedule. Normal electrocorundum during heat treat-

ment in an oxidizing atmosphere changes the structural characteristics due to the decomposition of a solid solution of  $Ti_2O_3$  in  $\alpha-Al_2O_3$  by oxidation to  $TiO_2$ . The formation of a block grain structure with microcracks increases the probability of chipping during the grinding tool operation and the appearance of new cutting surfaces.

**Keywords:** thermochemical treatment, normal electrocorundum, controlled gas atmosphere, self-sharpening, surface adsorption, increase of operational characteristics.

# Высокодисперсная добавка на основе волластонита и ее влияние на прочность мелкозернистого бетона

Лукутцова Н.П., Карпиков Е.Г., Головин С.Н.

Брянский государственный инженерно-технологический университет

Брянск, Россия

[natluk58@mail.ru](mailto:natluk58@mail.ru)

**Аннотация.** Разработана и исследована эффективная высокодисперсная добавка на основе природного минерала волластонита, позволяющая получить мелкозернистый бетон с прочностью при изгибе до 21,6 МПа и при сжатии - до 55 МПа, при ее содержании 0,5 % (в пересчете на сухое вещество). Добавка представляет собой суспензию волластонита, прошедшего механическую, а затем ультразвуковую обработку в водной среде анионного стабилизатора нафталин-формальдегидного типа. Методом лазерной granulometрии установлено, что совместное измельчение волластонита и анионного стабилизатора приводит к изменению удельной поверхности от 20400 до 32600 см<sup>2</sup>/см<sup>3</sup> и получению частиц с модалным диаметром 10,31 мкм. После ультразвуковой обработки в водной среде стабилизатора размеры частиц волластонита уменьшаются до 0,4 мкм. Показано положительное влияние тепловлажностной обработки по режиму (3+4+3) часа при температуре изотермической выдержки 80°C на структуру и прочностные показатели бетона с высокодисперсной добавкой волластонита. Применение разработанной добавки в составе мелкозернистого бетона за счет увеличения прочностных показателей позволяет экономить до 15 % цемента.

**Ключевые слова:** высокодисперсная добавка, суспензия, волластонит, мелкозернистый бетон, структура, прочность.

## ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время важным направлением в развитии строительных материалов нового поколения является получение стабильных высокоэффективных микро- и нанодобавок из минерального сырья. Таким сырьем является природный [минерал](#) волластонит подкласса цепочечных силикатов, Ca<sub>3</sub>[Si<sub>3</sub>O<sub>9</sub>], содержащий примеси Fe, Al, Mn, Na, K и др. Волластонит образует досчатые и волокнистые кристаллы. Плотность волластонита составляет 2870–3090 кг/м<sup>3</sup>, твердость по шкале Мооса - 4,5–5,5 [1].

Волластонит уникален среди промышленных минералов благодаря сочетанию белого цвета, игольчатой формы кристаллов и щелочному pH. Он является единственным чисто белым наполнителем, имеющим форму столбчатого продолговатого кристалла, что является определяющим фактором для повышения прочности на изгиб и износостойкости изделий на его основе. Такая структура кристаллов сохраняется при измельчении в конечные продукты.

В литературе имеются отдельные данные по исследованию волластонита в составе цементных систем [2–7], керамике [8, 9], в сухих строительных смесях [10], однако слабо освещены вопросы получения суспензий микроволластонита. В связи с этим, актуальным является вопросы

разработки и изучения высокодисперсных добавок на основе волластонита и мелкозернистых бетонов на их основе.

Цель работы - исследование высокодисперсной добавки на основе природного волластонита и ее влияния на свойства мелкозернистого бетона.

## МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Для получения добавки использовался волластонит марки М325 производства компании Nucominerals (США) предварительно молотый в течение 60 минут в шаровой мельнице совместно с анионным поверхностно-активным веществом нафталин-формальдегидного типа суперпластификатором С-3, основу которого составляют полинафталинметилсульфонат или метиленбис (нафталинсульфонат) натрия различной молекулярной массы (ОАО «Полипласт», г. Новомосковск, Тульская область). Микроструктура полученного порошка представлена на рисунке 1.

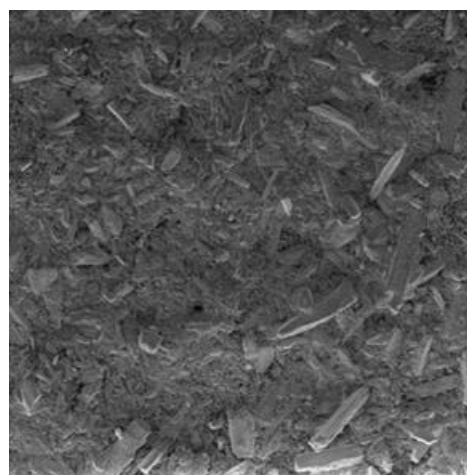


Рис. 1. Микроструктура волластонита, молото в шаровой мельнице совместно с суперпластификатором С-3 (увеличение × 200)

Добавку получали методом ультразвукового диспергирования [11–16] в активаторе ванного типа УЗВ-13/150-ТН-РЭЛТЕК при частоте 35 кГц в водной среде стабилизатора ПАВ в течение 15 минут. В качестве стабилизатора использовался суперпластификатор С-3.

Размеры частиц и оценка устойчивости твердых фаз исследуемых суспензий к процессам агрегации и седиментации, проводились с использованием лазерного ана-

лизатора ZetaPlus с многоугольной системой 90Plus/BI-MAS.

Структуру образцов изучали методом сканирующей электронной микроскопии (СЭМ) на электронном микроскопе TESCAN MIRA (Чехия).

Исследование влияния разработанной высокодисперсной добавки на основе волластонита на физико-механические характеристики мелкозернистого бетона проводили на образцах размерами 40×40×160 мм, изготовленных из цемента ЦЕМ I 52,5 Н и песка с модулем крупности  $M_k = 1,5$ , которые твердели в нормальных условиях (температура  $20 \pm 2^\circ\text{C}$  и относительная влажность воздуха 95–100%) и при пропаривании по режиму (3+4+3) часа при температуре изотермической выдержки  $80^\circ\text{C}$ . Добавку на основе волластонита вводили в виде суспензии в количестве 5, 10, 15 % от массы цемента.

### РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Как известно, мелкозернистый бетон имеет пониженную по сравнению с обычным бетоном прочность при сжатии и изгибе, повышенное водопоглощение и, как следствие, низкую морозостойкость, поэтому введение в их состав микронаполнителей является необходимым условием для получения изделий с высокими физико-техническими характеристиками [17].

Создание достаточно прочных адгезионных контактов в системе цемент-наполнитель возможно лишь в том случае, если поверхностная энергия наполнителя значительно выше, чем поверхностная энергия цемента.

В соответствии с уравнением Гиббса-Гельмгольца свободная удельная поверхностная энергия определяется по формуле [18]

$$U = \frac{\sigma - T\delta\sigma}{\delta T} \quad (1)$$

где  $U$  – полная поверхностная энергия;

$\frac{\sigma - T\delta\sigma}{\delta T}$  – теплота образования единицы поверхности.

Для кристаллических тел удельная поверхностная энергия зависит от прочности решетки, а также от свойств среды, окружающей тело. Эффективным свойством активации наполнителей за счет увеличения поверхностной энергии является механохимическая активация. Увеличение поверхностной энергии вызывается, прежде всего, разрывом межатомных связей. Это имеет место при дроблении, помоле, истирании твердых тел. Новые свежесформированные поверхности имеют значительно более высокую адгезионную активность за счет большого количества ненасыщенных валентных связей, что способствует повышению технических характеристик материалов.

Наиболее эффективным методом равномерного распределения малых количеств (доли процента) добавок в объеме растворных или бетонных смесей является использование водных суспензий или гидрозолей, вводимых вместе с водой затворения, причем повышение степени дисперсности добавок существенно улучшает их свойства [19, 20].

Гранулометрический анализ образцов волластонита показал, что его удельная поверхность составляет  $20400 \text{ см}^2/\text{см}^3$ , а модальный диаметр частиц –  $13,36 \text{ мкм}$  (рис. 2а). Механическая обработка исходного материала спо-

собствует повышению удельной поверхности до  $32600 \text{ см}^2/\text{см}^3$ , с модальным диаметром частиц  $10,31 \text{ мкм}$  (рис. 2б).

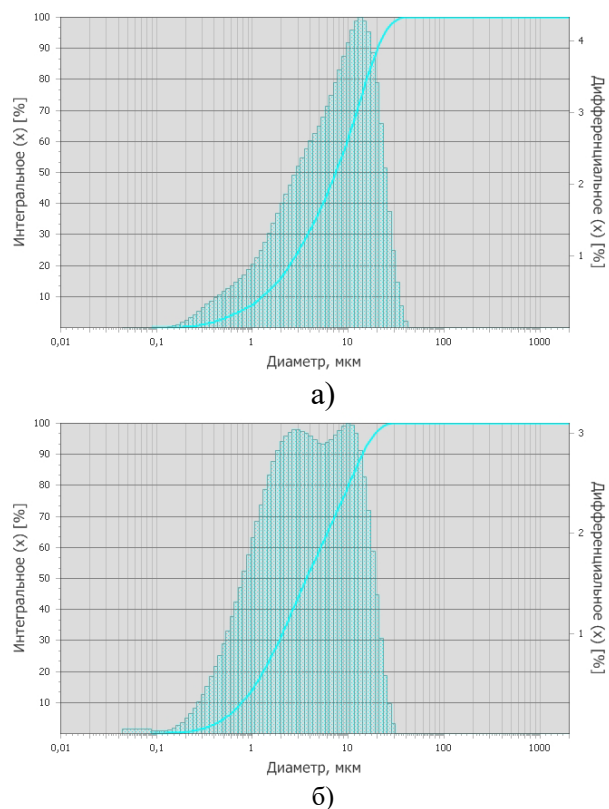


Рис. 2. Графики распределения частиц: а – исходный волластонит М325, б – волластонит, молотый совместно с суперпластификатором С-3

Гранулометрический анализ, механически обработанных и прошедших ультразвуковую обработку в водной среде стабилизатора, частиц волластонита, выявил понижение их модального диаметра от  $13,36 \text{ мкм}$  до  $0,405 \text{ мкм}$  (рис. 3).

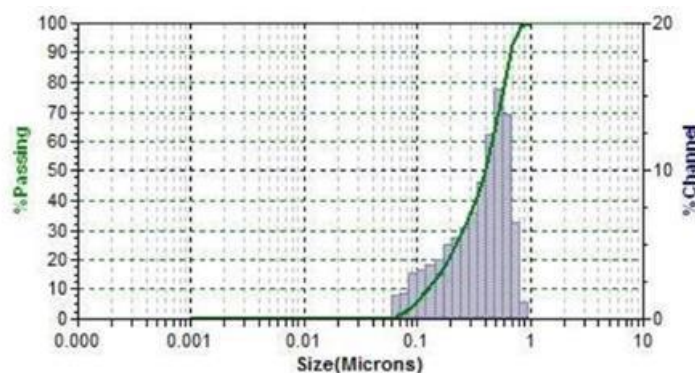


Рис. 3. График распределения частиц волластонита, прошедшего ультразвуковую обработку в течении 15 минут в водной среде стабилизатора ПАВ С-3

Результаты определения прочности при изгибе и сжатии бетона, модифицированного разработанной высокодисперсной добавкой приведены на рисунке 4.

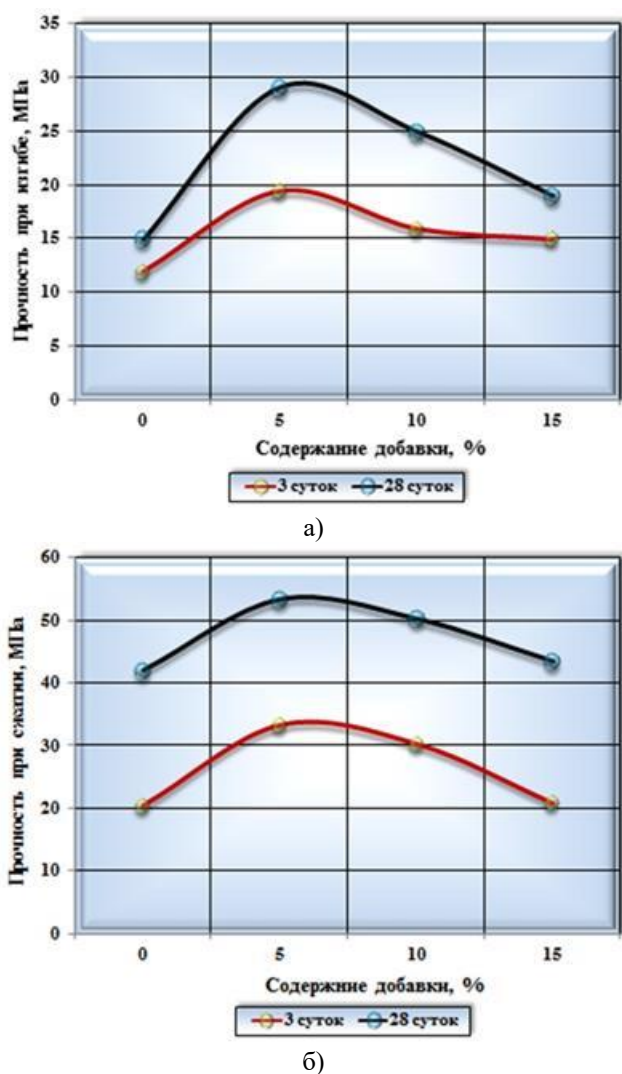


Рис. 4. Графики (диаграммы) зависимости прочности бетона, модифицированного разработанной высокодисперсной добавкой на основе волластонита: а – изгиб, б – сжатие

Установлено, что при введении в состав мелкозернистого бетона высокодисперсной добавки на основе волластонита, прочность испытуемых образцов бетона повышается. Прочность при изгибе увеличивается в 2 раза по сравнению с контрольным составом и составляет через 3 суток твердения в естественных условиях 19,5 МПа, а через 28 суток - 29,1 МПа, прочность при сжатии возрастает в 1,3 раза и составляет через 3 суток твердения 33,5 МПа, через 28 суток - 53,5 МПа, при введении добавки в количестве 5 % от массы цемента. Дальнейшее увеличение содержания разработанной добавки в мелкозернистом бетоне приводит к разуплотнению бетонной смеси и снижению прочности.

В рамках проводимых исследований были определены прочностные характеристики модифицированного мелкозернистого бетона, прошедшего тепловую обработку в пропарочной камере. Данные полученные при испытании образцов приведены в таблице.

Зафиксировано повышение прочностных характеристик модифицированного мелкозернистого бетона при понижении водоцементного отношения бетонной смеси с

0,43 до 0,35. Введение в состав бетона, прошедшего тепловую обработку, разработанной высокодисперсной добавки на основе волластонита, позволяет повысить его прочность при сжатии от 17 до 21,6 МПа, т.е. в 1,3 раза, а прочность при изгибе с 33,3 до 45,8 МПа – в 1,4 раза.

Таблица 1

Прочность модифицированного мелкозернистого бетона, прошедшего тепловую обработку

Состав	Водоцементное отношение	Расплав конуса, мм	Предел прочности при изгибе, МПа	Предел прочности при сжатии, МПа
Контрольный	0,43	112	17,0	33,3
Модифицированный	0,35	108	21,6	45,8

Результаты растровой электронной микроскопии контактной зоны цементного камня и частиц волластонита образцов бездобавочного и модифицированного мелкозернистого бетона показали различия в их структуре (рис. 5).

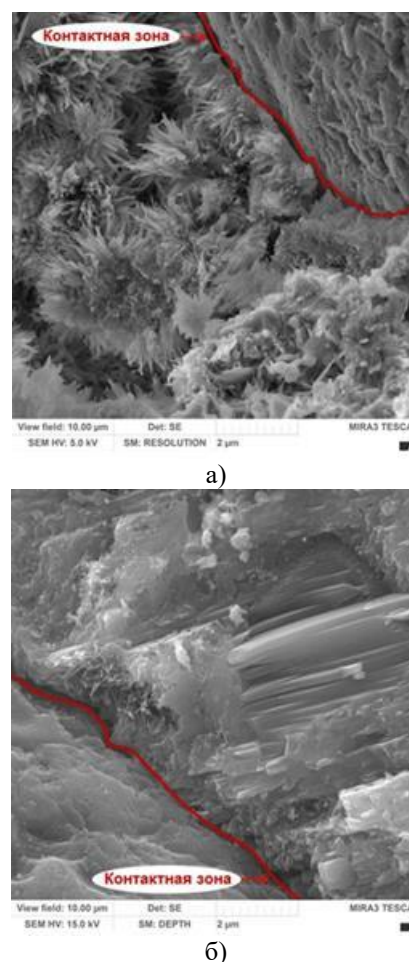


Рис. 5. Структура контактной зоны цементного камня и частиц волластонита образцов мелкозернистого бетона: а – бездобавочный, б – модифицированный

Установлено, что в структуре контрольного образца имеется рыхлые новообразования с четко выраженной границей в контактной зоне цементного камня и заполнителя (рис. 5 а), в то время как образец модифицированного бетона отличается плотным срастанием цементной матрицы



цы и заполнителя и хорошо закристаллизованной структурой (рис. 5 б).

Химический анализ поверхности скола образца модифицированного мелкозернистого бетона, проведенный при помощи энергодисперсионного спектрометра (ЭДС), выявил характер распределения химических элементов и, соответственно минералов, в структуре исследуемого образца (рис. 6).

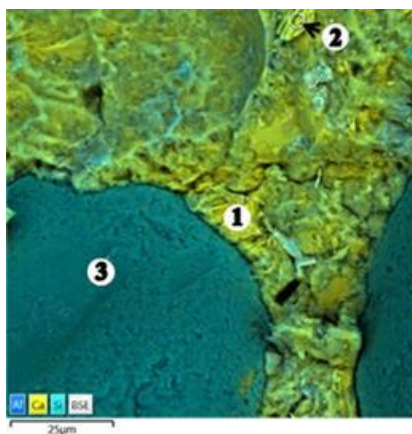


Рис. 6 Многослойная карта ЭДС поверхности скола образца модифицированного бетона

Согласно графику распределения химических элементов, представленному на рисунке 7, в точке 2 выявлено высокое содержание кальция, кислорода, кремния, а так же в небольших количествах алюминия и железа, что указывает на присутствие в данной точке частицы волластонита.

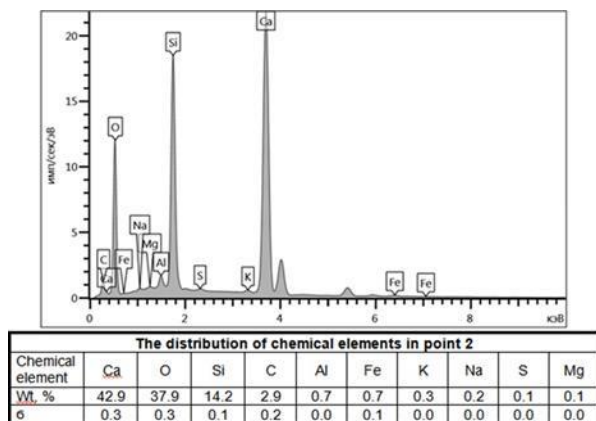


Рис. 7. График распределения химических элементов в точке 2 ЭДС

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, разработана высокодисперсная добавка на основе волластонита с размерами частиц до 0,4 мкм. Добавка представляет собой суспензию, содержащую в себе волластонит, молотый совместно с анионным поверхностно-активным веществом нафталин-формальдегидного типа в шаровой мельнице в течение 60 минут, и затем, подвергнутый ультразвуковой обработке в активаторе ванного типа, в среде стабилизатора суперпластификатора С-3.

Исследования механических характеристик мелкозернистого бетона, модифицированного разработанной высокодисперсной добавкой на основе волластонита показы-

вают, что прочность при изгибе увеличивается в 2 раза, а при сжатии возрастает в 1,3 раза. Доказано положительное влияние тепловлажностной обработки по режиму (3 + 4 + 3) часа при температуре изотермической выдержки 80°C на прочностные показатели и структуру мелкозернистого бетона, которая характеризуется плотным срастанием цементной матрицы и волластонита. Применение разработанной высокодисперсной добавки волластонита в составе мелкозернистого бетона за счет увеличения прочностных показателей способствует экономии до 15% цемента. Это позволяет рекомендовать ее для заводов бетонных и железобетонных изделий.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Лисицын А.Е. Минеральное сырье. Волластонит: Справочник / А.Е. Лисицын, А.Е. Остапенко. - М.: ЗАО «Геоинформмарк», 1999. - 11 с.
2. Лыгина Т.З. Способы повышения прочностных характеристик портландцемента / Т.З. Лыгина, А.В. Корнилов, А.А. Панина, Е.Н. Пермяков // Цемент и его применение. - сентябрь-октябрь 2010. - С. 124-126.
3. Садрашева А.О. Волластонит как активная минеральная добавка к цементу / А.О. Садрашева // Ползуновский альманах. – 2016. – № 3. - С. 189-192
4. Эйрих В.И. О применении волластонита в производстве композиционных строительных материалов и изделий на основе цемента / В.И. Эйрих, С.В. Березовский, Н.П. Тарангул, И.Н. Иорамашвили, Г.В. Конов // Строительные материалы. – 2002. – № 1. - С. 14-17.
5. Смиренская В.Н. Улучшение свойств силикатных строительных материалов на известковокремнеземистом вяжущем с добавлением волластонита / В.Н. Смиренская, В.И. Верещагин, С.А. Антипина // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. - 2003. - Т. 306, № 5. - С. 65-67.
6. Бердов Г.И., Ильина Л.В., Машкин Н.А. Влияние волластонита на прочность цементного камня из длительно хранившегося портландцемента / Г.И. Бердов, Л.В. Ильина, Н.А. Машкин // Строительные материалы. – 2011. – № 1. - С. 48-49.
7. Лукутцова Н.П. Высокопрочный мелкозернистый бетон с нанодисперсной добавкой на основе волластонита / Н.П. Лукутцова, Е.Г. Карпиков, Е.В. Дягтерев // Бетон и железобетон – взгляд в будущее: научн. труды III Всероссийской (II Международной) конф. по бетону и железобетону, 2014. – Т. 6. - С. 180-185.
8. Новикова Н.С. Волластонит в силикатных матрицах / Н.С. Новикова, И.Н. Тихомирова, А.В. Беляков // Стекло и керамика. – 2003. – №10. - С. 38-42.
9. Бердов Г.И. Измельчение волластонита в гидродинамическом диспергаторе / Г.И. Бердов, А.Н. Машкин // Огнеупоры и техническая керамика. – 2007. – № 9. - С. 38-42.
10. Орлова Н.А. Применение природного минерала игольчатого типа волластонита в сухих строительных смесях / Н.А. Орлова, А.М. Белоусов // Ползуновский вестник. – 2008. – № 1-2. - С. 94-96.
11. Lukutsova N.P. Stability of nanodisperse additives based on metakaolin / N.P. Lukutsova, A.A. Pykin, // Glass and Ceramics. – 2015. – P. 383-386.

12. Лукутцова Н.П. Кинетические модели для оценки агрегативно-седиментационной устойчивости высокодисперсных добавок к бетону и раствору, полученных ультразвуковым диспергированием минеральных компонентов в водной среде / Н.П. Лукутцова, И.А. Кудеш, О.Е. Антоненкова, А.А. Пыкин, А.Г. Устинов, А.А. Мацаенко, А.В. Суглобов // Строительство и реконструкция. – 2015. – № 1 (57). – С. 130-136.

13. Лукутцова Н.П. Мультифрактальный анализ микроструктуры бетона, модифицированного нанодисперсными добавками / Н.П. Лукутцова, Л.И. Емельсон // В сборнике: Эффективные строительные композиты. Научно-практическая конференция. – Белгород: БГТУ им. В.Г. Шухова, 2015. – С. 391-395.

14. Evelson L. Application of statistical and multi fractal models for parameters optimization of nano-modified concrete / L. Evelson, N. Lukuttsova // International Journal of Applied Engineering Research. – 2015. – P. 12363-12370.

15. Evelson L. Some practical aspects of fractal simulation of structure of nano-modified concrete / L. Evelson, N. Lukuttsova // International Journal of Applied Engineering Research. – 2015. – P. 40454-40456.

16. Lukuttsova N. Water films (nanofilms) in cement concrete deformations / N. Lukuttsova // International Journal of Applied Engineering Research. – 2015. – P. 35120-35124.

17. Баженов Ю.М. Структура и свойства бетонов с наномодификаторами на основе техногенных отходов / Ю.М. Баженов, Л.А. Алимов, В.В. Воронин. – М: МГСУ, 2013. – 204 с.

18. Кольцов Л.В. Поверхностные явления в дисперсных системах / Л.В. Кольцов, М.А. Лосева. – Самара: Самар. гос. техн. ун-т., 2005. – 131 с.

19. Свицерский В.А. Влияние поверхностно-активных добавок на реологическое поведение водных суспензий волластонита / В.А. Свицерский, А.А. Сикорский, А.В. Миронюк // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2013. – Т. 2, № 6 (62). – С. 55-58.

20. Агарков Г.К. Изучение реологических свойств цементных дисперсий с добавлением волластонита / Г.К. Агарков // В сборнике: Международная научно-техническая конференция молодых ученых БГТУ им. В.Г. Шухова. – Белгород: Белгородский государственный технологический университет им. В.Г. Шухова, 2016. – С. 1025-1027.

## Highly Dispersed Additive Based on Wollastonite and its Effect on the Strength of Fine-Grained Concrete

Lukuttsova N.P., Karpikov Ye.G., Golovin S.N.  
Bryansk State Technological University of Engineering  
Bryansk, Russia  
[natluk58@mail.ru](mailto:natluk58@mail.ru)

**Abstract.** An effective highly dispersed additive based on a natural mineral of wollastonite has been developed and studied, which makes it possible to obtain fine-grained concrete with a bending strength up to 21.6 MPa and, under compression, up to 55 MPa, with a content of 0.5% (in terms of dry matter). The additive is a suspension of wollastonite that has undergone mechanical and then ultrasonic treatment in an aqueous medium of an anionic stabilizer of naphthalene-formaldehyde type. It was established by laser granulometry that the co-milling of wollastonite and an anionic stabilizer leads to a change in the specific surface from 20,400 to 32,600 cm<sup>2</sup> / cm<sup>3</sup> and to obtaining particles with a modal diameter of 10.31 μm. After ultrasonic treatment in the aqueous medium of the stabilizer, the particle sizes of

the wollastonite are reduced to 0.4 μm. The positive effect of heat and moisture treatment according to the regime (3 + 4 + 3) hours at the temperature of isothermal aging of 80°C on the structure and strength indexes of concrete with highly dispersed addition of wollastonite is shown. Application of the developed additive in the fine-grained concrete due to the increase in strength parameters allows to save up to 15% of cement.

**Keywords:** highly disperse additive, suspension, wollastonite, fine-grained concrete, structure, strength.

# Использование метода гидродинамики сглаженных частиц для построения математической модели процесса электронно- лучевой наплавки

Щербаков А.В., Родякина Р.В., Гапонова Д.А.

ФГБОУ ВО «НИУ «МЭИ»  
Москва, Российская Федерация  
[reginarodyakina@mail.ru](mailto:reginarodyakina@mail.ru)

**Аннотация.** Показана актуальность развития инструментов математического моделирования, позволяющих рассчитывать форму свободной поверхности расплава при анализе процессов наплавки, внедряемых в аддитивном производстве. Приведена математическая постановка задачи, соответствующая лагранжевому описанию жидкой среды, включающая в себя уравнение движения и уравнение энергии. Описан численный алгоритм решения задачи, основанный на использовании метода гидродинамики сглаженных частиц, и приведены соответствующие уравнения. Проведен анализ результатов решения тестовых задач и сопоставление результатов экспериментов с общеизвестными данными и физическими представлениями. Сделан вывод о возможности применения рассмотренного метода моделирования для развития аддитивного производства и создания систем автоматического управления процессами формообразования.

**Ключевые слова:** аддитивное производство, гидродинамика сглаженных частиц, математическое моделирование, тепломассоперенос, электронно-лучевая наплавка, присадочная проволока.

## ВВЕДЕНИЕ

Необходимость совершенствования технологий аддитивного производства продиктована новыми технико-экономическими требованиями, возникающими в различных отраслях машиностроения. В этой связи всегда актуально решение таких задач, как повышение точности регулирования параметров процесса и их воспроизводимости. В настоящее время разработчики проявляют большой интерес к технологии аддитивного формообразования, основанной на наплавке подаваемой присадочной проволоки электронным лучом, которая получила наименование EBF<sup>3</sup> [1, 2]. При реализации технологии возникают существенные трудности. Во-первых, в процессе наплавки возникают отклонения от квазистационарного режима тепломассопереноса, обусловленные постепенным прогревом формируемого изделия [3, 4], а также изменением формы и размеров слоя, примыкающего к жидкой ванне. Например, увеличение объемов ванны в процессе наплавки приводит к отклонению формы валика от заданной, снижение скорости охлаждения металла приводит к увеличению дендритов и изменению механических свойств. Во-вторых, использование концентрированного источника нагрева может обуславливать переход к нежелательным режимам, таким как разбрызгивание металла, резко не-

равномерное распределение температуры в кристаллизуемом слое или даже неполное расплавление проволоки. Оба указанных фактора приводят к тому, что форма и поперечные размеры наплавляемых валиков, а также структура и свойства материала изделия, полученного послойным синтезом, могут существенно отличаться от слоя к слою, а само изделие не будет соответствовать эксплуатационным требованиям.

Экспериментальное исследование процессов теплопередачи и переноса металла при электронно-лучевом послойном синтезе изделий затруднено и требует применения быстродействующих средств для регистрации распределений температуры в системе «проволока – жидкая ванна – формируемый слой» (например, инфракрасных видеокамер [2]). Кроме того, указанные методы принципиально не позволяют регистрировать объемное распределение характеристик тепломассопереноса. Отсюда можно заключить, что прогнозирование режимов теплопередачи и переноса металла требует применения методов математического моделирования, позволяющих определять распределение параметров переноса тепла и массы в объеме рассматриваемой физической системы.

## РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА

Приведем описание используемых в постановке задачи уравнений. Источник нагрева воздействует на металл, который может находиться как в твердой, так и в жидкой фазе. Для металла в твердой фазе процесс теплопередачи будет описываться уравнением теплопроводности

$$c_p \rho \frac{\partial T}{\partial \tau} = \nabla(\lambda \nabla T) + q_v, \quad (1)$$

где  $T$  – температура, К,  $\tau$  – время, с,  $c_p$  – теплоемкость металла при постоянном давлении, Дж/(кг·К),  $\rho$  – плотность металла, кг/м<sup>3</sup>,  $\lambda$  – теплопроводность металла, Вт/(м·К),  $q_v$  – объемная плотность источника нагрева, Вт/м<sup>3</sup>.

Для металла в жидкой фазе необходимо использовать систему уравнений Навье-Стокса [5], которая в случае рассмотрения движения вязкой жидкости включает в себя три уравнения. Уравнение непрерывности выражает закон сохранения массы в замкнутом объеме, и в общем случае будет иметь вид

Работа выполнена в ФГБОУ ВО НИУ "МЭИ" при поддержке Российского научного фонда (проект 17-79-20015) / This work was carried out in the National Research University «Moscow Power Engineering Institute»; it was supported by grant from the Russian Science Foundation (project 17-79-20015).

$$\frac{\partial \rho}{\partial \tau} + \nabla \cdot (\rho \vec{w}) = 0, \quad (2)$$

где  $\vec{w}$  – вектор скорости течения среды в расчетной точке. Уравнение движения описывает связь ускорения, сообщаемого среде действием сил, обусловленных давлением, вязкостью, а также внешними силами, и имеет вид

$$\rho \left( \frac{\partial \vec{w}}{\partial \tau} + \vec{w} \cdot \nabla \vec{w} \right) = -\nabla p + \mu \nabla \cdot (\nabla \vec{w}) + \vec{f}, \quad (3)$$

где  $p$  – давление, Па,  $\mu$  – динамическая вязкость металла, Па·с,  $\vec{f}$  – результирующий вектор массовых сил, действующих в жидкости, Н/м<sup>3</sup>. Уравнение энергии описывает теплопередачу за счет теплопроводности и конвекции в жидкой среде:

$$c_p \rho \left( \frac{\partial T}{\partial \tau} + \vec{w} \cdot \nabla T \right) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + q_v. \quad (4)$$

Уравнения (2)–(4) записаны для случая традиционно используемых переменных Эйлера и неподвижной системы координат. Рассматриваемая задача характеризуется наличием движущейся свободной поверхности, а процесс переноса металла может быть нестационарным, что обусловлено, например, переходом от струйного к капельному переносу или к режиму формирования брызг металла. В настоящее время для решения подобных задач все чаще прибегают к гидродинамике Лагранжа [6, 7], основанной на рассмотрении жидкости как системы частиц. В этом случае при проведении вычислений используется бессеточный подход, а уравнения движения записываются для каждой частицы в отдельности. При таком подходе все искомые переменные – скорость, температура и плотность (в случае учета сжимаемости) – рассчитываются для каждой частицы, их перенос из одной точки системы в другую не требует использования адвективных членов в уравнениях (3)–(4) и позволяет сделать постановку задачи более простой и удобной для построения вычислительного алгоритма.

Для решения системы уравнений (1)–(4) воспользуемся методом гидродинамики сглаженных частиц (Smoothed Particle Hydrodynamics, SPH) [8, 9]. В соответствии с правилами метода любая физическая величина принимается распределенной в пространстве вокруг каждой из дискретных частиц в соответствии с принятой функцией ядра  $W_{ij}$ , и для определения свойства жидкости в заданной точке пространства требуется интерполяция свойств окружающих ее частиц. Например, для численного интерполирования плотности рассматриваемой частицы жидкости с индексом  $i$  традиционно используется выражение [10]

$$\rho_i = \sum_j m_j \cdot W_{ij}(\vec{r}_{ij}, h), \quad (5)$$

где  $\vec{r}_i$  – радиус-вектор точки, в которой необходимо определить плотность,  $m_j$  – масса частицы с индексом  $j$  с радиус-вектором  $\vec{r}_j$ . Аргументами функции ядра является радиус-вектор  $\vec{r}_{ij} = \vec{r}_i - \vec{r}_j$  и шаг сглаживания  $h$ , являющийся масштабируемой для каждой конкретной задачи величиной. Выбор шага связан с количеством модулируемых частиц: чем их больше, тем меньше может быть шаг. В

данном случае суммирование должно производиться для всех частиц, составляющих систему, включая саму частицу с индексом  $i$ . Степень влияния частиц на свойства системы определяется расстоянием между частицами в соответствии с принятыми выражениями для функции сглаживания. Обычно для расчета распределения различных физических величин используется бикубическая функция ядра сглаживания [10]

$$W_{ij}(\vec{r}_{ij}, h) = \frac{315}{64\pi h^9} \begin{cases} \left( h^2 - |\vec{r}_{ij}|^2 \right)^3, & 0 \leq |\vec{r}_{ij}| \leq h \\ 0, & |\vec{r}_{ij}| \geq h \end{cases}. \quad (6)$$

Аппроксимация уравнения (2) при использовании SPH-метода после преобразований, показанных в работах [11, 12], будет выглядеть следующим образом

$$\left( \frac{\partial \rho}{\partial \tau} \right)_i = \sum_{j \neq i} m_j (\vec{w}_i - \vec{w}_j) \cdot \nabla W_{ij}. \quad (7)$$

Здесь  $\nabla W_{ij}$  – градиент функции ядра сглаживания, задаваемый функцией

$$\nabla W_{ij}(\vec{r}_{ij}, h) = -\frac{945}{32\pi h^9} \begin{cases} \vec{r}_{ij} \left( h^2 - |\vec{r}_{ij}|^2 \right)^2, & 0 \leq |\vec{r}_{ij}| \leq h \\ 0, & |\vec{r}_{ij}| \geq h \end{cases}. \quad (8)$$

На первом этапе, после задания начальных условий, рассчитывается распределение плотности в точках, соответствующих положению сглаженных частиц, которые затем используются в программе при расчете распределения давления по объему жидкости. Давление для каждой частицы  $p_i$  с плотностью  $\rho_i$  определяется из уравнения состояния Тейта [13]

$$p_i = \frac{\rho_0 c_0^2}{\gamma} \left( \left( \frac{\rho_i}{\rho_0} \right)^\gamma - 1 \right), \quad (9)$$

где  $\rho_0$  – начальная плотность, кг/м<sup>3</sup>,  $c_0$  – скорость звука в среде, м/с,  $\gamma$  – показатель адиабаты. Далее рассчитанные давления используются для решения уравнения движения (3), которое в лагранжевой системе координат при использовании SPH-метода имеет вид

$$\left( \frac{\partial \vec{w}}{\partial \tau} \right)_i = - \sum_{j \neq i} m_j \left( \frac{p_i}{\rho_i^2} + \frac{p_j}{\rho_j^2} \right) \nabla W_{ij} + \sum_{j \neq i} m_j \left( \frac{4\mu \cdot \vec{r}_{ij} \cdot \nabla W_{ij}}{\rho_j (\rho_i + \rho_j) |\vec{r}_{ij}|^2} \right) (\vec{w}_i - \vec{w}_j) + \frac{\vec{f}}{\rho_i}. \quad (10)$$

Уравнение (4) также может быть интерполировано функцией [14]

$$c_{P,i} \cdot \rho_i \left( \frac{\partial T}{\partial \tau} \right)_i = \sum_{j \neq i} \frac{4m_j}{\rho_j} \frac{\lambda_i \lambda_j}{\lambda_i + \lambda_j} (T_j - T_i) \frac{\bar{r}_{ij} \cdot \nabla W_{ij}}{\left| \bar{r}_{ij} \right|^2} + q_i, \quad (11)$$

где  $c_{P,i}$  – теплоемкость  $i$ -й частицы,  $T_i, T_j, \lambda_i, \lambda_j$  – температуры и теплопроводности материала частиц с индексами  $i$  и  $j$ ;  $q_i$  – объемная плотность мощности теплового источника в точке, где находится частица с индексом  $i$ .

Для решения системы уравнений (7)–(11) на текущем этапе исследований использовалась численная схема с фиксированным временным шагом. Алгоритм решения задачи представлен на рисунке 1. После ввода исходных данных на каждом временном шаге сначала производился расчет плотности частиц по уравнению (7), или фактически определялось распределение плотности жидкости с одновременным расчетом распределения давления (первый циклический блок).

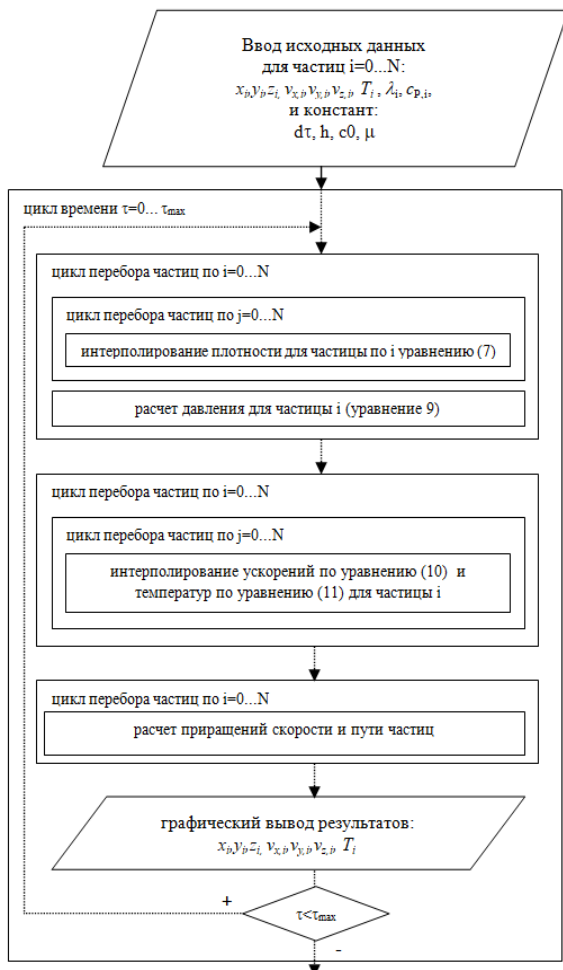


Рис. 1. Блок-схема алгоритма решения задачи

Затем производился расчет ускорений, обусловленных действием давления, вязкостью и внешними силами по уравнению (10). В качестве внешних сил рассматривались сила тяжести, сила поверхностного натяжения, определя-

емая по методике, описанной в работе [15], а также распределение сил давления отдачи паров, рассчитываемое по уравнению Антуана [16].

Для задания исходных координат и размеров расчетной области, а также для отображения результатов расчета в графической форме использовалась декартова система координат. Координаты каждой частицы  $(x_i, y_i, z_i)$ , составляющие их скоростей  $(v_{x,i}, v_{y,i}, v_{z,i})$  и ускорений  $(a_{x,i}, a_{y,i}, a_{z,i})$ , а также температуры, плотности и давления сохранялись в ячейку соответствующих массивов с индексом, соответствующим номеру частицы.

После расчета ускорений проводился расчет распределения температуры по уравнению (11). Для этого использовалась явная разностная схема [17], позволяющая выразить температуру для текущего временного шага и для текущей частицы через температуры частиц, расположенных в пределах шага сглаживания  $h$ , и собственную температуру, взятые для предыдущего временного шага. Источник нагрева задается объемно-распределенной функцией

$$q_i = \begin{cases} 0, & z_i < z_s \\ \frac{1}{\pi} \cdot \frac{1}{r_{eff}^2} \cdot P \cdot e^{-\left( \frac{(x_i - x_{pos})^2 + (y_i - y_{pos})^2}{r_{eff}^2} \right)} \cdot \frac{1}{dz}, & z_i = z_s \\ 0, & z_i > z_s \end{cases}, \quad (12)$$

где  $r_{eff}$  – эффективный радиус пучка,  $x_{pos}, y_{pos}$  – координаты центра электронного пучка. Энергия выделяется в приповерхностном слое, толщина которого равна размерам одной частицы, а  $z$ -координата совпадает с координатой поверхности металла  $z_s$ .

Описанный алгоритм был реализован авторами в НИУ МЭИ в среде Microsoft Visual Studio 2015 в виде Windows-приложения. На рисунке 2 в графическом виде представлены результаты решения тестовых задач, в которых имитируется процесс наплавки присадочной проволоки на листовой материал.

Температура цвета на рисунке соответствует температуре металла. Рисунок 2,а соответствует начальной стадии процесса, когда луч 1 лишь частично оплавляет проволоку 2 и преимущественно воздействует на подложку 3. На второй стадии (рис. 2,б), проволока вступает в контакт с подложкой, а ее нагрев осуществляется как за счет действия луча, так и за счет теплопроводности от ванны металла. В итоге процесс переходит к стационарному режиму (рис. 2,в), в котором на подложке формируется валик металла.

Метод гидродинамики сглаженных частиц широко используется не только для моделирования жидких и газобразных сред, но также и для решения задач расчета упругих и неупругих деформаций в твердых телах [18]. Для расчета деформации можно использовать уравнение

$$\frac{\partial \bar{w}}{\partial \tau} = \frac{1}{\rho} \nabla \cdot \bar{\sigma} + \bar{f}, \quad (13)$$

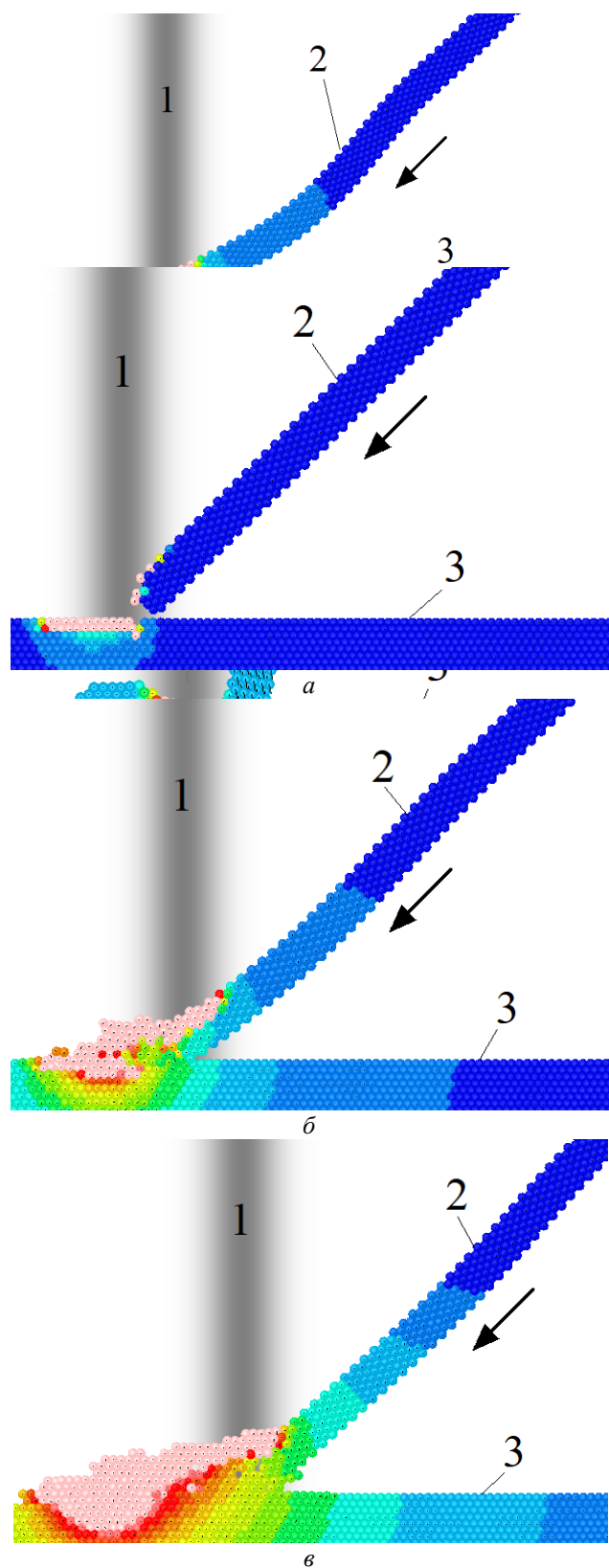


Рис. 2. Результаты моделирования процесса наплавки методом сглаженных частиц: 1 – электронный пучок, 2 – проволока, 3 – подложка

На рисунке 3,а показан случай, в котором мощность электронного пучка недостаточна для полного расплавления проволоки. В результате проволока изгибается от контакта с поверхностью подложки. На рисунке 3,б показан режим, возникающий при слишком высокой скорости движения луча. На начальном этапе проволока плавится и сваривается с подложкой, а затем плавится лишь частично и деформируется под действием силы тяжести. Эти примеры показывают актуальность использования модели деформации материала в твердой фазе в составе общей модели процесса наплавки для анализа механизма формирования наплавленного валика. Учет скрытой теплоты плавления, а также температурной зависимости теплофизических коэффициентов и вязкости может быть реализован при уменьшении временного шага.

#### ВЫВОДЫ

1. Приведено детальное математическое описание модели наплавки металла при электронно-лучевом аддитивном формообразовании и обоснована возможность интерполяции уравнений математической физики для перехода к лагранжевой гидродинамике с использованием метода сглаженных частиц (SPH).

2. Разработано программное обеспечение в среде Visual Studio и приведены результаты моделирования. Показано, что разработанная модель способна адекватно отражать процессы переноса металла при электронно-лучевой наплавке.

3. Показана перспективность предложенного метода не только для решения задач моделирования переноса расплавленного металла, но и для учета деформаций в твердой фазе.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Гибсон Я. Технологии аддитивного производства. Трехмерная печать, быстрое прототипирование и прямое цифровое производство / Гибсон Я., Розен Д., Стакер Б. – М.: Техносфера, 2016. – 656 с.

2. Zalameda J.N., Burke E.R., Hafley R.A., Taminger K.M., Domack C.S., Brewer A., Martin R.E. Thermal imaging for assessment of electron-beam freeform fabrication (EBF3) additive manufacturing deposits // Proceedings of the SPIE, Volume 8705, id. 87050M 8 pp. (2013).

3. Гуденко А.В. Формообразование изделий сложной геометрии методом электронно-лучевой наплавки / Гуденко А.В., Слива А.П. // Электронно-лучевая сварка и смежные технологии: сборник материалов и докладов Международной конференции (Москва, 14–16 ноября 2017 г.). – М.: Издательство МЭИ, 2017. – С. 266–281.

4. Тарасова Т.В. Математическое моделирование тепловых процессов и расчетная оптимизация режимов лазерной поверхностной обработки / Т.В. Тарасова, И.С. Белашова, С.Д. Кузьмин, Е.И. Кузьмина // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. – 2017. – Т.5, №4. – С. 63-66. DOI: 10.24892/RIJE/20170408

5. S. McKee, M.F. Tome, V.G. Ferreira, J.A. Cuminato, A. Castelo, F.S. Sousa, N. Mangiavacchi. The MAC method // Computers & Fluids, № 37, 2008. P. 907–930.

6. Шаланин В.А. Лагранжевы методы моделирования потоков со свободной поверхностью // Молодой ученый/ - 2016/ - № 2 (106), - 2016. – С. 261–263.
7. Поттер Д. Вычислительные методы в физике / Д. Поттер. — М.: Мир, 1975.
8. Gingold R.A. and Monaghan J.J. (1977) Smoothed Particle Hydrodynamics: Theory and Application to Non-Spherical Stars. Monthly Notices of the Royal Astronomical Society, 181. P. 375–389.
9. Joseph J. Monaghan, Herbert E. Huppert, M. Grae Worster. Solidification using smoothed particle hydrodynamics // Journal of Computational Physics. Issue 206, 2005. P. 684–705.
10. M. Kelager. Lagrangian Fluid Dynamics Using Smoothed Particle Hydrodynamics. – Copenhagen, Denmark, 2006.
11. Peter J. Cossins. The Gravitational Instability and its Role in the Evolution of Protostellar and Protoplanetary Discs / PhD thesis. University of Leicester, 2010.
12. M. Gomez-Gesteira, B.D. Rogers, A.J.C. Crespo. State-of-the-art of classical SPH for free-surface flows // Journal of Hydraulic Research. Vol. 48 Extra Issue (2010). P. 6–27.
13. M. Becker, M. Teschner. Weakly compressible SPH for free surface flows / Eurographics. ACM SIGGRAPH Symposium on Computer Animation. San Diego, CA, 2007. P. 209–216.
14. M. Tong, D.J. Browne. Smoothed particle hydrodynamics modelling of the fluid flow and heat transfer in the weld pool during laser spot welding // IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. Issue 27, 2011, 012080. P.1–6.
15. M. Ihmsen, J. Bader, G. Akinchi, M. Teschner. Animation of air bubbles with SPH // Proceedings of International conference on Computer Graphics Theory and Applications. Algarve, Portugal, 2011. P. 225–234.
16. Термодинамика равновесия жидкость—пар / А.Г. Морачевский, Н.А. Смирнова, Е.М. Пиотровская и др. / Под ред. А.Г. Морачевского. — Л: Химия, 1989. — 344 с.
17. Зализняк В.Е. Основы вычислительной физики. Часть 1. Введение в конечно-разностные методы. – М.: Техносфера, 2008. – 224 с.
18. K. Fraser. Adaptive smoothed particle hydrodynamics neighbor search algorithm for large plastic deformation computational solid mechanics//Proc. Of 13<sup>th</sup> International LS-DYNA Users conference, Dearborn, NI, 2014. P. 1-1–15.

## Using of Smoothed Particle Hydrodynamics method for constructing a mathematical model of electron-beam surfacing process

Shcherbakov A.V., Rodyakina R.V., Gaponova D.A.  
National research university “MPEI”  
Moscow, Russia  
[reginarodyakina@mail.ru](mailto:reginarodyakina@mail.ru)

**Abstract.** The urgency of the development of mathematical modeling tools that allow calculating the shape of free surface of the melt during the analysis of surfacing processes, introduced in additive production, is shown. A mathematical formulation of the problem is presented, which corresponds to Lagrangian description of liquid medium. It includes equation of motion and energy equation. A numerical algorithm for solving this problem is described, based on Smoothed Particle Hydrodynamics method, and the corresponding equations are given. The analysis of the results of solution of test problems is carried out and comparison of experimental results of the process with well-known data and

physical representations is given. The conclusion is made about the possibility of applying this modeling method for development of additive production and creation of automatic control systems for the processes of shaping.

**Keywords:** additive production, Smoothed Particle Hydrodynamics, mathematical modeling, heat-and-mass transfer, electron beam surfacing, filler wire.

# Повышение шлакоустойчивости огнеупоров на основе системы $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiC-SiO}_2$

Лонзингер Т.М., Скотников В.А.

ФГАОУ ВО «ЮУрГУ (НИУ)»

Челябинск, Россия

[lonzingertm@susu.ru](mailto:lonzingertm@susu.ru)

**Аннотация.** Разработана технология изготовления корундо-карбидкремниевых огнеупоров с повышенной шлакоустойчивостью. Показано, что одним из направлений совершенствования качества углеродсодержащих изделий является создание защитных антиокислительных покрытий на поверхности частиц. На поверхности углеродсодержащих частиц в процессе обработки сформирована плотная защитная пленка, которая не разрушается при нагреве до температуры плавления стали. Поэтому количество теплопроводных частиц в связке может быть увеличено без риска потери прочности. Увеличение доли высокотеплопроводных частиц снижает величину градиента температуры внутри огнеупора, уменьшает зону, пропитанную расплавом.

Разработана методика, позволяющая определять степень взаимодействия огнеупора с металлом (шлаком) под оптическим бинокулярным микроскопом, на шлифованных образцах. Установлено, что критерием высокой шлакоустойчивости огнеупоров является глубина проникновения металла и шлака в структуру образца не более чем на 1 – 2 мм без изменения боковой поверхности конусного отверстия.

**Ключевые слова:** Корундо-карбидкремниевые огнеупоры, термостойкость, антиоксидант, шлакоустойчивость, градиент температуры, повышение эксплуатационных характеристик.

## ВВЕДЕНИЕ

Интенсификация металлургических процессов, использование методов внепечной обработки чугуна и стали требуют повышения качества огнеупоров, разработки новых видов изделий с высокими эксплуатационными характеристиками. В последние годы большое количество исследовательских работ проведено в области технологии производства оксидно-графитовых огнеупоров, которые обладают комбинированными свойствами оксидных и графитовых систем: высокими прочностными свойствами, термостойкостью, небольшим коэффициентом термического линейного расширения, шлако- и металлоустойчивостью [1-3].

Шлакоустойчивость является интегральной характеристикой огнеупорных изделий, так как зависит от применяемых материалов, структуры и технологии изготовления [4-7]. По величине шлакоустойчивости можно прогнозировать стойкость огнеупорных изделий к воздействию металла и шлака в металлургических агрегатах. Очевидно, что чем меньшее количество дефектов макроструктуры имеет огнеупор и чем меньше смачивается его поверхность расплавом, тем выше шлакоустойчивость и, соответственно, продолжительность эксплуатации футеровки.

Разрушение огнеупора происходит из-за проникнове-

ния металла и шлака в дефекты структуры огнеупора и дальнейшего химического взаимодействия [8]. Огнеупоры высокого качества обеспечивают минимальное проникновение металла и шлака в структуру.

Существующие методики определения шлакоустойчивости, к сожалению, требуют значительных затрат времени и поэтому не применяются для контроля качества серийных изделий, хотя потребителю знание шлакоустойчивости дает значительно больший объем информации, чем величина прочности, пористости и плотности в паспортах изделия.

Разработчики составов огнеупоров в качестве компонента, обеспечивающего низкую смачиваемость расплавом, широко используют графит и другие углеродсодержащие материалы, количество которых составляет до 30% от массы изделий [9, 10]. Необходимо отметить, что высокой шлакоустойчивостью обладают огнеупоры с углеродистыми компонентами в связке, скрепляющей зерна наполнителя или в мелкой зерновой фракции [11]. Графит легко окисляется под воздействием повышенной температуры и окислительной среды с образованием газовой фазы. Окисление графита приводит к потере огнеупором механической прочности из-за повышения пористости связки. Поэтому в состав всех углеродсодержащих огнеупоров вводят в качестве антиоксидантов металлический алюминий, кремний, железо, борную кислоту и др. вещества, значительно повышающие себестоимость продукции [12-15]. Присутствие антиоксидантов замедляет процесс перехода графита в газовую фазу, но полностью окисление не предотвращает [16, 17].

Известно [18, 19] использование огнеупоров со связанным углеродом системы оксид-карбид кремния. При выпуске спецсталей для футеровки ковша используют глиноземокарборундовые и шамотокарборундовые изделия. Основным недостатком данного вида огнеупоров является способность к окислению водяным паром, двуокисью углерода и кислородом при низких температурах (до 1100°C) с образованием  $\text{SiO}_2$  и  $\text{CO}$ , которые вновь вступают в реакцию с исходным карбидом кремния. При этом нарушается защитная пленка  $\text{SiO}_2$  на частицах карбида кремния, структура огнеупора разрыхляется, что способствует проникновению металла и шлака во вновь образовавшиеся поры и пустоты.

Стандартной методикой изучения степени взаимодействия огнеупорных изделий с металлом и шлаком предусмотрено изготовление полированных шлифов для просмотра их в отраженном свете. Изготовление таких шли-



фов является трудоемкой операцией, требующей специальных навыков от лаборанта-изготовителя, а так же специального оборудования. Наиболее трудоемкой и достаточно длительной операцией является изготовление полированных шлифов из корундографитовых огнеупоров. Сочетание в одном образце таких диаметрально противоположных по твердости составляющих, как корунд и графит (у корунда твердость по шкале Мооса 9, у графита – 1), требует дополнительной операции проварки образцов в так называемом «канвазе» [20].

Для изготовления полированных шлифов из корунда применяют методику постадийного полирования образцов на карбиде бора номерами зернистостей: М-28, М-14, М-10, М-7, М-5, М-3, М-1. На каждом номере порошка образец полируется не менее 15 минут. Таким образом, учитывая промывку образцов после каждой операции шлифования на одном номере, общее время изготовления составляет не менее одной рабочей смены. Длительность изготовления полированных шлифов не позволяет использовать этот метод в качестве экспресс-анализа в цехе.

#### ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Целью данной работы является разработка технологии изготовления огнеупорных изделий с повышенной шлакоустойчивостью и упрощение методики контроля стойкости огнеупоров.

#### ОБЪЕКТЫ И МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Объектом исследования являются образцы корундокарбидокремниевых огнеупоров с повышенной шлакоустойчивостью.

Методы исследования:

- электронно-микроскопический и микрорентгеноспектральный анализ на растровом электронном микроскопе;
- оптическая микроскопия на бинокулярном микроскопе МБС-9;
- определение механических характеристик на испытательном прессе ИП-1000;
- определение открытой пористости и кажущейся плотности с помощью установки для гидростатического взвешивания.

#### ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ И ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Для получения огнеупорных изделий с высокой шлакоустойчивостью необходимо обеспечить получение плотной связки с минимальной пористостью. Материал связки должен обладать высокой теплопроводностью для снижения градиента температуры [21], которому пропорциональна скорость капиллярного движения расплава в огнеупоре. Необходимо предотвратить процесс окисления углеродсодержащих составляющих в связке, чтобы избежать разрыхления структуры.

Разработана технология изготовления корундокарбидокремниевых огнеупоров с повышенной шлакоустойчивостью. Положительный эффект достигнут за счет использования предварительной обработки углеродсодержащих компонентов водным раствором неорганического полимера, содержащего антиоксидант. На поверхности углеродсодержащих частиц в процессе обработки формируется плотная защитная пленка. [22] Покрытие не разрушается при нагреве до температуры

плавления стали. Поэтому количество теплопроводных частиц в связке может быть увеличено без риска потери прочности. Увеличение доли высокотеплопроводных частиц снижает величину градиента температуры внутри огнеупора, уменьшает зону, пропитанную расплавом.

В таблице 1 приведены основные характеристики огнеупорных изделий, изготовленных по разработанной технологии, из анализа которых видно, что разработанные составы обладают высокой прочностью и шлакоустойчивостью. Образец 2 имеет большие значения прочностных характеристик.

По рецептуре 2 изготовили опытную партию огнеупоров для футеровки верхнего цилиндра сигарообразного чугуновоза – ковша миксерного типа. В процессе эксплуатации опытные изделия не покрывали защитными покрытиями. После 400 наливов провели анализ состояния опытных изделий.

Таблица 1

Характеристики образцов корундокарбидкремниевых изделий

Наименование показателей	Нормативные значения	Образец 1	Образец 2
Содержание Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ,%	39-80	79	36
Содержание SiC, %	15-31	7	40
Содержание C, %	5-30	6	-
Предел прочности при сжатии, МПа, не менее:			
	после сушки.	45	60
	после обжига при 1300°С	70	80
Кажущаяся плотность, кг/м <sup>3</sup>	2,1-2,12	3,0	2,8
Открытая пористость, %	14-14,7	6	6
Глубина проникновения расплава, мм	5-10	1	1
Шлакоустойчивость, не менее	0,1-0,2	1	1

На рисунке 1 представлены поперечные срезы стандартного углеродсодержащего высокоглиноземистого огнеупора и опытного изделия. Глубина проникновения металла и шлака в стандартный огнеупор составляет 10 – 15 мм. Зона, пропитанная расплавом, для экспериментального образца – 2 мм.

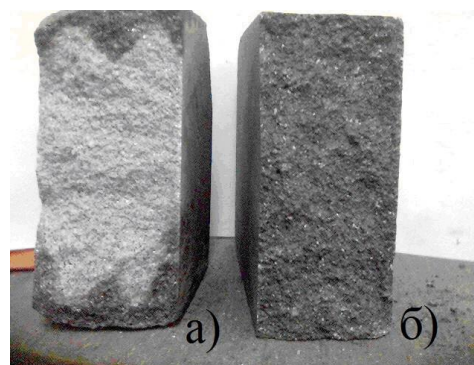


Рис. 1. Внешний вид поперечного сечения углеродсодержащих огнеупоров после эксплуатации:  
а) стандартный, б) опытный

На рисунках 2, 3 показана структура серийного и экспериментального огнеупора после взаимодействия с металлом. Микроскопический анализ структуры опровергает широко распространенное представление о том, что давление газа, образовавшегося в результате сгорания углеродсодержащих материалов в структуре огнеупора, защищает его от проникновения расплава. На рисунке 2 отчетливо видно, что металл распространяется в виде «язычков» по вновь образовавшимся каналам. У экспериментального образца (рисунок 3) поверхность раздела между измененной при эксплуатации зоной и неповрежденной частью огнеупора параллельна внешней поверхности изделия, что свидетельствует об одинаковом противодействии продвижению расплава всех элементов структуры. Интенсивный отвод тепла от поверхности контакта с расплавом способствует быстрому охлаждению и кристаллизации расплава на небольшом расстоянии от внешней поверхности огнеупора.

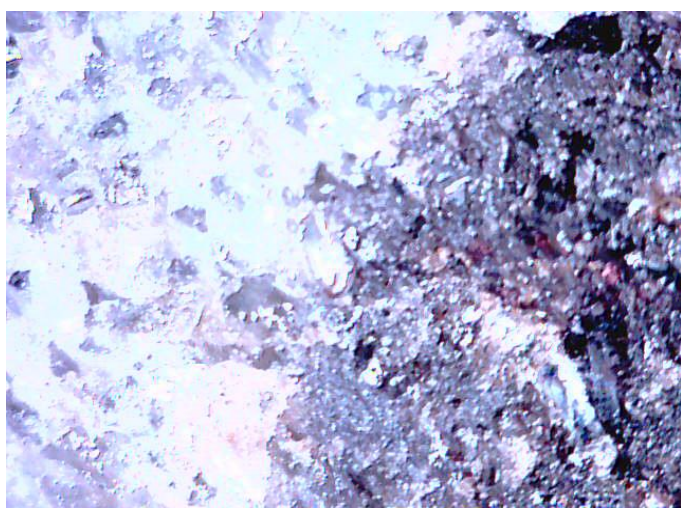


Рис. 2. Структура стандартного огнеупора после контакта с расплавом

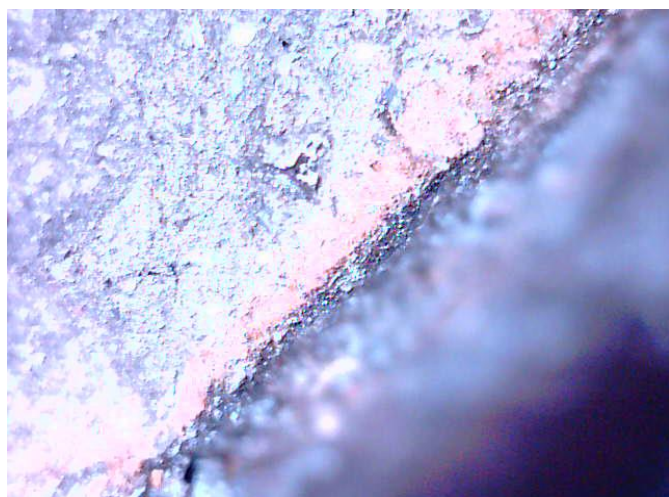


Рис. 3. Структура опытного огнеупора после контакта с расплавом

Разработана методика, позволяющая определять степень взаимодействия огнеупора с металлом (шлаком) под бинокулярным микроскопом МБС-9, на шлифованных

образцах. Как известно, для изучения процесса проникновения металла в огнеупор в лабораторном образце высверливается лунка строго определенного размера. При этом под воздействием режущего инструмента поверхность лунки может быть повреждена, что сказывается на качестве исследования. По разработанной методике из испытуемой массы формируется цилиндрический образец с конусообразным углублением (диаметр образца равен 50мм, высота –  $35 \div 50$  мм; диаметр основания конуса – 20 мм, высота – 20 мм). Образец проходит термообработку по режиму, принятому для данного вида изделий. В конусообразное углубление засыпали навеску металла или шлаковой смеси, после чего образец помещали в печь, где нагревали до заданной температуры со скоростью  $300^\circ\text{C}/\text{час}$  и выдерживали при максимальной температуре 2 часа. После естественного охлаждения вместе с печью в течение 24 часов образец разрезали. Необходимо, чтобы плоскость разреза проходила по середине лунки, так чтобы был виден конус.

С использованием упрощенного метода изучили шлакоустойчивость образцов корундографитовых огнеупоров, отличающиеся друг от друга составом связки, количеством зерна и структурой. В разрезе на шлифованной поверхности довольно четко видна глубина взаимодействия металла с огнеупором, как в боковых плоскостях, так и в основании конуса. По очертаниям конуса, иногда он размыт и превращается в округлую зону, можно судить о глубине проникновения металла (шлака). При наличии боковых трещин отчетливо определяется характер их заполнения шлаком (металлом). Некоторые составы исследуемых образцов взаимодействовали со шлаком, наблюдалось интенсивное вспенивание шлака, которое можно объяснить прошедшими химическими реакциями с телом огнеупора. Для данных огнеупоров отмечено боковое взаимодействие на глубину 0,5 – 1,0 мм с развитием интенсивной пористости.

При изучении корундографитовых огнеупоров по вышеописанной методике установлено, что в образцах, изготовленных по оптимальной рецептуре, боковое взаимодействие отсутствует, и глубина проникновения шлака не превышает 1,0 мм.

#### ВЫВОДЫ

Исследования по разработке составов корундокарбидокремниевых огнеупоров с повышенной шлакоустойчивостью позволили определить, что одним из направлений совершенствования качества углеродсодержащих изделий является создание защитных антиокислительных покрытий на поверхности частиц. Полученные по новой технологии прессованные изделия обладают высокой прочностью и шлакоустойчивостью.

Разработана упрощенная методика определения шлакоустойчивости. Сравнение результатов лабораторных анализов и продолжительности службы огнеупоров в металлургических агрегатах показало совпадение вычисленных и фактических данных. Установлено, что критерием высокой шлакоустойчивости огнеупоров является глубина проникновения металла и шлака в структуру образца не более чем на 1 – 2 мм без изменения боковой поверхности конусного отверстия.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кондратьев Е.А. Расширение ассортимента и создание высококачественной импортозамещающей огнеупорной продукции / Е.А. Кондратьев, В.В. Горбунов // *Металлург.* – 2015. – №3. – С. 11 – 14.
2. Семченко Г.Д. Дисперсионное упрочнение и самормирование керамической матрицы – залог повышения качества композиционных материалов и огнеупоров / Г.Д. Семченко, И.Н. Опрышко, И.Ю. Шутеева, О.Н. Борисенко и др. // *Огнеупоры и техническая керамика.* – 2007. – №9. – С. 13 – 19.
3. Пивинский Ю.Е. Неформованные огнеупоры нового поколения / Ю.Е. Пивинский, О.Г. Усьяров // *Новые огнеупоры.* – 2006. – №1. – С. 35 – 41.
4. Анголенко Л.А. Изучение шлакоустойчивости корундографитовых карбидкремнийсодержащих материалов на этилсиликатной связке / Л.А. Анголенко, Г.Д. Семченко, С.В. Тищенко, Е.Е. Старолат, В.Н. Сидоров // *Огнеупоры и техническая керамика.* – 2008. – №6. – С. 17 – 22.
5. Вислогузова Э.А. Металло-, шлакоустойчивость форстеритовых огнеупоров и применение их для разлива стали в изложницы и в машинах непрерывного литья заготовок: дис. ... канд. техн. наук. – Свердловск, 1984. – 172 с.
6. Яговцев А.В. Исследование шлакоустойчивости цирконистогографитовых огнеупорных материалов / А.В. Яговцев, В.А. Перепелицын, Н.В. Обабков, А.М. Гороховский, А.В. Шак // *Огнеупоры и техническая керамика.* – 2014. – №6. – С. 39 – 44.
7. Суворов С.А. Воздействие шлакообразующих смесей на алюмоуглеродистый огнеупор / С.А. Суворов, Т.М. Сараева, Е.А. Вихров, А.В. Шлячина // *Огнеупоры и техническая керамика.* – 2010. – №11-12. – С. 3 – 8.
8. Кинькай Л. Коррозионная стойкость высокоглиноземистых графитсодержащих огнеупоров к расплавам при восстановительной плавке / Л. Кинькай, Л. Киньёу, Л. Йи // *Огнеупоры и техническая керамика.* – 2007. – №10. – С. 37 – 41.
9. Л.М. Аксельрод, Г.И. Ильин, В.П. Мигаль и др. Способ изготовления огнеупорной массы // Патент СССР №1701678, 26.12.1989., Бюл. №48 от 30.12.1991.
10. Стрелов К.К. Технология огнеупоров / К.К. Стрелов, Н.Д. Кашеев, П.С. Мамыкин, М., «Металлургия», 1988. – 528 с.
11. Анголенко Л.А. Структура, окисляемость и термомеханические свойства  $Al_2O_3$ -SiC-С материалов на этилсиликатной связке / Л.А. Анголенко, Г.Д. Семченко, С.В. Тищенко, В.Н. Сидоров // *Огнеупоры и техническая керамика.* – 2007. – №11. С. 3 – 10.
12. Вислогузова Л.А. Новые направления в применении огнеупоров в ОАО НТМК / Э.А. Вислогузова, Л.В. Серова, А.Г. Лыжин // *Новые огнеупоры.* – 2004 – №4 – С. 98 – 99.
13. 05.24-19М.108 Влияние марганца на шлакоустойчивость углеродсодержащих огнеупоров // РЖ 19.М Технология силикатных и тугоплавких неметаллических материалов. – ООО «НТИ-Компакт». – 2005. – №24. – С. 257.
14. Йоуки Л. Влияние металлического цинкового порошка на стойкость  $Al_2O_3$ -С-огнеупоров к окислению / Л. Йоуки, К. Чаньминь, Л. Йоушень, Л. Нань // *Огнеупоры и техническая керамика.* – 2007. – №5. – С. 24 – 28.
15. Ю.Д. Сагалевич, В.А. Кононов, Г.И. Кузнецов и др. Мертель для склеивания огнеупорных изделий // Патент России №2016880, 20.06.1991, Бюл. №24 от 30.07.1994.
16. Баранов В.Н. Механоактивированные огнеупорные композиции на алюмофосфатных связующих для литейных тиглей / В.Н. Баранов, Л.И. Мамина, А.И. Безруких, И.В. Чупров // *Журнал Сибирского федерального университета. Серия: Техника и технологии.* – 2012. – Т.5., №7. С. 737 – 743.
17. Келски А. Изучение декарбонизации магниезиальноуглеродистых огнеупоров с различными антиоксидантами при разных температурах / А. Келски, М. Сулковски // *Огнеупоры и техническая керамика.* – 2012. – №6. – С. 48 – 52.
18. Мамыкин П.С. Технология огнеупоров / П.С. Мамыкин, К.К. Стрелов. – М.: *Металлургия*, 1970. – С. 430 – 460.
19. Суворов С.А. Оптимизация бетона на основе композиции корунда и карбида кремния / С.А. Суворов, М.Н. Застрожнов // *Огнеупоры и техническая керамика.* – 2014. – №4-5. – С. 18 – 21.
20. Карякин Л.И. Петрография огнеупоров / Л.И. Карякин. – Харьков: Укр. отд. *Металлургиздат*, 1962.
21. Шумячер В.М. Разработка огнеупорного материала на основе карбида кремния для теплопередающих элементов / В.М. Шумячер, Е.А. Куликов, О.Ю. Пушкарская // *Огнеупоры и техническая керамика.* – 2006. – №1. – С. 32 – 33.
22. Боровик С.И. Повышение стойкости огнеупорной футеровки агрегатов непечной обработки стали способом нанесения защитного покрытия / С. И. Боровик, Т. Н. Иванова и др. // *Новые огнеупоры.* – 2004. - №10. – С. 61 – 63.

# Increase in the Slag Resistance of Refractories Based on the Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-SiC-SiO<sub>2</sub> System

Lonzinger T.M., Skotnikov V.A.

Department of materials science and physics and chemistry of materials  
South Ural State University (National Research University)  
Chelyabinsk, Russia  
[lonzinger@susu.ru](mailto:lonzinger@susu.ru)

*Abstract.* The technology for manufacturing corundum-carbide-silicon refractories with increased slag resistance has been developed. It is shown that one of the directions for improving the quality of carbon-containing products is the creation of protective antioxidant coating on the surface of particles. A dense protective film is formed during the processing on the surface of carbon-containing particles. The coating does not break down when heated to the melting temperature of steel. Therefore, the number of heat-conducting particles in the bond can be increased without the risk of loss of strength. An increase of the number of high-heat-conducting particles reduces the value of the temperature gradient inside the refractory and reduces the zone impregnated with the melt. A technique has been developed that makes

it possible to determine the degree of interaction of a refractory with metal (slag) in ground samples under the binocular microscope MBS-9. The proof of high slag resistance is the depth of penetration of metal and slag into the structure of the sample by not more than 1 to 2 mm without changing the lateral surface of the conical hole.

*Keywords:* corundum-carbide-silicon refractories, heat resistance, antioxidant, slag resistance, temperature gradient, increase of operational characteristics.

# Влияние органобентонитов на огнестойкость силиконовых резин

Гадельшин Р.Н., Пономарев П.В., Вольфсон С.И.

ФГБОУ ВО «Казанский национальный исследовательский технологический университет»

Казань, Россия

[gasrail@yandex.ru](mailto:gasrail@yandex.ru)

**Аннотация.** Технический прогресс постоянно повышает требования к изделиям, эксплуатирующимся в жестких условиях, с целью обеспечения надежности работы в широком интервале температур эксплуатации, огнестойкости и экологичности. Исследования по нахождению антипиренов, которые позволили бы получить резины на основе силиконового каучука с повышенной огнестойкостью представляют научный интерес и практическую значимость. Изучено влияние гидроксида алюминия на физико-механические свойства и огнестойкость силиконовых резин. Установлено, что гидроксид алюминия проявляет себя в качестве эффективного антипирена при содержании в составе резин более 40 % (мас), при этом происходит значительное снижение уровня физико-механических свойств силиконовых резин, возникают трудности с переработкой резиновой смеси. Показано, что дополнительное введение органобентонитов (5 мас.ч.) позволяет повысить огнестойкость таких резин. Наибольшей эффективностью обладают монтмориллониты модифицированные алкилбензилдиметиламмоний хлоридом.

**Ключевые слова:** силиконовые резины, органобентонит, гидроксид алюминия, термостойкость, огнестойкость.

## ВВЕДЕНИЕ

Резины на основе силиконовых каучуков широко распространены в кабельной промышленности, благодаря их высокой теплостойкости и огнестойкости, что обеспечивает безотказную работу изделий в условиях повышенных температур (до 250 °С) и короткого замыкания. Технический прогресс постоянно повышает требования к изделиям, эксплуатирующимся в жестких условиях, с целью обеспечения надежности работы в широком интервале температур эксплуатации, огнестойкости и экологичности [1-4]. Несмотря на высокую термостойкость силиконовые резины не обладают высокой огнестойкостью и горят при контакте с открытым пламенем. Поэтому, для получения силиконовых резин с требуемой огнестойкостью необходимо введение антипиренов не разлагающихся при температурах эксплуатации до 250 °С и вместе с тем проявляющих высокую эффективность при контакте с открытым пламенем.

В резиновой промышленности применяется широкий ассортимент антипиренов, позволяющий получить полимерные композиции с высокой огнестойкостью [5,6]. Однако антипирены проявляющие высокую

эффективность и синергизм в резинах на основе карбоцепных каучуков малоэффективны в резинах на основе силиконовых каучуков[7]. Соответственно исследования по нахождению антипиренов, которые позволили бы получить резины на основе силиконового каучука с повышенной огнестойкостью представляют научный интерес и практическую значимость.

## МЕТОДЫ ИЗГОТОВЛЕНИЯ И ИСПЫТАНИЯ

Резиновая смесь на основе силиконового каучука СКТВ1 изготавливалась на пластикордере «Brabender» при температуре 40-50 °С в течение 10 минут, при скорости вращения роторов 60 об/мин. При приготовлении резиновой смеси первоначально в смесительную камеру загружали силиконовый каучук, далее спустя минуту порционно вводили наполнители в течение 2 минут, затем за минуту до окончания смешения вводили вулканизирующий агент – пероксид дикумила. После окончания смешения смесь выгружалась и вальцевалась на лабораторных вальцах в течение 2-3 минут. После вальцевания смесь отлеживалась 24 часа.

Вулканизацию проводили в гидравлическом прессе с электрическим подогревом плит. Температура вулканизации составляет 160 °С, время 15 минут. Прессующее давление – 100 атм.

Испытание на огнестойкость проводилось путем поджигания образцов на горелке типа «MEGA 1» с пьезоподжигом Kovica KS-1005 Корея. Образцы размерами 2×4 см, толщиной 1 мм подносили к горелке, под углом 90 °С, поджигали по центру, выдерживали в открытом пламени (температура пламени 1200 °С) в течение различного времени 5-60 секунд, после определяли характер воспламенения, время горения после выноса из открытого пламени и способность к самозатуханию.

Термогравиметрический анализ основан на определении температуры изменения массы образца. Термический анализ проведен на кафедре физики ФГБОУ ВО «КНИТУ» на термоанализаторе SDT Q 600, скорость нагрева 10 °С/мин, интервал температуры 22-650 °С, воздушная среда, скорость потока воздуха 100 мл/мин.

## ВЛИЯНИЕ ГИДРОКСИДА АЛЮМИНИЯ НА ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА И ОГНЕСТОЙКОСТЬ СИЛОКСАНОВЫХ РЕЗИН

Гидроксид алюминия занимает первое место среди антипиренов по объему применения (более 40% всего объема антипиренов). Его использование рекомендовано и для получения огнестойких силиконовых резин.

Изучалось влияние содержания гидроксида алюминия на физико-механические и огнестойкие свойства резин на основе силикоанового каучука СКТВ1, рецептура которых представлена в таблице 1. Гидроксид алюминия TREFIL 744-300 VST с модифицированной поверхностью с низким содержанием примесей в виде порошков со средними размерами частиц от 2 до 50 мкм и содержанием Al(OH)<sub>3</sub> не менее 99.5 %. Плотность – 2.4 г/см<sup>3</sup>; pH – 8.0; твердость – 3.0.

Таблица 1

Рецептура резины на основе силикоанового каучука с гидроксидом алюминия

Ингредиенты	Содержание, мас.ч.
Силокоановый каучук (СКТВ-1)	100
Аэросил А-300	30
Антиструктурирующий агент НД-8	6
Al(OH) <sub>3</sub>	0-120
Пероксид дикумила	1,4

Таблица 2

Влияние содержания гидроксида алюминия на прочность и относительное удлинение силикоановых резин

Содержание Al(OH) <sub>3</sub> , мас.ч.	0	50	60	80	100	120
Условная прочность в момент разрыва, МПа	6,2	5,3	4,9	4,5	4,1	4,0
Относительное удлинение, %	490	350	310	280	220	180

Из представленных в таблице 2 данных видно, что с увеличением содержания Al(OH)<sub>3</sub> условная прочность и относительное удлинение при разрыве монотонно уменьшаются, что, возможно, связано с плохой адсорбцией каучука на поверхности частиц Al(OH)<sub>3</sub>.

Таблица 3

Влияние содержания гидроксида алюминия на огнестойкость резин на основе силикоанового каучука

Содержание Al(OH) <sub>3</sub> , мас.ч.	Воздействие открытого пламени в течение, с.			
	5	10	20	30
0	Горит	-	-	-
50	Самозатухает	Горит	-	-
60	Самозатухает	Затух спустя 23 с	Горит	-
80	Самозатухает	Самозатухает	Затух спустя 40 с	Горит
100	Самозатухает	Самозатухает	Затух спустя 35 с	Горит
120	Самозатухает	Самозатухает	Затух спустя 30 с	Горит

Данные таблицы 3 свидетельствуют о существенном повышении огнестойкости силикоановых резин при содержании гидроксида алюминия более 80 мас.ч., однако при этом происходит значительное снижение физико-механических свойств (прочность снижается на 28,2 %, а

относительное удлинение на 42,8 %). Эффективность гидроксида алюминия, в качестве антипирена, прямо пропорциональна его содержанию в составе силикоановых резин (табл. 3).

Таким образом, установлено, что гидроксид алюминия проявляет себя в качестве эффективного антипирена при содержании в составе резин более 40 % (мас), при этом происходит значительное снижение уровня физико-механических свойств силикоановых резин, возникают трудности с переработкой резиновой смеси. Для исключения негативного воздействия высокого содержания Al(OH)<sub>3</sub> и одновременно сохранения/улучшения огнестойкости силикоановых резин, целесообразно использовать комбинацию антипиренов.

### СОЗДАНИЕ НАНОКОМПОЗИТА С ПОВЫШЕННОЙ ОГНЕСТОЙКОСТЬЮ

Ранее проведенными исследованиями была установлена высокая эффективность слоистых силикатов - монтмориллонитов модифицированных четвертичными аммониевыми солями (органобентонитов (ОБ)) в силикоановых резинах в результате произошедшей интеркаляции проявляющаяся в улучшении таких свойств как стойкость к набуханию в растворителях, увеличении модуля при 100% удлинении, твердости, эластичности и термостойкости (термостабилизирующий эффект) [8, 9].

Как известно, кроме улучшения газонепроницаемости и термостойкости, при использовании ОБ появляется возможность повышения огнестойкости полимерных композитов [10,11]. Механизм подавления пламени посредством введения слоистых силикатных нанокompозитов основывается на образовании углистого слоя и его структуре. Углистый слой изолирует базовый полимер от источника тепла и образует, тем самым, барьер, уменьшающий выделение летучих продуктов в процессе горения. Хотя подавление пламени является относительно новой сферой применения нанокompозитов, в качестве наполнителей они весьма важны для создания относительно огнестойких полимеров с улучшенными свойствами. Следует, однако, отметить, что использование только слоистых силикатов в качестве антипирена в полимерных композициях недостаточно и не позволяет достичь нужного антипиренирующего эффекта. Сочетания органоглинозёмов с другими антипиренами-наполнителями, такими, как гидроксид алюминия, демонстрируют многообещающие свойства. Для изучения этих свойств были подготовлены резиновые смеси, содержащие органоментмориллониты Cloisite 15A, Cloisite 30B (модифицированные четвертичными аммониевыми солями) фирмы «Southern Clay Products», а также отечественный органобентонит (КатАБ) Верхненурлатского месторождения, активированный поверхностно-активным веществом катамином АБ (алкилбензилдиметиламмоний хлорид), полученный ФГУП «ЦНИИГеолнеруд» [12]. Одновременно в состав вводился тригидрат алюминия марки TREFIL 744-300 VST в количестве 120 мас.ч на 100 мас.ч. силикоанового каучука СКТВ-1. Из представленных результатов (таблица 4) видно, что введение органобентонита в количестве 5 мас.ч. на 100 мас.ч. каучука существенно не влияет на свойства силикоановых резин.

Таблица 4

Физико-механические показатели силиконовых резин с тригидратом алюминия.

Образец	Прочность при разрыве, МПа	Напряжение при 100% удлинении, МПа	Относительное удлинение, %
Без ОБ	4,0	3,6	180
Cloisite 15A 5 мас.ч.	3,9	3,3	190
Cloisite 30B 5 мас.ч.	3,8	3,0	200
КатАБ 5 мас.ч.	3,9	3,5	190

По результатам термогравиметрического (ТГ-ДТГ) анализа (табл. 5, рис. 1) видно, что полимер, содержащий 50 % (масс.) Al(OH)<sub>3</sub> при 260-350 °С теряет 12 % массы, что связано с дегидратацией гиббсита, который теряет две молекулы кристаллизационной воды и превращается в бемит. В обычных условиях гиббсит – наиболее устойчивая форма гидроксида алюминия содержащая 35 % кристаллизационной воды.



При дальнейшем нагревании (460-580 °С) бемит, переходит в γ-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, который в свою очередь переходит в α-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. По мнению многих исследователей, превращение гиббсита в α-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – более сложный процесс, и происходит он через ряд других промежуточных фаз [13]. Общее массовое содержание кристаллизационной воды в резиновой смеси составляет примерно 18 %, то есть общая потеря массы каучука в интервале 25-600°С составляет 20-22%.

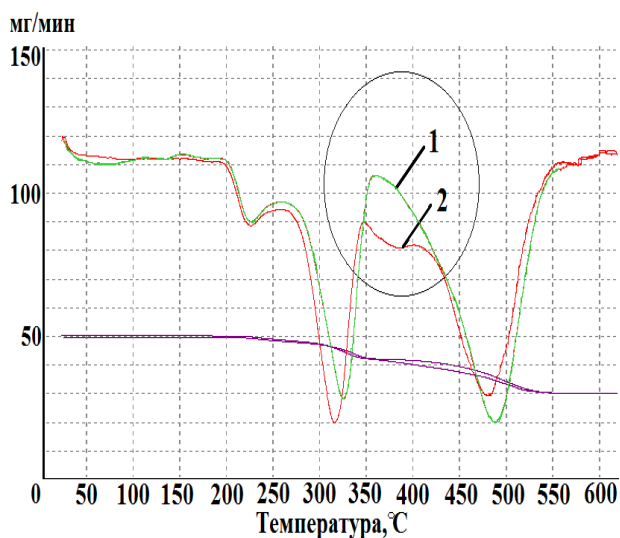


Рис. 1. Кривые ДТ-ТГ анализов силиконовых резин с тригидратом алюминия: 1- без ОБ, 2- с КатАБ

Таблица 5

Результаты исследования термогравиметрическим (ТГ-ДТГ) методом силиконовых резин содержащих Al(OH)<sub>3</sub>-120 мас.ч

Лаб. №	Номер пробы заказчика	Температура начала эффекта				Общая потеря массы в интервале 25-600 °С, % масс.
		203	276	379	-	
1	Контр.	203	276	379	-	38,93
2	Cloisite 15A 5 м.ч.	203	276	358	417	40,35
3	Cloisite 30B 5 м.ч.	197	271	355	405	40,77
4	КатАБ 5 м.ч.	201	274	350	420	40,58

Кроме повышения огнестойкости, возникает вопрос об эксплуатации силиконовых резин после пребывания в открытом пламени, т.е. резины должны иметь определенный уровень остаточной прочности, который позволяет им эксплуатироваться в дальнейшем. В связи с этим проводились исследования по оценке как огнестойкости, так и их прочности после горения (таблица б).

Таблица 6

Свойства силиконовых резин после воздействия открытого пламени

Образец	До испытаний		5 сек		10 сек		15 сек	
	σ МПа	ε %	σ МПа	ε %	σ МПа	ε %	σ МПа	ε %
Без ОБ	4,6	120	4,1	70	1,0	20	-	-
Cloisite 15A 5 мас.ч.	3,5	250	2,5	170	1,0	50	0,4	0
Cloisite 30B 5 мас.ч.	3,8	200	2,6	80	1,0	30	0,5	10
КатАБ 5 мас.ч.	3,9	190	3,8	80	1,9	60	1,5	50

Как следует из таблицы 6, введение ОБ позволяет повысить огнестойкость силиконовых резин и увеличить время их пребывания в контакте с открытым пламенем с сохранением деформационно-прочностных свойств. Эффективность ОБ как антипирирующей добавки зависит от вида поверхностно-активного вещества, применяемого для модификации монтмориллонита. Наибольший эффект наблюдается при использовании алкилбензилдиметиламмоний хлорида – катамина Б.

**ЗАКЛЮЧЕНИЕ**

Проанализировав вышеизложенные результаты, становится вполне очевидным, что гидроксид алюминия проявляет себя в качестве эффективного антипириена при содержании в составе резин более 40 % масс. Введение

органоглины в полимер улучшает термическую стабильность силиконовых резин и их огнестойкость (стойкость к открытому пламени) благодаря термоизолирующему эффекту слоёв глины и барьерному эффекту по отношению к продуктам, выделяющимся во время деструкции.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Андрианов, К. А. Кремнийорганические соединения / К. А. Андрианов. – М.: Гостехиздат, 1955.
2. Бажант, В. Силиконы / В. Бажант, В. Хваловски, И. Ратоуски. – М.: Госхимиздат, 1960. – 710 с.
3. Химия и технология кремнийорганических эластомеров / под ред. В. О. Рейхсфельда. – Л.: «Химия». – 1973. – 176с.
4. Андрианов К. А. / Технология элементоорганических мономеров и полимеров / К. А. Андрианов, Л.М. Хананашвили.- М.:Химия,1973. - 400с.
5. Кодолов В.И. Замедлители горения полимерных материалов / В.И. Кодолов. – М.: Химия. – 1980. – 274 с.
6. Асеева Р.М. Горение полимерных материалов / Р.М. Асеева, Г.Е. Заиков. - М.: Наука. – 1981. - 280с.
7. Наумов И.С. Экспериментальные исследования в области создания кремнийорганических резин с пониженной горючестью / И.С. Наумов [и др.]. - Труды ВИАМ. – 2015. - №10. - с.9
8. Гадельшин Р.Н. Свойства силиконовых резин модифицированных органобентонитами / Р.Н. Гадельшин [и др.] // Каучук и резина. – 2014. – № 5. – С. 34-37.
9. Гадельшин Р.Н. Нанокompозиты на основе силиконовых резин с повышенной огнестойкостью / Р.Н. Гадельшин [и др.]. – VI Всероссийская конференция по наноматериалам с элементами научной школы для молодежи: Сб. материалов. – 2016. – С. 459.
10. Беданов А.Ю. Полимерные нанокompозиты: особенности структуры, получение и свойства / А.Ю. Беданов, А.К. Микитаев, М.А. Микитаев // Наноструктуры в полимерах и полимерные нанокompозиты: Материалы 1-й всероссийской научно-технической конференции (май 2007 г.). – 2007.
11. Тугорский, И.А. Эластомерные нанокompозиты со слоистыми силикатами. Структура слоистых силикатов, строение и получение нанокompозитов [Текст] / И.А. Тугорский, Б.В. Покидько // Каучук и резина. - 2004. - № 5. - С. 23-29.
12. Трофимова Ф.А. Исследование процесса образования органоалюмосиликатных комплексов из низкосортного сырья и возможность применения их в качестве наполнителей в полимерных нанокompозиционных материалах / Ф.А. Трофимова [и др.] // Вестн. Казанского технологич. Университета. – 2009. – № 6. – С. 363-368
13. Kennedy C.C. Thermodynamic analysis of decomposition aluminum hydroxide. - Amer. J. of Science. – 1959. – 257. – P. 2567-2572

## Effect of Organobentonites on the Fire Resistance of Siloxane Rubbers

Gadel'shin R.N., Ponomarev P.V., Vol'fson S.I.

Kazan State Technological University

Kazan, Russia

[gasrail@yandex.ru](mailto:gasrail@yandex.ru)

**Abstract.** Technical progress constantly increases the requirements for products operating under harsh conditions, in order to ensure reliable operation over a wide range of operating temperatures, fire resistance and environmental friendliness. Studies on the finding of flame retardants that would make it possible to obtain rubber based on silicone rubber with increased fire resistance are of scientific interest and practical importance. The influence of aluminum hydroxide on the physicochemical properties and fire resistance of siloxane rubbers was studied. It has been established that aluminum hydroxide manifests itself as an effective flame retardant with a content of more than 40% in the composition of rubbers, with a significant decrease in the

level of physical and mechanical properties of siloxane rubbers, and there are difficulties in processing the rubber compound. It is shown that the additional administration of organobentonites (5 parts by weight) makes it possible to increase the fire resistance of such rubbers. Montmorillonites modified with alkylbenzyltrimethylammonium chloride have the highest efficiency.

**Keywords:** silicone rubber, organobentonite, aluminum hydroxide, heat resistance, fire resistance.



# Влияние величины межэлектродного промежутка электронной пушки на проникающую способность электронного пучка при реализации аддитивных процессов

Грибков М.С., Портнов М.А., Кожеченко А.С.

ФГБОУ ВО «Национальный исследовательский университет «МЭИ»  
Москва, Российская Федерация  
[ask280989@yandex.ru](mailto:ask280989@yandex.ru)

**Аннотация.** Обоснована актуальность экспериментального исследования процессов формирования мощных электронных пучков в технологических электронных пушках. Описана конструкция технологической электронной пушки типа ЭЛА и показана возможность регулирования межэлектродного промежутка для изменения характеристик формируемого пучка. Проведены серии экспериментов по проплавлению пластин из стали 30 и сплава ВТ6ч, в ходе которых варьировалось межэлектродное расстояние. Проведен анализ полученных макрошлифов областей проплавления и сделаны выводы о влиянии величины межэлектродного промежутка на форму и поперечные размеры областей проплавления.

**Ключевые слова:** электронно-лучевые технологии, аддитивные процессы, электронно-лучевая сварка, электронная пушка, область проплавления, технологии конструкционных материалов.

## ВВЕДЕНИЕ

Известно, что основные проблемы, возникающие при проектировании технологических электронных пушек, применяемых для реализации аддитивных процессов [1], связаны с высокой сложностью решения задач моделирования мощных электронных пучков [2,3]. В таких пушках пучки формируются в условиях действия объемного заряда, с повышением температуры катода увеличивается разброс по начальным энергиям электронов. В процессе наплавки или сварки в области генерации пучка присутствуют газы и пары металлов, которые ионизируются и также оказывают влияние на траектории электронов в прикатодной области [4].

Приведенные факторы не позволяют использовать положения параксиальной электронной оптики при расчете электронных пушек, так как траектории частиц могут значительно удаляться от оптической оси, а положения главных фокусов для элементарных «лучей», составляющих пучок, перестают совпадать [5,6]. В результате электроны пересекают оптическую ось на различном удалении от катода, и даже если кроссовер пучка располагается вблизи пространства дрейфа, где траектории остаются практически прямыми, он становится «размытым».

На сегодняшний день актуальной является задача получения области проплавления с заданной геометрической формой и размерами. Геометрические параметры литой зоны являются очень важными для наплавки изделий из

титановых сплавов, алюминиевых сплавов, жаропрочных сплавов и сталей [7].

Существующие сегодня численные методы моделирования электронных пучков не позволяют с достаточной степенью эффективности решать задачи проектирования пушек. Во-первых, это связано с тем, что ни один из существующих сегодня программных пакетов не позволяет одновременно учесть все приведенные выше факторы, влияющие на формирование пучков. И во-вторых, результат моделирования в таких пакетах может разительно отличаться при, казалось бы, незначительном изменении условий задачи – небольшом изменении шага сетки или числа итераций, выборе пользователем одной из множества приближенных моделей электронной эмиссии, т.е. параметров, относящихся скорее к технике вычислений, нежели к физической постановке проблемы.

Отсюда можно сделать очевидный вывод о том, что существующие численные модели нуждаются в верификации применительно к каждому рассматриваемому классу электронных приборов. На этапе верификации можно не только уточнить модель, но и выбрать ряд оптимальных решений, которые позволят в дальнейшем существенно упростить процесс проектирования. Верификацию предлагается проводить путем анализа формы каналов проплавления, получаемых при проведении экспериментов на электронно-лучевой установке.

## ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКИ

Сварочная электронная пушка представляет собой высоковольтный электровакуумный прибор, формирующий мощный аксиально-симметричный электронный пучок. Пушки типа ЭЛА-40И, формирующие пучки с энергией электронов 60 кЭв мощностью до 40 кВт, могут применяться для процессов наплавки с использованием как проволочных, так и порошковых присадочных материалов. Основными элементами пушки являются: катод 1, анод 2 и прикатодный электрод 3 (рис. 1). Электронная пушка является высокоточным узлом и требует точного изготовления и тщательной сборки и эксплуатации [8,9]. В данной работе предлагается методика определения оптимального расстояния между катодом и анодом, позволяющего получить требуемую геометрию области проплавления, что позволит повысить эффективность реализации технологических процессов наплавки и сварки.

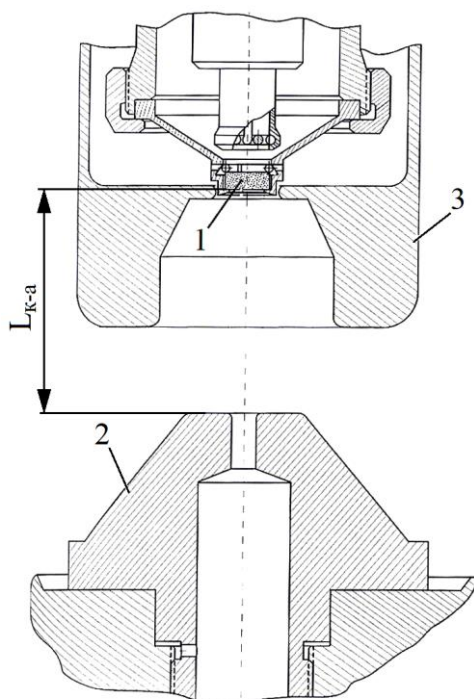


Рис. 1. Конструкция электронной пушки ЭЛА-40И:  
1 – катод; 2 – анод; 3 – прикатодный электрод;  
 $L_{k-a}$  – варьируемое расстояние «катод – анод»

При решении оптимизационной задачи необходимо свести к минимуму число оптимизируемых параметров. Основным параметром, характеризующим электронный пучок как источник нагрева, является плотность теплового потока  $q_2$  [Вт/см<sup>2</sup>], возникающего в изделии при торможении электронов. Очевидно, что плотность потока непосредственно связана с диаметром луча. Непосредственное измерение плотности тока пучка в плоскости наилучшей фокусировки возможно только в ограниченном диапазоне мощностей (до 1–2 кВт) с применением быстро перемещающихся тугоплавких водоохлаждаемых зондов [10,11]. Рассматриваемый прототип пушки рассчитан на большую мощность (до 40 кВт), поэтому предлагается проводить измерения диаметра луча косвенно, по ширине каналов проплавления в стальных пластинах большой толщины. Это, безусловно, не позволит точно измерять диаметр луча, но позволит установить экстремальное значение, соответствующее минимальной ширине канала при положении плоскости наилучшей фокусировки на поверхности изделия.

Расстояние «катод – анод» менялось путем установки под анод колец фиксированной толщины. Фокусировка луча на поверхности изделия выполнялась визуально по яркости свечения плазмы парогазового канала.

В качестве модельного материала была выбрана сталь 30 в связи с тем, что при электронно-лучевой обработке сталей или жаропрочных сплавов наблюдается характерная грибообразность формы канала проплавления с резкими перепадами литой зоны. В свою очередь, неравномерность геометрической формы повышает склонность к появлению дефектов. Уменьшение грибообразности за счет повышения скорости перемещения луча ведет к уве-

личению термических напряжений, особенно это опасно при сварке и наплавке по замкнутым траекториям, в которых на высоких скоростях могут возникать срединные трещины на участке перекрытия (замыкания слоя).

В результате проплавления двух пластин с различными расстояниями «катод – анод», с шагом проставочных колец 0,5 мм был определен оптимальный диапазон расстояний «катод – анод». Этот диапазон составил значения от 14,2 до 13,5 мм. Критерием отбора являлась минимальная ширина шва на поверхности при максимальной глубине, обеспечивающей сквозное проплавление пластины толщиной 30 мм. Далее в данном диапазоне межэлектродных расстояний были проведены проплавления пластины (рис. 2) с шагом проставочных колец, равным 0,1 мм, для более точного выбора оптимального расстояния. Поперечные макрошлифы областей проплавления приведены на рисунке 3. Режимы проплавления показаны в таблице 1, где использованы следующие обозначения:  $I_\phi$  – ток фокусировки магнитной линзы, мА;  $U_3$  – запирающее напряжение электронной пушки (напряжение между катодом и прикатодным электродом), кВ;  $B$  – ширина шва на поверхности, мм.

Скорость перемещения луча для всех режимов составляла 15 м/ч, ток электронного пучка – 120 мА, ток фокусировки магнитной линзы подбирался экспериментально для достижения максимальной яркости свечения парогазового факела на поверхности пластины в начальный момент времени.

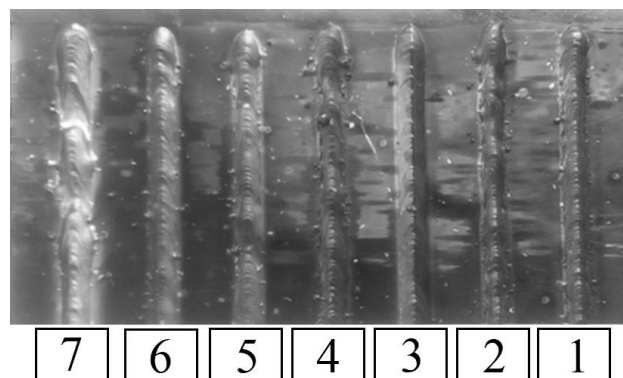


Рис. 2. Внешний вид (вид сверху) областей проплавления модельной пластины из стали 30 толщиной 30 мм, полученных на режимах 1–7

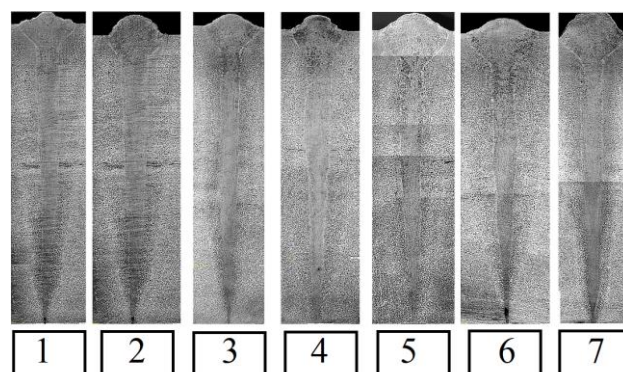


Рис. 3. Поперечные макрошлифы областей проплавления, полученные на режимах 1–7

В результате проведенных экспериментов удалось получить удовлетворительную форму канала проплавления (небольшая ширина на поверхности и максимальная глубина проплавления). Так, наиболее благоприятная форма области проплавления при сварке отмечается на режимах № 2 и № 4; в этих режимах швы имеют максимальную глубину проплавления, параллельные стенки, а также небольшую ширину на поверхности. Для осуществления процессов наплавки материала, подаваемого в виде порошка, также целесообразно выбирать режимы с минимальными углами наклона стенок канала в поперечном сечении. При осуществлении процессов наплавки проволоки, как правило, наиболее предпочтительны более «мягкие» режимы или применение технологических разверток. Для всех указанных случаев информация о формах и размерах канала проплавления имеет принципиально важное значение.

Таблица 1  
Режимы проплавления пластины толщиной 30 мм из стали  
30 при  $L_{к-а} = 14,1 \dots 13,5$  мм

№ режима	$L_{к-а}$ , мм	$I_{ф}$ , мА	$U_{с}$ , кВ	$B$ , мм
1	14,1	753	1,09	5,5
2	14	751	1,14	4,5
3	13,9	757	1,13	6,5
4	13,8	769	1,19	4,5
5	13,7	752	1,13	6
6	13,6	752	1,3	6
7	13,5	752	1,37	6,5

Аналогичные исследования проводились при использовании в качестве мишени для электронного пучка пластин из титанового сплава ВТ6ч. Примеры полученных поперечных макрошлифов приведены на рисунке 4, а зависимость глубины проплавления и ширины шва от расстояния катод – анод для указанного сплава – на рисунке 5.

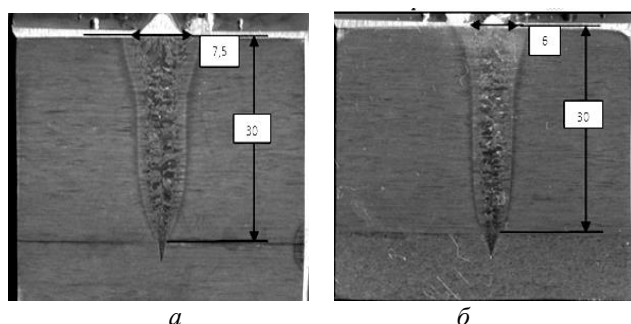


Рис. 4. Макроструктура областей проплавления, полученных в пластине из титанового сплава ВТ6ч:  
 $a - L_{к-а} = 12,8$  мм;  $b - L_{к-а} = 13,8$  мм

Приведенные на рисунке 4 зависимости показывают, что существуют экстремумы функций  $H = f(L_{к-а})$  и  $B = f(L_{к-а})$  при одном и том же значении межэлектродного расстояния. Это подтверждает возможность реализации оптимизационного подхода не только при выборе межэлектродного расстояния, но и при решении задач

проектирования электронно-оптических систем для технологических электронных пушек, а также при определении режимов их работы.

С помощью регулировки расстояния  $L_{к-а}$  возможно добиться уменьшения грибовидной формы канала проплавления с резкими перепадами сечения литой зоны для титановых сплавов, сталей и жаропрочных сплавов на никелевой основе, например ЭП 718, в нижнем диапазоне скоростей, традиционно применяемом в сварочных технологиях.

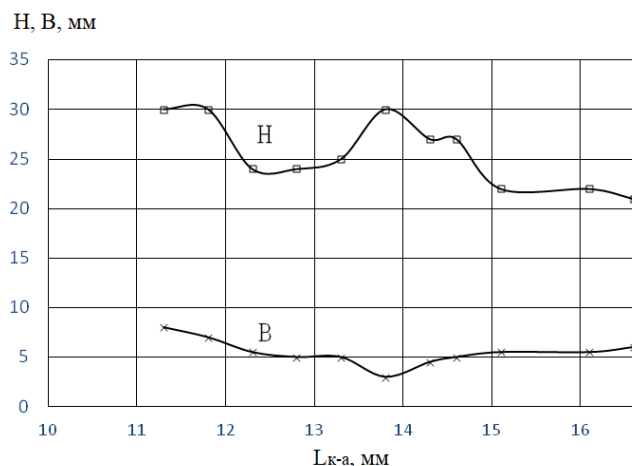


Рис. 5. Зависимость глубины проплавления и ширины шва на поверхности от межэлектродного расстояния  $L_{к-а}$

## ВЫВОДЫ

1. Показана эффективность применения экспериментального метода для определения плотности теплового потока (создаваемого электронным пучком в материале) по косвенным параметрам (таким как глубина, ширина и количественные характеристики формы канала проплавления, играющие крайне важную роль при проектировании технологических процессов наплавки и сварки).

2. Экспериментально обоснована возможность решения оптимизационной задачи выбора межэлектродного расстояния технологической электронной пушки, где в качестве критерия оптимизации может быть использована ширина или глубина канала проплавления.

3. Установлено, что регулировка межэлектродного расстояния влияет на форму канала проплавления при незначительном изменении его глубины, что позволяет добиваться уменьшения так называемой грибовидности формы в верхней части канала, которая в большинстве случаев является нежелательной.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Зленко М.А. Аддитивные технологии в машиностроении / М.А. Зленко, М.В. Нагайцев, В.М. Довбыш // Пособие для инженеров. – М.: ГИЦ РФ ФГУП «НАМИ», 2015. – 220 с.
2. Jansky P. Numerical simulations of the thermionic electron gun for electron-beam welding and micromachining / P. Jansky, J. Zlamal, B. Lencova, M. Zobac, I. Vlcek, T. Radlicka // Vacuum. – V. 84, is. 2. – 18 September 2009. P. 357–362.
3. Shcherbakov A.V. Parametric analysis in the design of technological electron beam guns / A.V. Shcherbakov, M.V.

Ivashchenko, A.S. Kozhechenko, M.S. Gribkov // Russian electrical engineering, - 2016. – vol. 87, is. 1. – P. 41–45.

4. Щербаков А.В. Ионизация газов в сварочных электронных пушках / А.В. Щербаков [и др.] // Сварочное производство. – 2017. – № 11. – С. 24–30.

5. Балашов В.Н. Моделирование сварочных электронных пушек: учебное пособие / В.Н. Балашов, В.К. Драгунов, А.Л. Гончаров, Е.В. Терентьев. – М.: Вече, 2016. – 128 с.

6. Щербаков А.В. Оборудование электронно-лучевых комплексов для производства продукции современной энергетики: учебное пособие / А.В. Щербаков, В.В. Новокрещенов, Р.В. Родякина, В.Н. Ластовирия. – М.: Вече, 2016. – 208 с.

7. Гибсон Я. Технологии аддитивного производства. Трехмерная печать, быстрое прототипирование и прямое цифровое производство / Гибсон Я., Розен Д., Стакер Б. – М.: Техносфера, 2016. – 656 с.

8. Инженерно-техническое описание и инструкция по эксплуатации сварочных электронных пушек (УЛ-119, ЭЛА-15, ЭЛА-30, ЭЛА-60/60, ЭЛА-60Б) / А.А. Кайдалов, Е.И. Истомина. – Киев: Ин-т электросварки им. Е.О. Патона, 2003. – 153 с.

9. Электронно-лучевая сварка и смежные технологии / Кайдалов А.А. - 2-е изд., перераб. и доп. – Киев: Экотехнология, 2004. – 259 с.

10. Смалюк В.В. Диагностика пучков заряженных частиц в ускорителях / Под ред. чл.-корр. РАН Н.С. Диканского. – Новосибирск: Параллель, 2009. – 294 с.

11. Shcherbakov A.V., Rodyakina R.V., Kozhechenko A.S., Gaponova D.A., Goncharov A.L., Dragunov V.K. An experimental study of current-density distributions of a technological electron beam // Technical Physics Letters. November 2017. Volume 43. Issue 11. P. 958–960.

# Influence of Electrode Gap's Value in Electron Gun on the Penetrating Ability of Electron Beam During the Implementation of Additive Processes

Gribkov M.S., Portnov M.A., Kozhechenko A.S.

National Research University "MPEI"

Moscow, Russia

[ask280989@yandex.ru](mailto:ask280989@yandex.ru)

**Abstract.** The urgency of experimental study of the formation of powerful electron beams in technological electron guns is substantiated. The design of a technological electron gun of ELA type is described and the possibility of adjusting the electrode gap for changing characteristics of the beam being formed is shown. A series of experiments on the melting of plates (of steel 30 and titanium alloy VT6Ch (Fe up to 0,4%; C up to 0,1%; Si up to 0,07%; V = 3,5–4,5%; N up to 0,05%; Ti = 87,62–90,63%; Al = 5,5–6,75%; O = 0,07–0,2%; H < 0,01%; other elements up to 0,3%) were carried out, during which electrode gap was varied.

Analysis of obtained macro-sections of melting regions is made and conclusions about the effect of magnitude of electrode gap on the shape and transverse dimensions of melting regions are drawn.

**Keywords:** electron-beam technologies, additive processes, electron beam welding, electron gun, penetration area, technology of structural materials.

# Влияние технологических параметров на структуру и свойства выращиваемых изделий из сплава ВТ6

Скляр М.О., Туричин Г.А.

Санкт-Петербургский Государственный Морской Технический Университет, Санкт-Петербург, Россия  
[skmar.spb@gmail.com](mailto:skmar.spb@gmail.com)

Климова-Корсмик О.Г., Шальнова С.А.

Санкт-Петербургский Политехнический Университет им. Петра Великого  
[o.klimova@ltc.ru](mailto:o.klimova@ltc.ru)

**Аннотация.** Технология прямого лазерного выращивания (ПЛВ) является наиболее перспективной для использования в различных отраслях промышленности. Одной из наиболее интересных отраслей для использования этой технологии является авиационная промышленность. Благодаря своим уникальным свойствам титановые сплавы широко используются в авиационной промышленности для компонентов газотурбинных двигателей. В данной работе рассматривается влияние параметров процесса ПЛВ на формирование дефектов и механические свойства.

**Ключевые слова:** аддитивные технологии, прямое лазерное выращивание, титановые сплавы, ВТ6.

## ВВЕДЕНИЕ

Титановые сплавы в промышленности широко используются для деталей и конструкций авиационной отрасли. Они сочетают в себе высокую удельную прочность, высокую коррозионную стойкость и трещиностойкость. Благодаря своим свойствам титановые сплавы применяются для изготовления изделий и узлов газотурбинных двигателей. Несмотря на все их преимущества, их применение ограничено специфическими теплофизическими и

готовления крупногабаритных изделий на данный момент является технология прямого лазерного выращивания (ПЛВ). Метод ПЛВ относится к аддитивным технологиям (АТ), которые основаны на принципе послойного получения изделий по заданной 3D модели. Особенностью метода ПЛВ является способ подачи материала в зону обработки. Материал в виде порошка подается напрямую в зону воздействия лазерного луча, при этом порошок плавится, образуется ванна расплава, после кристаллизации формируется валик определенной толщины. Инструмент поднимается на высоту меньшую, либо равную высоте валика и процесс многократно повторяется. Использование метода ПЛВ вместо традиционных технологий литья и механической обработки позволяет получать изделия с геометрией любой сложности при этом снижается количество отходов, а также затраты на последующую механическую обработку.

На данный момент проводятся исследования и разработки, направленные на подбор режимов и отработку технологии для изготовления крупногабаритных изделий с толщиной стенки более 4 мм. В настоящей работе рассмотрено влияние основных параметров, определяющих производительность процесса (скорость, мощность), на качество изделий из титановых сплавов.

## МЕТОДИКА И ОБОРУДОВАНИЕ

Исследуемые образцы изготовлены на лабораторном стенде прямого лазерного выращивания, разработанном в институте лазерных и сварочных технологий (ИЛИСТ). В лабораторный стенд входит: 5 кВт волоконный лазер (производство IPG), лазерная сварочная головка, порошковый питатель, чиллер, герметичная камера, в качестве манипулятора использован 5-ти координатный робот (рис.1а) [6]. Выбранная стратегия послойного заполнения представлена на рис. 1б. Значение мощности варьировалось в интервале [1200-2000] Вт, значение скорости 20-50 мм/с. Диаметр пятна 2,5-3,6, шаг слоя (смещение по z) 0,8 мм, смещение по x в пределах 1,4-2,5 мм.

В качестве исходного материала использован титановый порошок марки ВТ6 фракцией 45-90 мкм. Основные легирующие элементы Al до 6% и V до 4%. Процесс проводился в герметичной камере с защитой в среде аргона, содержание кислорода 2000ppm.

Для детального исследования расположения дефектов в структуре, полученные образцы разрезаны в поперечном сечении, после пробоподготовки для выявления микроструктуры образцы протравлены в реактиве: 93 мл H<sub>2</sub>O+

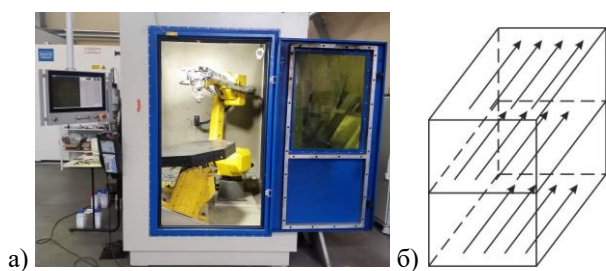


Рис. 1. а) лабораторный стенд прямого лазерного выращивания б) стратегия заполнения слоя

механическими свойствами. Из-за низкой теплопроводности и высокой прочности механическая обработка таких сплавов является сложным процессом, требующим высоких затрат. Кроме того, титановые сплавы склонны к активному взаимодействию с газами окружающей среды при температурах выше 600°С, а также к росту зерна (при длительных циклах нагрева и остывания). Все перечисленные факторы снижают экономическую эффективность традиционных методов производства изделий из титановых сплавов, поэтому необходимо внедрение новых высокоэффективных процессов получения изделий.

Одной из наиболее перспективных технологий для из-

Работа выполнена при поддержке Правительства Российской Федерации (Минобрнауки России) в рамках реализации комплексного проекта. Договор № 03.G25.31.0240 от 28.04.2017

2мл HF+5мл HNO<sub>3</sub>. Исследования структуры проводились с использованием оптического микроскопа ЛОМО с видеокамерой МС3.

Механические испытания проводились на универсальной машине Zwick/Roell Z250 Allround.

#### РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЯ

Основные параметры, определяющие производительность процесса ПЛВ: скорость перемещения рабочего инструмента, мощность, диаметр пятна, скорость подачи порошка, высота слоя, ширина валика, смещение инструмента по оси x. В процессе ПЛВ формируются дефекты – несплавления. При выращивании стенок толщиной более 4 мм их формирование происходит в том случае, когда энергии недостаточно для формирования ванны расплава шириной, обеспечивающей необходимое проплавление и сплавления между соседними слоями.

В ходе исследования установлено, что оптимальное смещение инструмента по оси x, при которых размеры дефектов в виде несплавлений минимальны 2,0 мм. При этом ширина одного валика увеличивается, благодаря чему для достижения заданной толщины изделия количе-

ство слоёв уменьшается.

Для подбора режима без дефектов варьировались параметры скорости и мощности. Влияние мощности на размер и наличие дефектов при фиксированных других параметрах представлено на рис. 2.

Из рисунка видно, что с уменьшением мощности происходит увеличение размеров и количества дефектов в структуре титановых образцов. В образце, полученном на режиме с мощностью P=2000Вт (рис.2в) указанные дефекты отсутствуют. Кроме того, с увеличением мощности происходит незначительный рост зерен и увеличение содержания β-фазы. Морфология и ориентация α-пластин не изменяется. Подобная зависимость наблюдается для всех режимов при фиксировании скорости. При достижении скорости 50мм/с несплавления наблюдаются во всём интервале выбранных мощностей. Необходимо также отметить, что максимальная мощность ограничена появлением факела, что негативно сказывается на формировании изделия, а также на состоянии рабочего инструмента.

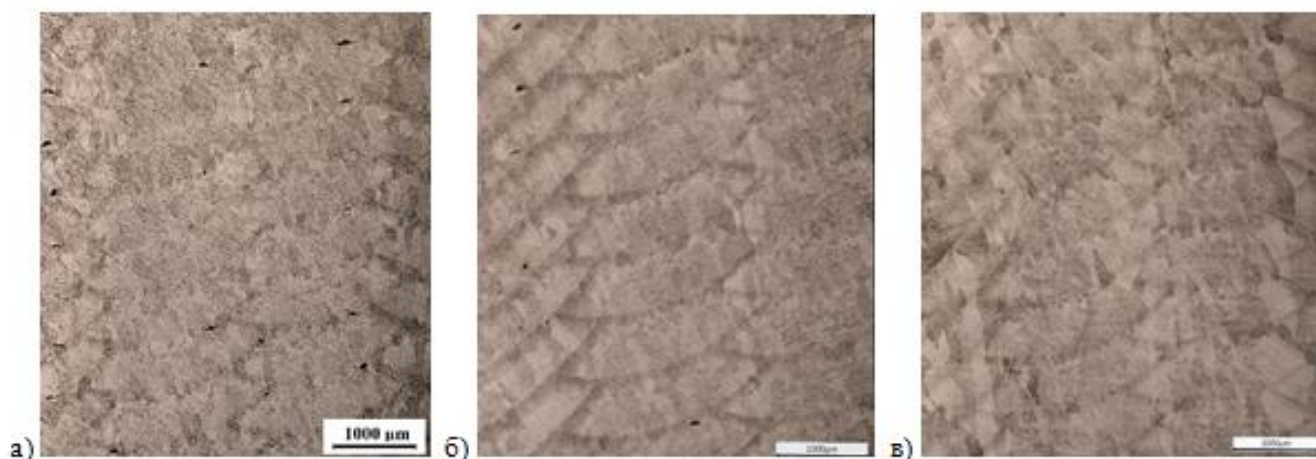


Рис. 2. Влияние мощности на образование дефектов при V=30мм/с, Δx=2,0мм а) P=1600Вт б) P=1800Вт в) P=2000Вт

На рисунке 3 показано влияние изменения скорости на количество и размер дефектов.

Из рисунка 3 видно, что увеличение скорости приводит к увеличению количества и размера дефектов. Зерна вытягиваются в направлении роста изделия. Подобная закономерности наблюдается при фиксировании значения мощности во всём выбранном интервале. Максимально допустимая мощность P=2500 Вт, при которой ещё не происходит возникновения факела, при скорости 50мм/с не обеспечивает формирования качественного изделия, соответственно параметр скорости при прочих выбранных параметрах, рассмотренных в данной работе ограничен скоростью V=40 мм/с.

Установлено, что более длительные интервалы времени между слоями уменьшают глубину проплавления и размер зоны термического влияния, так как предыдущий слой успевает остыть до комнатной температуры, таким образом температура предыдущего слоя, влияет на глубину проплавления от последующего слоя. Если глубина проплавления недостаточна это может привести к формированию дефектов в виде несплавлений (также, как и при

слишком большой величине смещения), кроме того между предыдущим и последующим слоем может наблюдаться отсутствие сплавления, поскольку вклад энергии был недостаточен для достижения эффективного сцепления.

Для оценки влияния параметров процесса на механические свойства, получаемых изделий, были выбраны два режима, различающихся погонной энергией. При этом производительность второго режима превышает производительность первого за счет увеличения скорости и шага смещения по оси x.

Параметры выбранных режимов представлены в таблице 1. Результаты механических испытаний представлены в таблице 2.

Таблица 1

Параметры режимов ПЛВ для получения образцов на механические испытания

Номер режима	Мощность, Вт	Скорость, мм/сек	Скорость подачи газа, л/мин	Δx, мм	Епог, Дж/мм <sup>3</sup>
1	1500	30	28	1,4	14,65
2	2200	40	23	2,0	21,48

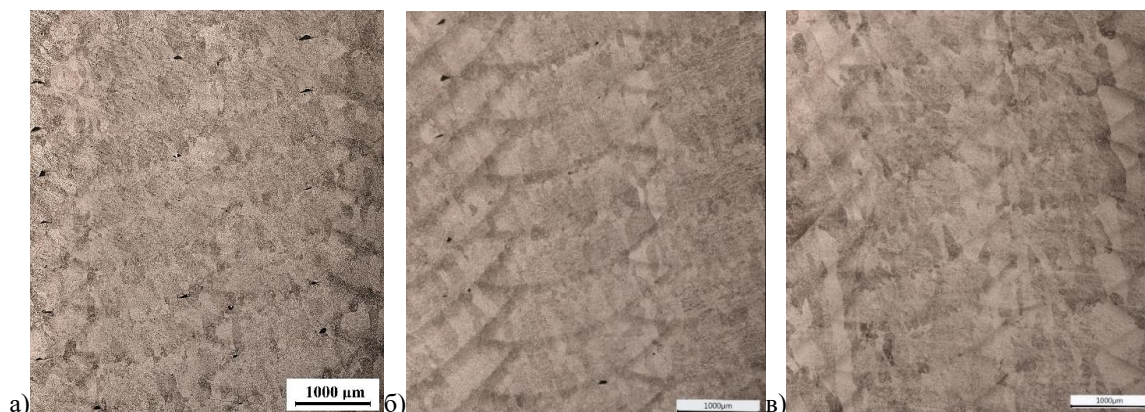


Рис. 3. Влияние скорости на образование дефектов при P=2000 Вт, Δx=2,0 мм а) V=30 мм/с б) V=40 мм/с в) V=50 мм/с

Таблица 2

Результаты испытаний на механическое растяжение образцов

Номер режима	σт, МПа	σв, МПа	δ, %
1	1089,5	1146,6	10,2
2	1225,6	1277	4,5

Результаты механических испытаний растяжение показали, что при увеличении скорости и мощности процесса происходит значительное уменьшение пластических характеристик материала. Уменьшение пластичности и повышение прочности в титановых сплавах может происходить в нескольких случаях: при взаимодействии титана с газами окружающей среды, либо из-за фиксирования в структуре метастабильных фаз, таких как α', α'', ω. Учитывая то, что процесс проводится в герметичной камере, заполненной инертным газом, то вероятнее всего охрупчивание металла происходит из-за повышения скорости процесса, которое приводит к увеличению скорости кристаллизации. Увеличение скорости нагрева и охлаждения приводит к формированию метастабильных фаз.

На рисунке 4 представлено сравнение механических характеристик исследуемых режимов.

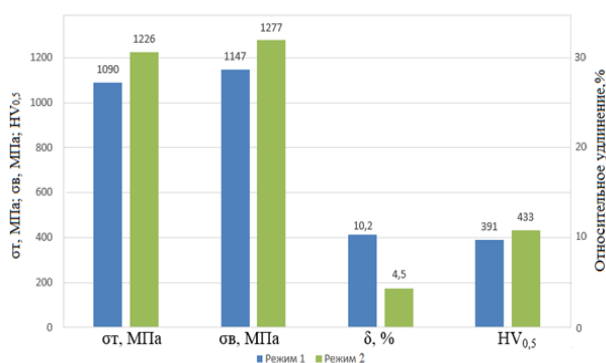


Рис. 4. Механические свойства изделий, выращенных при режимах 1 и 2

Для получения изделий из титановых сплавов методом ПЛВ наиболее благоприятны режимы со скоростью, не превышающей 30 мм/с. В случае, если необходимо под-

нять производительность существует несколько решений:

1) Использование двухступенчатой термообработки для получения равномерной структуры, состоящей из (α+β) фаз.

2) Использование сканатора для подогрева и поддержания температуры, которое должно привести к снижению скорости охлаждения.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ (ВЫВОДЫ)

В результате проведенной работы установлены оптимальные режимы для прямого лазерного выращивания крупногабаритных толстостенных изделий из титанового сплава ВТ6. Определена зависимость количества и размеров дефектов в виде несплавлений от основных параметров, определяющих производительность процесса.

Механические испытания показали, что повышение скорости процесса приводит к охрупчиванию материала, предположительно из-за влияния метастабильных фаз, образующихся в результате быстрого и охлаждения.

#### ЛИТЕРАТУРА

- Eckart Uhlmann Additive manufacturing of titanium alloy for aircraft components / Eckart Uhlmann, Robert Kersting, Tiago Borsoi Klein, Marcio Fernando Cruz, Anderson Vicente Borille // Procedia CIRP – 2015 – vol. 35. – P. 55-60.
- Paramjit Singha On the characteristics of titanium alloys for the aircraft applications / Materials Today: Proceedings – 2017 – vol.4. – P. 8975-8982.
- Kianiana B. Additive Manufacturing Technology in Job Creation: An Exploratory Case Study of Suppliers of Additive Manufacturing in Sweden / Kianiana B., Tavassoli S., Larsson T. C. // Procedia CIRP – 2015 – vol. 26 – P.93-98.
- G.A. Ravi Fabrication of large Ti-6Al-4V structures by direct laser deposition / G.A. Ravi, Chri Dance, Steve Dilworth, M. Attallah Moataz // Journal of Alloys and Compounds – 2015 – vol. 629 – P.351-361.
- Erwin Rauch Industry sector analysis for the application of additive manufacturing in smart and distributed manufacturing systems / Erwin Rauch, Marco Unterhofer, Patrick Dallasega // Manufacturing Letters – 2017 - vol.56 – P.43-48
- Heidi Piili Cost Estimation of Laser Additive Manufacturing of Stainless Steel / Physics Procedia – 2015 – vol. 78 – P.388-396.

7. Gu D., New metallic materials development by laser additive manufacturing // Laser Surface Engineering, 2015. – P. 163-180.
8. Dutta B. Additive manufacturing by direct metal deposition / Dutta B., Palaniswamy S., Choi J., Song L.J., Mazumder J. // Advanced Materials & Processing – 2011 – vol.169 – P.33-36.
9. Thompson S. M. An overview of Direct Laser Deposition for additive manufacturing / Thompson S. M., Bianc L., Shamsaia N., Yadollahi A. // Additive Manufacturing – 2015 – vol.8 – P.36-42.
10. Hussam El Cheikh Direct Laser Fabrication process with coaxial powder projection of 316L steel. Geometrical characteristics and microstructure characterization of wall structures / Hussam El Cheikh, Bruno Courant, Samuel Branchu, Xiaowei Huang, Jean-Yves Hascoet, Ronald Guille'n // Optics and Lasers in Engineering – 2012 – vol.50 – P.1779-1784.
11. Mohsen Attaran The rise of 3-D printing: The advantages of additive manufacturing over traditional manufacturing // Business Horizons – 2017 – vol.45 – P. 38-45.
12. T.DebRoy Additive manufacturing of metallic components – Process, structure and properties./ T.DebRoy, H.L.Wei, J.S.Zuback, T.Mukherjee, J.W.Elmer, J.O.Milewski, A.M.Beese, A.Wilson-Heid, A.De, W.Zhang // Progress in Materials Science – 2018 – vol.92 – P.112-124.
13. Turichin G.A. Prediction of solidification behaviour and microstructure of Ni based alloys obtained by casting and direct additive laser growth / Turichin G.A., Travyanov A.Y., Petrovskiy P.V., Zemlyakov E.V., Kovac M., Vondracek S., Kondratiev A., Khvan A.V., Cheverikin V.V., Ivanov D.O., Bazhenova I.A., Dinsdale A.T. // Materials Science and Technology – 2016 – vol.32., is.8 – P.746-751.
14. Jayme S Keist Role of geometry on properties of additively manufactured Ti-6Al-4V structures fabricated using laser based directed energy deposition / Jayme S Keist, Todd A Palmer // Materials and Design – 2016 – vol.106 – P.482-494.
15. X.G. Fan Dependence of microstructure morphology on processing in subtransus isothermal local loading forming of TA15 titanium alloy / X.G. Fan, H. Yang, P.F. Gao, S.L. Yan // Materials Science and Engineering A – 2012 – vol. 546 – P. 46-52.
16. Y.M. Ren Microstructure and deformation behavior of Ti-6Al-4V alloy by high-power laser solid forming / Y.M. Ren, X. Lin, X. Fu, H. Tan, J. Chen, W.D. Huang // Acta Material – 2017 – vol.132 – P. 82-95.
17. Amanda J. Sterling Fatigue Behavior and Failure Mechanisms of Direct Laser Deposited Ti-6Al-4V / Amanda J. Sterling, Brian Torries, Nima Shamsaei, Scott M. Thompson, Denver W. Seely // Materials Science and Engineering: A – 2016 – vol. 655 – P. 100-112.
18. Turichin G.A. High-speed direct laser deposition: technology, equipment and materials / Turichin G.A., Somonov V.V., Babkin K.D., Zemlyakov E.V., Klimova O.G. // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering Current Problems and Solutions – 2016 - vol. 125 № 012009.
19. Sklyar M.O. Formation Structure and Properties of Parts from Titanium Alloys Produced by Direct Laser Deposition / Sklyar M. O., Klimova-Korsmik O. G., Cheverikin V. V. // Solid State Phenomena – 2017 - vol. 265 – P. 535-541.
20. Ville Matilainen Characterization of Process Efficiency Improvement in Laser Additive Manufacturing / Ville Matilainen, Heidi Piili, Antti Salminen, Tatu Syvänen, Olli Nyrhilä // Physics Procedia – 2014 – vol. 56 – P. 317 – 326.

# Influence of Technological Parameters of Direct Laser Deposition Process on the Structure and Properties of Deposited Products From Alloy Ti-6Al-4V

Sklyar M.O., Turichin G.A.

St. Petersburg State Marine Technical University  
SPbGMTU

St. Petersburg, Russia  
[skmar.spb@gmail.com](mailto:skmar.spb@gmail.com)

Klimova-Korsmik O.G., Shalnova S.A.

St. Petersburg Polytechnic University  
SPbPU

St. Petersburg, Russia  
[o.klimova@lrc.ru](mailto:o.klimova@lrc.ru)

**Abstract.** The technology of direct laser deposition is the most promising for use in various industries. One of the most interesting for using of this technology is aviation industries. Due to their unique properties, titanium alloys are widely used in the aircraft industry for gas turbine engine components. In this paper, the effect of DLD process parameters on defect formation and struc-

ture is considered. The influence of energy density on the mechanical properties of parts is determined.

**Keywords:** titanium alloys, direct laser deposition, additive manufacturing, mechanical properties.



# Асфальтены как нано объекты управляющие макроструктурой твердых высокоуглеродистых веществ

Кузеев И.Р.

Уфимский государственный нефтяной технический университет  
Уфа, Российская Федерация  
[kuzeev2002@mail.ru](mailto:kuzeev2002@mail.ru)

**Аннотация.** Высокоуглеродистые вещества и сам углерод являются важными структурообразующими элементами. Особый интерес представляют вещества, получаемые из нефтяного сырья путем высокотемпературной обработки. К таким веществам можно отнести битумы, пеки, коксы, фуллерены, углеродные нанотрубки и некоторые композиционные материалы. В настоящей работе проведен обзор литературы, посвященный структурированию в сложных многокомпонентных системах, который продемонстрировал возможность в макромасштабе получать квазикристаллические вещества. В нефтяных дисперсных системах управляющим фактором, приводящим к образованию иерархических структур, является наличие в среде асфальтенов проявляющих парамагнитные свойства. Экспериментально показано, что изменение соотношения таких компонентов как ядро, сольватная оболочка, дисперсионная среда, целенаправленно получать различные конфигурации квазикристаллических систем. Понимание механизмов образования макроструктур при изменении свойств среды на наноуровне, позволяет конструировать новые конструкционные материалы на основе углерода.

**Ключевые слова:** асфальтены, парамагнитные центры, пеки, кристаллиты, спиралевидные структуры.

## АНАЛИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР

В недавно опубликованном обзоре [1] проанализированы исследования выявившие возможность получения упорядоченных квазикристаллических структур в стеклообразных высокоуглеродистых продуктах. Удивительным является то, что высокоуглеродистый продукт пек может содержать в своем составе несколько тысяч различных углеводородов. Авторы [2], а также ранее авторы [3,4], указывали на ступенчатое структурирование как на механизм проявления кристаллических свойств, а на парамагнетизм углеводородов, как на управляющий параметр процесса.

Пеки различного происхождения (каменноугольные, нефтяные) являются как целевыми продуктами, так и промежуточной фазой при получении коксов. Поскольку процессы получения высокоуглеродистого продукта связаны с реализацией высоких температур (450 градусов и выше), наблюдаются реакции деструкции углеводородов с дальнейшими реакциями поликонденсации ароматических структур. При этом рассматривается последовательность эволюции структур в ряду: масла-смолы-асфальтены-карбены-карбоиды [5-7]. Была сделана попытка указан-

ную последовательность рассмотреть как последовательные параллельные химические реакции и составить математическую модель процесса коксообразования с использованием полученных экспериментально констант реакций [8,9]. Однако расчетные и экспериментальные значения количества получившегося кокса оказались несравнимы.

Интенсивные попытки составить математическую модель коксообразования, наталкивались на несоответствие экспериментальных значений образования кокса расчетным значениям. Автор [10], анализируя причины такого несоответствия, обратил внимание, что образование кокса происходит только при достижении состояния жидкой фазы похожего на студень. Ранее в работе [11] рассматривали так называемые мезофазные превращения в нефтепродуктах при термическом воздействии, которые предполагают образование структур наподобие жидких кристаллов. Образование на промежуточных стадиях термолитиза углеводородного сырья мезофазы приводило к формированию высокоуглеродистого продукта кокса волокнистой структуры [12]. Такой кокс легко графитировался при дальнейшей термообработке и оценивался как высококачественный. Мезофазные превращения протекали при наличии определенного количества конденсированных ароматических углеводородов. Таким образом, было выявлено, что существует несколько механизмов образования высокоуглеродистого продукта из жидкой фазы, детали которых не были понятны с точки зрения химии процесса.

Поскольку исследователи указывали на наличие стадии структурирования в жидкой фазе при коксообразовании, направление исследований сместилось в сторону изучения коллоидных свойств нефтепродуктов и образования пространственных структур. Была выдвинута гипотеза об образовании в жидкой фазе «сложных структурных единиц» (ССЕ), состоящих из ядра и сольватной оболочки [13-16], ядром которых могли служить твердые, жидкие, газообразные составляющие нефтепродуктов, изменяющие структуру окружающей среды в виде сольватной оболочки. Такой подход объясняет механизм образования студнеобразного состояния системы и демонстрирует ступенчатый характер фазового перехода с образованием твердой фазы. Однако и такой подход не позволил разработать модель образования высокоуглеродистого веще-

ства, адекватный экспериментальным результатам. В первую очередь сложность создавала пространственная структура ядро – сольватная оболочка, свойства которой могли изменяться в широких диапазонах. В состав ядра и сольватной оболочки могут входить различные углеводороды в различных соотношениях [17,18] и некоторые соотношения масел, смол и асфальтенов приводили к агрегации увеличению массы и седиментации агрегатов.

Прежде всего, было необходимо точно установить силы, приводящие к агрегированию и возникновению пространственных структур. В работе [10] было обращено внимание на то, что новообразования при термоллизе углеводородного сырья появляются только при достижении определенной концентрации асфальтенов. Асфальтены определяли как порошок от темно-коричневого до черного цвета, растворимого в бензоле, четыреххлористом углероде и сероуглероде, но не растворимого в парафиновых углеводородах. Изучение нефтей и тяжелых нефтяных остатков методом электронного парамагнитного резонанса (ЭПР) [19-21] показало, что асфальтены, выделяемые из углеводородной среды классическим методом, всегда обладали парамагнитными свойствами. Оказалось, что парамагнетизм в нефтяных системах связан со спиновым взаимодействием свободных нейтральных радикалов. В работах [22,23] показан механизм образования свободных радикалов с некомпенсированными спинами электронов в ароматических углеводородах. В ассоциатах, образованных на основе взаимодействия неспаренных спинов электронов образуются связи близкие к энергии ковалентных связей [24-26]. Таким образом, образование пространственных структур в нефтяных системах следует спин-спиновому взаимодействию электронов в ароматических структурах.

В различных системах, в которых происходит образование объемных структур (ассоциатов) в жидкой фазе, наблюдается их иерархическая организация. Образование ассоциатов приводит к изменению свойств жидкой фазы в условиях неравновесности термодинамических параметров. Образовавшиеся ассоциаты становятся элементарными структурами следующего этапа эволюции системы. Это хорошо показано в работе [2] на примере нефтяных систем. Такой алгоритм просматривается во многих системах. В полиуретанах возникают так называемые «жесткие домены», выполняющие в дальнейшем функции узлов в пространственной решетке [27]. Надмолекулярные образования идентифицируются в углеситаллах, стеклоуглероде [28], углях, нефтяных системах и многих других системах, в которых могут образовываться метастабильные фазы.

#### ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

Для того, чтобы понять детали ступенчатого структурирования в жидкой фазе при наличии управляющего параметра, изучали пространственные структуры в нефтяных пеках [4]. Модель структуры нефтяного пека примем как конгломерат сложных структурных единиц, причем рассмотрим как минимум три составляющие: ядро, сольватная оболочка и дисперсионная среда, как это предложено сделать в работе [24]. Важным является соотношение этих трех составляющих. Например, макромасштабные спиралевидные структуры образовывались при со-

держании карбоидов в интервале 2-10 % масс. При содержании карбоидов ниже нижнего предела охлаждение расплава приводило к образованию изотропной структуры без признаков упорядоченности структуры. При содержании карбоидов более 10 %, система расслаивалась на области с различным содержанием карбоидов.

Для экспериментов использовали нефтяной пек со следующим групповым химическим составом: карбоиды 7,2% масс., асфальтены 62,8 % масс., смолы 11,2 % масс., масляная фракция 18,3 % масс. Далее, по методике, разработанной в [29], проводили ступенчатую экстракцию растворителями с увеличивающейся растворяющей способностью. После отмывки выделенных проб в аппарате Сокслета, растворитель отгонялся, остаток взвешивался, и определялась концентрация парамагнитных центров.

На рис.1 показано усредненное соотношение компонентов, отнесенных к ядру, сольватной оболочке и дисперсионной среде с указанием концентрации парамагнитных центров.

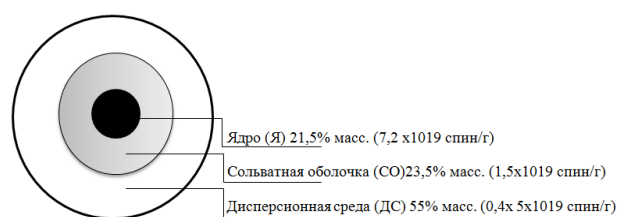


Рис. 1. Массовые соотношения компонентов системы и усредненные значения концентрации парамагнитных центров

На рис.2 показаны кристаллиты нефтяного пека, которые образовались при охлаждении расплава на металлической поверхности. При использовании пека с массовым соотношением компонентов представленном на рис.1 образуются при прочих равных условиях крупные кристаллиты (рис. 2, а), а при увеличении содержания карбоидов образуются мелкие кристаллиты (рис. 2, б).



Рис. 2. Кристаллиты, образовавшиеся при охлаждении расплавленного пека на поверхности металла

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Полученные результаты демонстрируют правильность подхода к описанию структуры нефтяных пеков. Такие кристаллиты могут образовываться в пеке, содержащем большое число различных углеводородов, только при ступенчатом структурировании, когда управляющим параметром структурирования является парамагнитные свойства компонентов системы. Появляется возможность ре-

гулировать свойства пеков в зависимости от технологии их дальнейшего использования.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Гафарова В.А. Углерод в конденсированных углеводородных фазах, сталях и чугунах / В.А. Гафарова // Нанотехнологии в строительстве. – 2017. – Т. 9, № 6. – С. 111–128.
2. Баязитов М.И. Формирование признаков кристаллических тел в потенциально аморфных системах / М.И. Баязитов, А.Н. Васильев, В.А. Гафарова, И.Р. Кузеев, Д.К. Никифорова // Известия высших учебных заведений. Нефть и газ. – 2014. – № 5. – С. 82–86.
3. Кузеев И.Р. Фазовые переходы в нефтяных системах при термоллизе с образованием твердого углеродистого вещества / И.Р. Кузеев, Ю.М. Абызильдин, И.З. Мухаметзянов. – Уфа: УГНТУ, – 118 с.
4. Хайрудинов И.Р. Состав спиралевидных структур при кристаллизации нефтяного углерода на поверхности металла / И.Р. Хайрудинов, И.Р. Кузеев, И.Г. Ибрагимов, Ю.М. Абызильдин, Р.Л. Хабибуллин // Химия и технология топлив и масел. – 1984. – № 11. – С. 29-30.
5. Красюков А.Ф. Нефтяной кокс / А.Ф. Красюков. – М.: Химия, 1966. – 264 с.
6. Смидович Е.В. Технология переработки нефти и газа / Е.В. Смидович. – М.: Химия, 1980. – 328 с.
7. Танатаров М.А. О механизме коксообразования / М.А. Танатаров, М.Е. Левинтер // Химия и технология топлив и масел. – 1965. – №1. – С. 29-32.
8. Левинтер М.Е. Кинетика образования кокса при крекинге групповых компонентов нефтяных остатков / М.Е. Левинтер, М.И. Медведева, Г.М. Панченков // Химия и технология топлив и масел. – 1966. – №11. – С. 25-37.
9. Левинтер М.Е. Механизм образования кокса при крекинге групповых компонентов нефтяных остатков / М.Е. Левинтер, М.И. Медведева, Г.М. Панченков Г.М. // Химия и технология топлив и масел. – 1966. – №9. – С. 31-35.
10. Магарил Р.З. Образование углерода при термических превращениях индивидуальных углеводородов и нефтепродуктов / Р.З. Магарил. – М.: Химия, 1973. –143 с.
11. Brooks G.D., Taylor G.H. – Carbon. –1965. – Vol. 3. – P. 185.
12. Гимаев Р.Н. О механизме образования кокса с волокнистой и изотропной структурами / Р.Н. Гимаев // Сб. трудов: Наука и технический прогресс в нефтехимии. – Уфа, 1974. – С.100-111.
13. Сюняев З.И. Нефтяной углерод / З.И. Сюняев. – М.: Химия, 1980. – 272 с.
14. Сюняев З.И. Нефтяные дисперсные системы / З.И. Сюняев. – М.: МИНХиГП, 1981. – 84 с.
15. Сюняев З.И. Концентрация сложных структурных единиц в нефтяных дисперсных системах и методы ее регулирования / З.И. Сюняев // Химия и технология топлив и масел. – 1980. – №7. – С. 53-57.
16. Сюняев З.И. Влияние надмолекулярных структур на формирование нефтяного углерода / З.И. Сюняев, Г.Д. Вергазова // Химия и технология топлив и масел. – 1980. – №3. – С. 45-48.
17. Valter Antonio M. Branco. Asphaltene flocculation and collapse from petroleum fluids/ Valter Antonio M. Branco, G. Ali Mansoori, Luiza Cristina De Almeida Xavier, Sang J. Park, Hussain Manafi // Journal of Petroleum Science and Engineering. – 2001. – Vol. 32. – P. 217-230
18. S.A. Mousavi-Dehghani. An analysis of methods for determination of onsets of asphaltene phase separations / S.A. Mousavi-Dehghani, M. RRiazi, M. Vafaie-Sefti, G.A. Mansoori // Journal of Petroleum Science and Engineering. – 2004. – Vol. 42. – P. 145-156.
19. Унгер Ф.Г. О сверхтонкой структуре в спектре ЭПР свободных радикалов нефтяных фракций западно-сибирской товарной нефти / Ф.Г. Унгер // Современные процессы переработки и физико-химические методы исследования угля, нефти и продуктов их превращения: Тезисы докладов Всесоюзной конференции. – Иркутск, 1982. – С. 98-99.
20. Унгер Ф.Г. Роль парамагнетизма в образовании структуры нефтей и нефтяных остатков / Ф.Г. Унгер // Исследование состава и структуры тяжелых нефтепродуктов. – М.: ЦНИИТЭНефтехим, 1982. – С. 151-167.
21. Унгер Ф.Г. Применение метода ЭПР к анализу парамагнетизма в нефтях и нефтепродуктах / Ф.Г. Унгер, Д.В. Варфоломеев, Л.Н. Андреева Л.Н. // Методы исследования состава органических соединений нефти и битумоидов. – М.: Наука, 1985. – С. 181-197.
22. Lewis I.S. Polymer News. – 1978. – № 5. – P. 58.
23. Lewis I.C. Chemistry of carbonization / Lewis, I.C. // Carbon. – 1982. – Vol. 20. – № 6. – P. 519–529.
24. Унгер Ф.Г. Механизм растворения нефтяных дисперсных систем в условиях гомолитических процессов / Ф.Г. Унгер, Н.Н. Красногорская, Л.Н. Андреева // Препринт. – Томск, 1987. – №12. – 37 с.
25. Унгер Ф.Г. Роль парамагнитных молекул в межмолекулярных взаимодействиях нефтяных дисперсных систем / Ф.Г. Унгер, Н.Н. Красногорская, Л.Н. Андреева Л.Н. // Препринт. – Томск, 1987. – № 11. – 46 с.
26. Унгер Ф.Г. Изменение структуры нефтяных дисперсных систем в различных условиях / Ф.Г. Унгер, Л.Н. Андреева // Препринт. – Томск, 1987. – №19. – 40 с.
27. Bonart R. Segmentierte Polyurethane / R. Bonart // Macromolecular Materials and Engineering. – 1977. – Vol. 58/59. – № 2. – P. 259-297.
28. Федоров В.Б. Углерод и его взаимодействие с металлами / В.Б. Федоров, М.Х. Шоршоров, Д.К. Хакимова. – М.: Металлургия, 1978. – 208 с.
29. Хайрудинов И.Р. Изучение структуры асфальтенов, выделенных методом ступенчатой экстракции / И.Р. Хайрудинов, Т.Г. Биктимирова // Проблемы глубокой переработки остатков сернистых и высокосернистых нефтей и сернистых газовых конденсатов. – Уфа. –1984. – С. 101-102.

# Asphaltenes as Nano Objects Regulating Macrostructure of Solid High-Carbon Substances

I.R. Kuzeev

Ufa State Petroleum Technological University

Ufa, the Russian Federation

[kuzeev2002@mail.ru](mailto:kuzeev2002@mail.ru)

**Abstract.** High-carbon substances and carbon itself are important structure-forming elements. Of special interest are substances obtained from petroleum feedstock by means of high-temperature treatment. Such substances could include bitumen, pitch, coke, fullerenes, carbon nanotubes and some composition materials. The present article provides literature review, devoted to structuring in complex multi-component systems, which demonstrated to obtain quasi-crystalline substances in macroscale. In petroleum disperse systems the regulating factor leading to the formation of hierarchy structures is presence in the medium of asphaltenes exerting paramagnetic properties. It was experimentally showed that change of the equivalence ratio of

such components as core, salvation shell, and dispersion medium leads to intentional obtainment of various configurations of quasi-crystalline systems. Understanding of macrostructures formation mechanisms under condition of change of medium properties at nanolevel allows constructing new carbon-based constructional materials.

**Keywords:** asphaltenes, paramagnetic centers, pitch, crystallites, spiral structures.

# Влияние скорости деформирования в холодном состоянии на процесс упрочнения материала

Типалин С.А., Петров М.А., Шпунькин Н.Ф.

Московский политехнический университет

Москва, Россия

[tsa\\_mami@mail.ru](mailto:tsa_mami@mail.ru), [petroffma@gmail.com](mailto:petroffma@gmail.com), [snf48@yandex.ru](mailto:snf48@yandex.ru)

**Аннотация.** Точность моделирования процессов штамповки тонколистового материала напрямую зависит от правильного задания свойств штампуемой заготовки. Проведены эксперименты, позволяющие показать влияние скорости деформации на коэффициенты кривой упрочнения листового металла при холодной деформации. Установлено, что изменение деформации в 100 раз может оказывать влияние на степень деформации кривой упрочнения около 10%. Данную закономерность необходимо учитывать в расчетах на компьютерных программах при моделировании процесса штамповки.

**Ключевые слова:** упрочнение материала, скорость деформации, скорость деформирования, растяжение образца, анизотропия листа, свойство материала, степень деформации, слоистые материалы.

## ВВЕДЕНИЕ

Создание новых изделий заставляет производителей внедрять современные технологические процессы обработки материалов. Для создания новых технологий современные специалисты широко пользуются различными компьютерными программами способными моделировать процессы получения изделий. Для процессов связанных с обработкой материалов давлением наиболее известны для объемной штамповки Q-Form, а для листовой штамповки Autoform и PamStamp. Для моделирования процесса штамповки необходимо правильно задать свойства штампуемого материала, так как от этого зависит точность расчетов, и как следствие выбор технологии изготовления детали и конфигурация рабочих частей штампа. Доводка штампа методом пробной штамповки выливается для производства дополнительными затратами, связанными с увеличением времени механической обработки и более поздним запуском в производство выпуска готового изделия. В большинстве программ присутствует база данных материалов, которые учитывают основные свойства штампуемого материала. При этом база данных включает, те параметры, которые являются наиболее значимыми при расчетах. Так для листовой штамповки материала в холодном состоянии в основном задается кривая упрочнения степенного вида, диаграмма предельного состояния материала и анизотропия листа. Если процесс происходит в нагретом состоянии, то свойства материала изменяются в зависимости от температуры штамповки заготовки.

## АКТУАЛЬНОСТЬ

Одной из основных характеристик, определяющих свойство материала, является кривая упрочнения металла в процессе деформации [1–3]. Влияние скорости деформации на упрочнения в процессах горячего деформирования носит приоритетный характер [4]. При деформации в

холодном состоянии определяющим для упрочнения является интенсивность деформации [1–5]. Наиболее точно данный график зависимости интенсивности напряжения от логарифмической деформации записывается в виде степенной зависимости. При этом для процессов, проходящих в холодном состоянии (при температуре в среднем +20°C) считается, что кривая упрочнения не зависит от скорости деформации [2–8]. Материал упрочняется в результате малой скорости перемещения дислокаций, их накоплению и размножению. Лишь малая часть дислокаций аннигилирует. В случае горячего деформирования в результате рекристаллизационных и диффузионных процессов скорость перемещения дислокаций увеличивается и упрочнения почти не происходит [9–18]. Однако опыт штамповки листовых деталей настойчиво показывает, что детали, полученные глубокой вытяжкой при штамповке на гидравлических тихоходных прессах, имеют меньший процент брака, чем если данный штамп установить на быстроходный кривошипный пресс [19, 20]. Особенно важен скоростной режим при штамповки многослойных разнородных листовых материалов, где сочетаются стальные и полимерные слои [21].

## ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Целью данного исследования являлось определение влияния скорости деформации на коэффициенты, математически описывающие кривую упрочнения в виде степенной функции.

Для экспериментов была взята листовая сталь 08Ю, которую производители широко используют для получения сложных деталей с помощью вытяжки и формовки. Толщина холоднокатаной стали из которой изготавливались образцы составляла 1 мм. Образцы рубились на гильотинных ножницах, после чего на шлифовальном станке у них обрабатывались края для снятия заусенцев, до получения размера 20 мм.

## РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Растяжение образцов и замер деформации и силы происходило на испытательной машине Zwick/Roell Z-100. Для считывания результатов экспериментов с машины на компьютер и построение графического изображения кривых использовалась программа “Nest Xpert”. Машина для испытания материала на растяжение Zwick/Roell Z-100 зарегистрирована в Государственном реестре средств измерений (№20385-00) и допущена к использованию в Российской Федерации. Использование данной машины было обусловлено большим диапазоном изменения скорости движения траверсы от 0,0005 до 200 мм/мин. Для кон-

троля перемещения и измерения деформации образца машина укомплектована оптическим и индуктивным датчиком продольной деформации (экстензометром). Сила определяется тензорезисторным датчиком, размещенным на траверсе. В момент зажима образца расстояние между захватами подвижной и неподвижной траверсы составляло 200 мм (для всей серии экспериментов, с точностью позиционирования 0,1 мм). В ходе проведения экспериментов фиксировались сила процесса растяжения и изменение длины образца.

Измерение длины образца происходило в два этапа. До деформации 0,2 измерение происходило с помощью оптических датчиков. Измерение проводилось для центральной части образца (база измерения 50 мм). После данной деформации оптические датчики отводились, и дальнейшее измерение деформации осуществлялось с помощью перемещения захватов. Первый этап измерения является более точным, т.к. позволяет избежать погрешности растяжения из-за краевого эффекта, возникающего при зажиме краев образца. Максимальная скорость перемещения траверсы равна 200 мм/мин.

В ходе проведения испытания использовались скорости перемещения траверсы 1, 10, 100 и 200 мм/мин. Для каждой скорости было использовано десять образцов одного направления прокатки. Результаты экспериментов обобщались, определялись механические характеристики (предел прочности и предел текучести) и аппроксимировались в степенные кривые упрочнения следующего вида.

$$\sigma = A \cdot \varepsilon^n \quad (1)$$

Предел прочности и предел текучести в зависимости от скорости изменялись в следующих пределах:

- диапазон изменения предела текучести от 210 до 230 Н/мм<sup>2</sup> (около 8 %);
- диапазон изменения предела прочности от 430 до 458 Н/мм<sup>2</sup> (около 6 %).

Изменение коэффициентов кривой упрочнения  $n$  и  $A$  от величины скорости деформации представлены на графиках (рисунок 1 и 2)

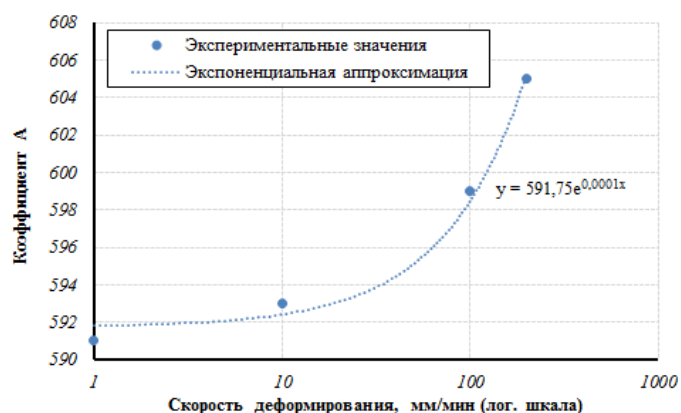


Рис. 1. Зависимость коэффициента  $A$  от десятичного логарифма скорости деформации

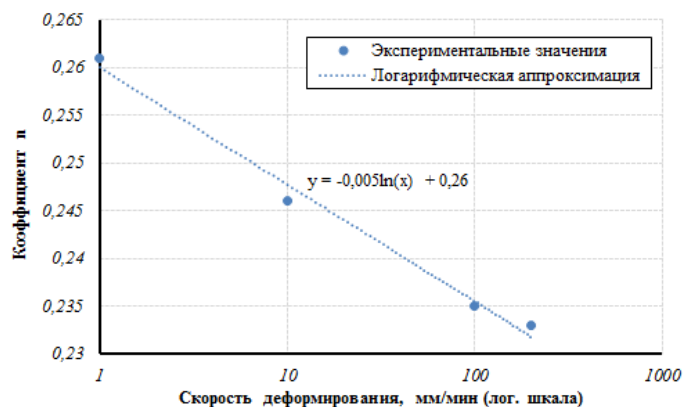


Рис. 2. Зависимость показателя упрочнения  $n$  от десятичного логарифма скорости деформации

Увеличение скорости деформации в 200 раз приводит к изменению показателя кривой упрочнения. Коэффициент упрочнения  $A$  меняется незначительно, от 591 до 605 Н/мм<sup>2</sup>, что составляет около 2 %. А изменение показателя деформационного упрочнения  $n$  уменьшается до 12%, с 0,261 до 0,233.

В связи с этим предлагается записывать степень упрочнения как функцию от скорости деформации

$$n = k \cdot v^{-c}, \quad (2)$$

где  $k$  и  $c$  коэффициенты, полученные из аппроксимации экспериментальных данных.

Скорость деформации отразилась и на предельной деформации разрушения. Так деформация образца со скоростями 1 и 10 мм/мин привели к разрушению образца при интенсивности деформации 0,38. А увеличение скорости до 100 и 200 мм/мин снизило предельную деформацию в момент разрушения до 0,34 и 0,33 соответственно. Изменения предельной деформации обычно учитываются в большинстве компьютерных программ при моделировании в диаграмме предельного формоизменения (как область возможного разрыва). Однако эта область только показывает возможность появления брака при штамповке, не акцентируя внимание на скорости деформации заготовки.

Далее эксперименты были проведены для образцов, вырезанных в разных направлениях к направлению прокатки.

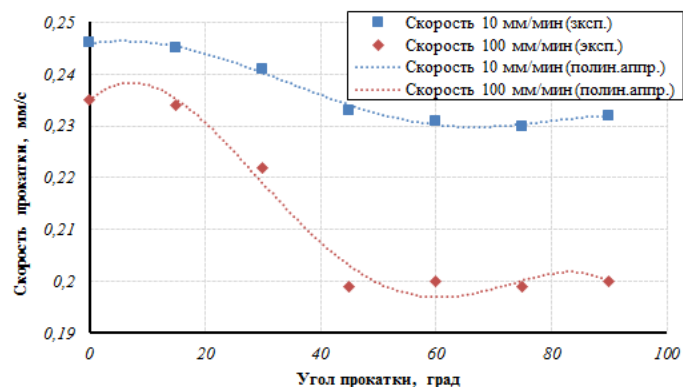


Рис. 3. Изменения степени кривой упрочнения  $n$  в зависимости от направления растяжения образца к направлению прокатки материала

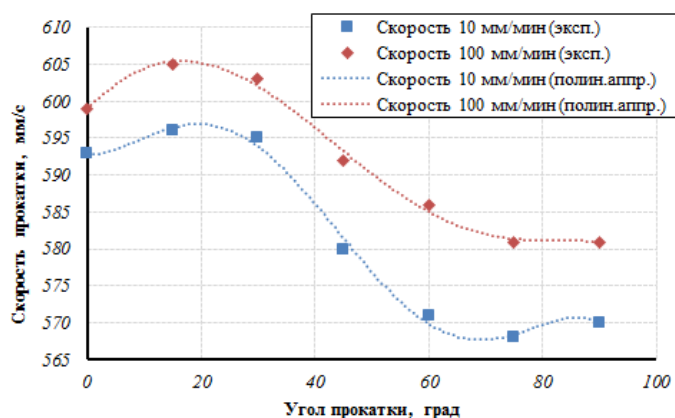


Рис. 4. Изменения коэффициента кривой упрочнения  $A$  в зависимости от направления растяжения образца к направлению прокатки материала

Анализируя характер изменения показателей кривой упрочнения в зависимости от направления растяжения образца к направлению прокатки материала, можно констатировать, что характер изменения кривых и идентичен между собой.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ (ВЫВОДЫ)

В процессе холодной пластической деформации скорость штамповки оказывает существенное влияние на механические свойства материала. Особенно большое значение изменение скорости штамповки оказывает на степень упрочнения. При увеличении скорости штамповки с 1 до 200 мм/мин степень упрочнения изменяется на 12%. В связи с этим предложено учитывать скорость формоизменения в процессе штамповки, не только для процессов горячего деформирования, но и при штамповке деталей в холодном состоянии. Если нельзя в процессе моделирования задать изменение свойств материала в зависимости от скорости деформации, то желательно проводить экспериментальные исследования свойств материала при скорости сопоставимой со скоростью процесса штамповки. И в последствии, данные свойства материала задавать для математического моделирования в расчетную программу.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Соболев Я.А. Ковка и штамповка: справочник в 4-х томах. – 2-е изд., перераб. и доп. / Я.А. Соболев, А.Ю. Аверкиев, Н.Ф. Шпунькин. – Москва: Машиностроение, 2010. – Т. 4. – 732 с.
2. Бондарь В.С. Изгиб и скручивание листа: монография. / В.С. Бондарь, С.А. Типалин, Н.Ф. Шпунькин. – Москва: Университет машиностроения, 2014. – 212 с.
3. Типалин С.А. Определение накопленной деформации в процессе выдавливания технологической канавки / С.А. Типалин // Заготовительные производства в машиностроении. – 2013. – №8. – С. 22-24.
4. Сторожев М.В. Теория обработки металлов давлением: учеб. для вузов. – 4-е изд., перераб. и доп. / М.В. Сторожев, Е.А. Попов. – Москва: Машиностроение, 1977. – 423 с.

5. Радионова Л.В. Исследование процесса старения холоднокатаного и горячеоцинкованного проката из высокопрочных автомобильных марок стали для холодного деформирования / Л.В. Радионова, Ю.М. Субботина, Р.А. Лисовский // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. – 2016. – Т.4, №1. – С. 27-35.

6. Tipalin S. Numerical and experimental investigation of deep drawing of sandwich panels / S. Tipalin, M. Petrov, B. Saprikin, N. Kosatchyov, N. Shpunken, P. Petrov // Key Engineering Materials. – 2014. – vol. 611-612. – P. 1627-1636.

7. Petrov M. Umformen eines Verbundwerkstoffes aus Stahlblechen / M. Petrov, S. Tipalin, J. Bast, P. Petrov, N. Kosatschjov, S. Guk. // Konstruktion. – 2012. – vol. 7/8. – P. 5-7.

8. Tipalin S. Experimental study of V-bending process of steel-polymer-steel sheets at room temperature / S. Tipalin, M. Nikitin, N. Schpunken. // Computer Methods in Materials Science. – 2008. – vol. 8, is. 3. – P. 138-143.

9. Petrov P. Research into the flow stress of Al-Mg-Si alloy (AD-35) during the abrupt change of the strain rate at elevated temperatures / P. Petrov, V. Voronkov, K. Potapenko, M. Petrov, O. Gamzina // Key Engineering Materials. – 2013. – vols. 554-557. – P. 1099-1104.

10. Petrov P. Effect of temperature and strain rate on friction factor during hot deformation of Al-Mn and Al-Cu-Mg alloys / P. Petrov, D. Gnevashev, A. Dubinchin, M. Petrov, V. Solotych, J.W. Eiesland // Computer Methods in Materials Science. – 2009. – vol.9, is.1. – P. 55-60.

11. Hart E.W. A theory for flow of polycrystals / E.W. Hart // Acta Metallurgica. – 1967. – vol. 15, is. 9. – P. 1545-1549.

12. Abbod M.F. Validation and generalisation of hybrid models for flow stress and recrystallisation behaviour of aluminium-magnesium alloys / M.F. Abbod, C.M. Sellars, D.A. Linkens, Q. Zhu, M. Mahfouf // Materials Science and Engineering: A. – 2005. – vol. 395, is. 1-2. – P. 35-46.

13. Полухин П.И. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов / П.И. Полухин, Г.Я. Гун, А.М. Галкин. – Москва: Металлургия, 1976. – стр. 487.

14. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. / Н.Н. Малинин. – Москва: Машиностроение, 1975. – 400 с.

15. Skubisz P. Estimation of Strain-Hardness Correlation in Cold-Forged Austenitic Stainless Steel / M. Rumiński, Ł. Lisiecki // Key Engineering Materials. – 2014. – vol. 622-623. – P. 179-185.

16. Ambroziński M. Numerical simulation of crash test accounting for the strain hardening in the manufacturing process of energy-absorbing part in the car body / M. Ambroziński, S. Polak, Z. Gronostajski, R. Kuziak, W. Chorzępa, M. Pietrzyk // Mechanik. – 2015. – vol. 88, is. 2. – P. 92-97.

17. Madej L. Computer aided development of the levelling technology for flat products / L. Madej, K. Muszka, K. Perzynski, J. Majta, M. Pietrzyk // CIRP Annals–Manufacturing Technology. – 2011. – vol. 60. – P. 291-294.

18. Majta J. Modelling microstructure evolution and work hardening in conventional and ultrafine-grained microalloyed steels. Microstructure evolution in metal forming processes / J. Majta, K. Muszka, eds.: J. Lin, D. Balint, M. Pietrzyk. – Corwall: Woodhead Publishing, 2012. – P. 416.

19. Типалин С.А. Пружинение многослойного материала / С.А. Типалин, Б.Ю. Сапрыкин // Известия МГТУ “МАМИ”. – 2013. – Т. 2, №2(16). – С. 198-202.

20. Шпунькин Н.Ф. Технологичность штампованных листовых деталей: учеб. пособие / Н.Ф. Шпунькин, С.А. Типалин. – Москва: Университет машиностроения, 2015. – 72 с.

21. Шпунькин Н.Ф. Исследование свойств многослойных листовых материалов / Н.Ф. Шпунькин, С.А. Типалин // Заготовительные производства в машиностроении. – 2013. – №1. – С. 28-31.

## **Influence of the Strain Rate on the Material Hardening During its Cold Deformation**

Tipalin S.A., Petrov M.A., Shpunkin N.F.

Moscow Polytechnic University  
Moscow, Russia

[tsa\\_mami@mail.ru](mailto:tsa_mami@mail.ru), [petroffma@gmail.com](mailto:petroffma@gmail.com), [snf48@yandex.ru](mailto:snf48@yandex.ru)

*Abstract.* The accuracy of the simulation results of stamping processes of thin sheet material depends on the correct properties' specification, namely stamping ability. Experiments have been carried out and the influence of the deformation speed on the hardening exponent during cold sheet metal forming. It was found out, that strain changed 100 times can influence the strain grade of the hardening curve of about 10%. This regularity have

be taken into consideration prior to the calculation in any CAE-software for material forming.

*Keywords:* material hardening, strain rate, deformation speed, tensile test, sheet anisotropy, material property, strain grade, laminated composites.



# Особенности формирования структуры при лазерном и лазерно-дуговом выращивании из алюминиевой проволоки

Ахметов А.Д., Цибульский И.А.

Санкт-Петербургский Государственный Морской  
Технический Университет  
Санкт-Петербург, Россия  
[a.akhmetov@itc.ru](mailto:a.akhmetov@itc.ru)

Скляр М.О., Корсмик Р.С.

Санкт-Петербургский Политехнический Университет  
им. Петра Великого  
Санкт-Петербург, Россия  
[skmar.spb@gmail.com](mailto:skmar.spb@gmail.com)

**Аннотация.** В статье представлены результаты исследования аддитивной технологии прямого выращивания из алюминиевой проволоки с использованием различных источников энергии - лазера и комбинированного лазерно-дугового. В ходе работы подобраны параметры режимов, которые обеспечивают равномерное формирование тонкой стенки в процессе последовательного наложения слоёв. Представлены результаты измерения микротвердости и химического анализа.

**Ключевые слова:** аддитивные технологии, прямое лазерное выращивание из проволоки, гибридные технологии, лазерное выращивание, алюминиевые сплавы.

## ВВЕДЕНИЕ

Исследование и развитие аддитивных технологий (АТ) направлены на производство сложнопрофильных изделий, изготовление которых традиционными методами является экономически не выгодным [1-5]. Основные методы, на которые направлены исследования в области АТ, построены на принципах прямого или послойного получения изделий из материала в виде порошка под воздействием источников энергии таких как лазер и электронный луч [6-10]. Несмотря на большой интерес к данным технологиям скорость роста изделия не превышает 25 г/мин[11]. Это условие ограничивает применимость метода с использованием порошка для крупногабаритных изделий. Наиболее эффективно для изготовления крупногабаритных изделий использование методов выращивания, в которых исходным материалом является проволока [12, 13].

Использование проволоки вместо порошка позволяет уменьшить затраты за счет сокращения расхода и стоимости сырья. Кроме того, процесс выращивания из проволоки является более экологически чистым [14].

Благодаря высокой удельной прочности и хорошей коррозионной стойкости крупногабаритные изделия, изготовленные из алюминиевых сплавов широко применяются в автомобильной, аэрокосмической и железнодорожной промышленности. На данный момент существует много исследований, направленных на изучение метода дугового выращивания из проволоки [15-17]. Использование в качестве источника дуги имеет несколько недостатков: низкая производительность, относительно низкая концентрация энергии в дуге, неустойчивость горения дуги при высоких скоростях, большое количество тепла, вводимое в ходе процесса, может привести к деформации

изделия.

Использование технологии прямого выращивания с использованием лазера или комбинированного источника лазер-дуга позволяет повысить производительность. При совместном использовании лазера и дуги за счет лазерного излучения происходит стабилизация дуги, а также увеличение максимально возможной ширины валика[18].

В настоящей работе приведены результаты по сравнению прямого выращивания изделий из алюминиевой проволоки с использованием лазерного излучения и комбинированного источника лазер-дуга. В ходе работы проведены исследования по подбору оптимальных режимов для двух методов.

## МЕТОДИКА И ОБОРУДОВАНИЕ

В качестве источника лазерного излучения использовался иттербиевый волоконный лазер ЛС-16 с максимальной выходной мощностью 16 кВт. Излучение транспортировалось по волоконному кабелю к оптической сварочной головке лазерно-дугового модуля. Для фокусировки излучения использовалась сварочная головка HIGHYAG BIMO с фокусным расстоянием 460 мм и фокальным диаметром 0.2 мм.

Экспериментальная установка также укомплектована источником питания дуги EWM Taurus 551 Synergic S FDW. Для подачи присадочного материала использовались механизмы подачи проволоки ПДГО – 601 и Taurus Synergic S drive 4L.

В ходе экспериментов на пластинах из сплава АМг6 толщиной 16 мм выращивали линейные стенки путем последовательного наложения слоев из проволоки марки АМг6 диаметром 1,2 мм лазерным и лазерно-дуговым способами. Для защиты жидкой ванны алюминия использовали аргон.

Качество наплавляемых слоев оценивалось визуально по их внешнему виду и на основании металлографических исследований поперечных шлифов. Определялись наличие дефектов, химический состав и макроструктура полученных образцов. Также была измерена микротвердость выращенных образцов.

Для определения процесса преобразования проволоки в наплавленный слой использовалась высокоскоростная видекамера CENTURIO C100, позволяющая производить съемку со скоростью до 100 000 кадров/с.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации в рамках Федеральной целевой программы «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технического комплекса России на 2014-2020 годы» 03 октября 2017 № 14.580.21.0010

В случае отсутствия подобной ссылки – это текстовое поле удалить

Описание эксперимента.

**а) метод лазерного выращивания**

На подложку под углом 30-40° с помощью ПДГО – 601 подавалась проволока в зону воздействия лазерного излучения. Лазерная голова была отклонена от вертикали на 5°. В ходе экспериментов по наложению одиночных слоев исследовалось влияние на формирование валика таких параметров процесса как мощность лазерного излучения (в диапазоне 1,5 – 7,5 кВт), скорость наплавки (10-40 мм/с), скорость подачи проволоки (10-90мм/с), размер диаметра лазерного пятна (1,2-2,8мм).

**б) метод лазерно-дугового выращивания**

На подложку по углом 90° с помощью Taurus Synergic S drive 4L подавалась проволока в зону воздействия лазерного излучения. Лазерная голова была отклонена от вертикали на 20°. Дуга во время процесса занимает лидирующее положение. В ходе экспериментов по наложению одиночных слоев исследовалось влияние на формирование валика таких параметров процесса как мощность лазерного излучения (в диапазоне 4 – 6 кВт), скорость наплавки (7-30 мм/с), скорость подачи проволоки (65-125мм/с), размер диаметра лазерного пятна (1,2-2,3мм).

**РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ**

**а) Лазерное выращивание**

На рисунке 1а представлен внешний вид валиков при наложении одного слоя (серия экспериментов по исследованию влияния параметров наплавки на формирование валика при диаметре пятна лазера 2,4 мм).

При наложении одиночных валиков проявились следующие закономерности:

- При диаметре лазерного луча 1,2 мм, для удовлетворительного формирования валика необходима высокая мощность и, как следствие, высокая плотность мощности, которая приведёт к большой глубине проплавления. При диаметре лазерного луча 2,8 мм валики с более оптимальным отношением ширины и высоты так же наблюдаются при повышенных мощностях. На рисунке 2 можно увидеть влияние изменения мощности лазерного излучения на подплавление подложки при диаметре пятна лазера 2,4мм.

- При отношении скорости подачи проволоки к скорости наплавки, равном 1/1 формирование валика неудовлетворительное. При отношении 3/1 получен контактный угол смачивания с высоким значением.

Для дальнейшего выращивания наложении последующих



Рис. 1. Внешний вид валиков а) при лазерном выращивании при наложении одного слоя при диаметре пятна лазера 2,4мм (ряд валиков слева – различное соотношение скорости наплавки и подачи проволоки при Рл =6кВт, по центру Рл =4,5кВт, справа – Рл =3кВт б) при лазерно-дуговом выращивании изменение внешнего вида валиков при наложении одного слоя при различных диаметрах пятна лазера

слоев за основу был взят режим с наилучшим формированием валика (Рл=7,5кВт, Vнап = 40мм/с, Vп.п. = 90мм/с, размер пятна лазера 2,4мм). В обоих случаях, как лазерного, так и лазерно-дугового процесса, при выращивании стенок шаг между слоями не был одинаков, после каждого наплавленного слоя производились измерения высоты стенки, и значение высоты последнего слоя бралось в качестве шага. Было наплавлено 15 слоев общей высотой 9,5мм и шириной 3,5мм. Однако следует отметить, что с каждым слоем, начиная с 5го, происходило плавное снижение мощности до 3,5 кВт, чтобы поддерживать ванну расплавленного алюминия на одном уровне, размер которой рос неизменно со второго слоя.

**б) лазерно-дуговое выращивание**

При наложении одиночных валиков наблюдаются следующие закономерности:

- Также, как и при лазерном выращивании для удовлетворительного формирования валика необходима высокая мощность лазера, поэтому для минимального подплавления подложки нужно увеличивать размер пятна лазера (рисунок 1б).

- Было установлено, что сочетание скорости наплавки и скорости подачи проволоки должны обеспечивать минимальную длину дуги, что контролировалось с помощью видеозаписей с камеры CENTURIO C100. В противном случае наблюдался крупнокапельный перенос расплавленного алюминия с электрода в жидкую ванну наплавленного слоя, что приводило к неудовлетворительному формированию валика.

Для дальнейшего выращивания наложением последующих слоев за основу был взят режим с наилучшим формированием валика (Рл= 5кВт, Vнап = 20мм/с, Vп.п. = 117мм/с, размер пятна лазера 2,3мм). Было наплавлено 20 слоев общей высотой 20,2мм и шириной 6,8мм.

**Металлографические исследования**

Образцы, полученные методом лазерного выращивания и методом дугового выращивания представляют собой плоские стенки. В случае использования лазера в качестве источника энергии за один проход толщина получаемой стенки в 2 раза меньше, чем при использовании комбинированного лазерно-дугового источника. Макроструктура образцов представлена на рисунке 2. В обоих случаях прослеживается слоистая мезоструктура.

На фотографиях со сканирующего электронного микроскопа видно, что структура состоит из двух основных фаз, серая матрица и белые включения (рис.3). Проведен



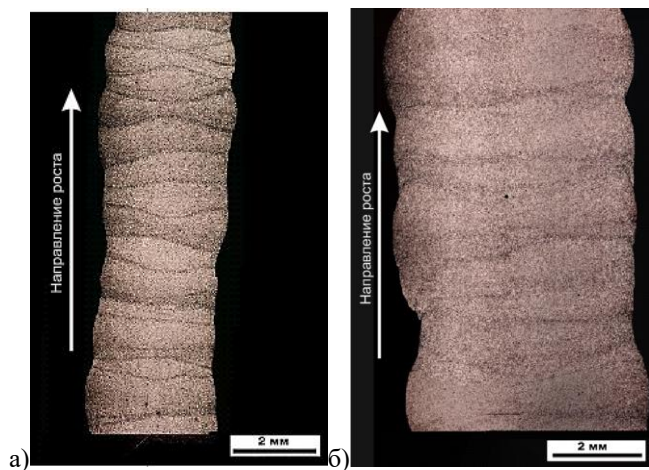


Рис. 2. Макроструктура образца изготовленного из алюминиевой проволоки AlMg6 методом а) прямого лазерного выращивания б) прямого лазерно-дугового выращивания

химических анализ на образцах исходного материала в виде проволоки и полученных различными методами изделий. Из таблицы 1 видно, что в белых включениях наблюдается повышенное содержание железа и марганца. При выращивании химический состав исходного материала не изменяется. Стоит отметить, что морфология включений с повышенным содержанием железа и марганца изменяется, в ходе выращивания они вытягиваются в направлении роста изделия.

Таблица 1

Химический состав образцов области рис. 3

Область	Mg	Al	Si	Mn	Fe
<i>Проволока (рис. 3а)</i>					
Включение	1,64	76,9	0,14	11,9	9,0
Матрица	6,08	93,1	0,24	0,6	0,0
<i>Лазерно-дуговое выращивание (рис.3б)</i>					
Включение	3,53	82,97	0,72	8,18	5,6
Матрица	6,79	90,3	1,01	1,14	0,0
<i>Лазерное выращивание (рис.3в)</i>					
Включение	4,2	83,75	0,77	7,27	4,29
Матрица	4,6	92,7	0,48	1,32	0,0

Результаты измерения микротвёрдости представлены на рисунке 4. Микротвёрдость измерялась в различных областях образца, от подложки в сторону роста стенок. Измерения проводились в слоях и на границах слоёв. В случае использования лазерного источника микротвердость равномерна по всему сечению, величина твёрдости меньше, чем в случае использования лазерно-дугового источника. Кроме того, микротвердость по сечению образцов, изготовленных лазерно-дуговым выращиванием, неравномерна, на слоях наблюдается увеличение микротвердости на 10 единиц. Стандартная твёрдость для сплава AlMg6 составляет 70 HV.

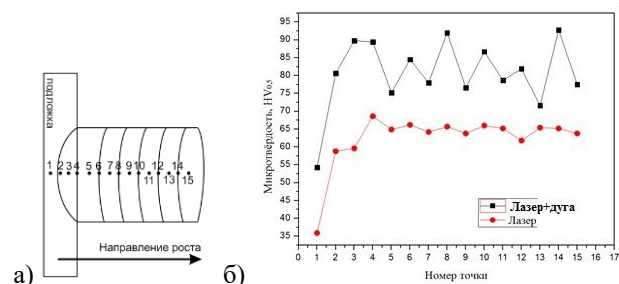


Рис. 4. а) Схема измерения микротвёрдости б) график изменения микротвёрдости по сечению образца

Технология прямого выращивания с использованием лазера или комбинированного источника лазер-дуга позволяет повысить производительность. При совместном использовании лазера и дуги за счет лазерного излучения происходит стабилизация дуги, а также увеличение максимально возможной ширины валика.

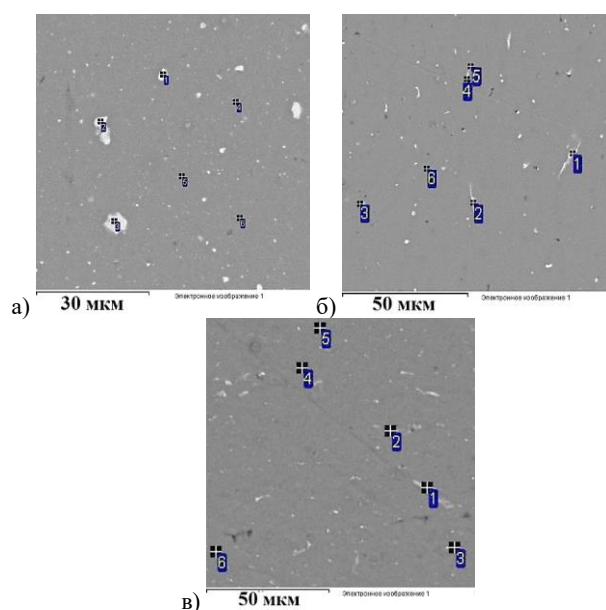


Рис. 3. Область сканирования химического состава го выращивания б) прямого лазерно-дугового выращивания

### ЗАКЛЮЧЕНИЕ (ВЫВОДЫ)

- Проведенные исследования показали, что оба метода (лазерный и лазерно-дуговой) выращивания дают удовлетворительные результаты по выращиванию стенок из алюминиевой проволоки путем последовательного наложения слоев. Также металлографические исследования показывают сходность структур выращенных образцов при различных методах, но наблюдается различие по микротвердости (равномерность по сечению при лазерном выращивании, увеличение значения микротвердости и неравномерность по сечению в случае лазерно-дугового выращивания), что связано с большим энерговыделением при лазерно-дуговом методе за счет дуговой составляющей.

- Исследования химического состава выращенных образцов в обоих случаях показывают, что процент легирующего элемента Mg остается на уровне основного металла.

ЛИТЕРАТУРА

1. William E. Frazier Metal Additive Manufacturing: A Review // *Journal of Materials Engineering and Performance*. – 2014. – vol. 23, is. 6. – P. 1917–1928.
2. D Gu, Laser additive manufacturing of metallic components: materials processes and mechanisms / D Gu, W Meiners, K Wissenbach & R Poprawe // *International Materials Reviews*. – 2012. – vol. 57, is. 3 - P. 133-164.
3. C. Kenel, G. Wegener Selective laser melting of an oxide dispersion strengthened (ODS)  $\gamma$ -TiAl alloy towards production of complex structures / C. Kenel, G. Dasargyri, T. Bauer, A. Colella, A.B. Spierings, C. Leinenbach, K. // *Materials and Design*. – 2017. – vol. 134. – P. 81–90.
4. Erwin Rauch Industry sector analysis for the application of additive manufacturing in smart and distributed manufacturing systems / Erwin Rauch, Marco Unterhofer, Patrick Dalasega // *Manufacturing Letters*. – 2017. - vol.56. – P. 43-48.
5. T. Deb Roy, Additive manufacturing of metallic components – Process, structure and properties / T. Deb Roy, H.L. Wei, J.S. Zuback, T. Mukherjee, J.W. Elmer, J.O. Milewski, A.M. Beese, A. Wilson-Heid, A. De, W. Zhang // *Progress in Materials Science*. – 2018. – 92. – P. 112–224.
6. Dutta B. Additive manufacturing by direct metal deposition / Dutta B., Palaniswamy S., Choi J., Song L.J., Mazumder J. // *Advanced Materials & Processing*. – 2011. – vol.169. – P. 33-36.
7. Lawrence E.Murr, Fabrication of Metal and Alloy Components by Additive Manufacturing: Examples of 3D Materials Science / Lawrence E.Murr, Edwin Martinez Krista N.Amato, Sara M.Gaytan, Jennifer Hernandez, Diana A.Ramirez, Patrick W.Shindo, Frank Medina Ryan B.Wicker // *Journal of Materials Research and Technology*. – 2012. – Vol. 1, is. 1. - P. 42-54.
8. U. Zerbst, Damage development and damage tolerance of structures manufactured by selective laser melting – a review / U. Zerbst, K. Hilgenberg // *Procedia Structural Integrity*. – 2017. – vol. 7. - P. 141-148.
9. Quy Bau Nguyen Characteristics of Inconel Powders for Powder-Bed Additive Manufacturing / Quy Bau Nguyen, Mui Ling Sharon Nai, Zhiguang Zhu, Chen-Nan Sun, Jun Weia Wei Zhou // *Engineering*. – 2017. - vol. 3, is. 5. – P. 695-700.
10. Bernd Baufeld Wire based additive layer manufacturing: Comparison of microstructure and mechanical properties of Ti–6Al–4V components fabricated by laser-beam deposition and shaped metal deposition / Bernd Baufeld, Erhard Brandl, Omer van der Biest // *Journal of Materials Processing Technology* – 2011 – vol. 21 – P. 1146-1158.
11. Ville Matilainen Characterization of Process Efficiency Improvement in Laser Additive Manufacturing / Ville Matilainen, Heidi Piili, Antti Salminen, Tatu Syvänen, Olli Nyrhilä // *Physics Procedia* – 2014 – vol. 56 – P. 317 – 326.
- 12 Erhard Brand, Deposition of Ti–6Al–4V using laser and wire, part II: Hardness and dimensions of single beads / Erhard Brand, Vesselin Michailov, Bernd Viehweger, Christoph Leyens, // *Surface & Coatings Technology* – 2011 – 206 – P. 1130-1141.
13. Chen Zhang Wire arc additive manufacturing of Al-6Mg alloy using variable polarity cold metal transfer arc as power source / Chen Zhang, Yufei Li, Ming Gao, Xiaoyan Zeng // *Materials Science & Engineering A* – 2018 – vol.711 - P. 415–423.
14. Ding, D. Wire-feed additive manufacturing of metal components: technologies, developments and future interests / Ding, D., Pan, Z., Cuiuri, D. & Li, H. // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* – 2015 – vol. 81, P. 465-481.
15. C. M. A. Silva, Formability of a wire arc deposited aluminium alloy / C. M. A. Silva, I. M. F. Bragança, A. Cabrita, L. Quintino, P. A. F. // *Martins Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering* – 2017 –vol. 216 – P.134-149.
16. J Gu, The effect of inter-layer cold working and post-deposition heat treatment on porosity in additively manufactured aluminum alloys / J Gu, J Ding, SW Williams, H Gu, P Ma, Y Zhai // *Journal of Materials Processing Technology* – 2016 – Vol. 230 – P. 26-34 .
17. J Gu, The strengthening effect of inter-layer cold working and post-deposition heat treatment on the additively manufactured Al–6.3 Cu alloy / J Gu, J Ding, SW Williams, H Gu, J Bai, Y Zhai, P. Ma // *Materials Science and Engineering: A* – 2016 – vol. 651 – P. 18-26 .
18. Thompson S. M. An overview of Direct Laser Deposition for additive manufacturing / Thompson S. M., Bianc L., Shamsaeia N., Yadollahi A. // *Additive Manufacturing* – 2015 – vol.8 – P.36-42.
19. Туричин Г.А., Цибульский И.А., Кузнецов М.В., Шелюховская Д.В., Распределение магния в металле шва при лазерно-дуговой сварке алюминий-магниевого сплава, Научно-технические ведомости СПбГПУ. Экономические науки, Выпуск 4(159)/2012.

# Features of the Structure Formation at Laser and Laser-Arc Deposition From Aluminum Wire

Ahmetov A.D., Tsybulsky I.A.  
St. Petersburg State Marine Technical University  
St. Petersburg, Russia  
[a.akhmetov@itc.ru](mailto:a.akhmetov@itc.ru)

Sklyar M.O., Korsmik R.S.  
St. Petersburg Polytechnic University  
St. Petersburg, Russia  
[Skmar.spb@gmail.com](mailto:Skmar.spb@gmail.com)

*Abstract.* The paper presents the results of an investigation of additive technology of direct growth from aluminum wire using various thermal sources—a laser and a combined laser arc. In the course of the work, the parameters of the regimes are selected, which ensure an even-dimensional formation of a thin wall during successive layering. The results are presented on the measurement of microhardness and chemical analysis.

*Keywords:* additive technologies, direct laser wire deposition, hybrid technology, laser deposition, aluminum alloys.

# Деформированное состояние при прокатке алюминиевого образца

Реков А.М.

Уральский федеральный университета им. Первого Президента России Б.Н. Ельцина  
Екатеринбург, Россия

**Аннотация.** Экспериментально определена интенсивность деформаций и напряженно – деформированное состояние зерен образца алюминия при плоской прокатке. Вычислен уровень корреляции между интенсивностью деформации и напряженно - деформированным состоянием отдельных зерен в образце. Построена экспериментальная двумерная функция их совместного распределения. Определены параметры двумерной функции плотностей вероятностей. Найдено относительное число зерен, получивших деформацию в два раза выше средней деформации образца. Результаты работы позволяют прогнозировать исчерпание ресурса пластичности в отдельных зернах образца при прокатке и могут быть использованы для оценки вероятности возникновения дефектов (микропор и микротрещин) в процессе прокатки алюминиевых полос.

**Ключевые слова:** функция распределения, тензор деформаций, напряженно - деформированное состояние, зерно поликристалла, математическая статистика, статистический анализ результатов, вероятность.

## ВВЕДЕНИЕ

Неоднородность поля пластических деформаций есть общее свойство поликристаллических материалов. Она обусловлена фазовым составом материала, различием размеров отдельных зерен, наличием границ и их конфигурацией. Необходимо также учитывать статистику дефектов в материале образца (неметаллические включения, поры и микротрещины). Неоднородность деформаций также зависит от предшествующих механической и термической обработок изделия, от отклонения химического состава материала от стандарта и ряда других факторов. Полную характеристику неоднородности поля деформаций получают с помощью одномерных и двумерных (двухточечных) нормальных плотностей распределения вероятностей. Пластические деформации поверхностного слоя образца определяются методом прецизионных делительных сеток, размеры квадратных ячеек которых соизмеримы со средним размером зерна материала образца. Измеряемый массив составляет 400 ячеек, Каждая квадратная ячейка делительной сетки в данном массиве является моделью отдельного зерна поликристалла. Напряженно-деформированное состояние отдельных зерен поликристаллического образца оценивается с помощью случайного параметра Надаи-Лоде  $\chi$  [1–5].

Ресурс пластичности материала образца зависит от предельной степени деформации сдвига и от напряженно - деформированного состояния, которое образец испытывает в процессе деформации. Авторы монографии показали, что величина предельной пластичности

материала в процессах обработки металлов давлением зависит от двух параметров: степени деформации сдвига и от показателя напряженно- деформированного состояния. Наиболее опасное, с точки зрения разрушения, напряженно- деформированное состояние соответствует одноосному растяжению образца (параметр Лоде  $\mu = -1,0$ ) [6].

При прокатке широких тонких полос в плоскости прокатки реализуется напряженно-деформированное состояние, соответствующее чистому сдвигу. Нормальное распределение интенсивности главных деформаций обусловлено многофакторностью процесса пластической деформации. Плотность распределения случайного параметра Надаи-Лоде в микроструктуре образца при прокатке, также соответствует нормальной плотности. График плотности распределения параметра  $\chi$  симметричен относительно оси, проходящей через значение  $\chi = 0$  (чистый сдвиг). Соответственно, в тех зернах поликристалла, где выше степень деформации и более «жесткое» напряженно-деформированное состояние, в первую очередь возникают микротрещины [7–8].

Цель данного исследования определение параметров двумерной плотности совместного распределения интенсивности деформаций и случайных коэффициентов Надаи-Лоде в микроструктуре материала образца. Двумерное распределение позволяет определить относительное число зерен, ресурс пластичности в которых исчерпан. В таких зернах наиболее вероятно возникновение дефектов в виде микропор и микротрещин.

## МАТЕРИАЛ ОБРАЗЦОВ И МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА

Плоские образцы с размерами 60x50x5 мм (рис.1) изготавливали из литой алюминиевой заготовки. Отливку заготовки получали из расплава гранулированного алюминия квалификации ЧДА (чистый для анализа). Плавку осуществляли в лабораторной нагревательной печи с воздушной атмосферой. Температура расплава – 1070<sup>0</sup>К. Заготовку прокатывали в валках стана ДУО до степени деформации, равной 50%. После прокатки проводили рекристаллизационный отжиг. Температура отжига – 850<sup>0</sup>К, выдержка – 6 часов, охлаждение вместе с печью. Из заготовки вырезали образцы в форме прямоугольной пластинки. Размеры сечения образцов (рис.1а) выбирали так, чтобы в процессе прокатки реализовать НДС, которое соответствует чистому сдвигу [8].

Границы зерен определяли травлением в стандартном растворе кислот (царская водка). Режим травления

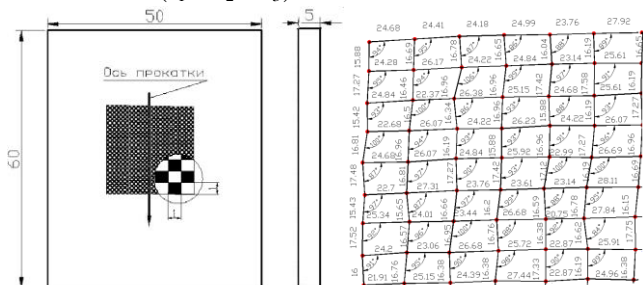
подбирали экспериментально. Средний размер зерна, определенный методом случайных секущих, составил один миллиметр. Зерна оказались равноосными – отсутствует преимущественная ориентация [8].

Делительную сетку с квадратными ячейками наносили на полированную поверхность образца (рис.1а) фотоспособом [1]. Размер стороны квадратной ячейки 1 мм. Прокатку образцов проводили на лабораторном стане ДУО-120 (диаметр валков равен 120 мм), до степени деформации, равной 24 и 42% [8]. Измерения координат узлов исходных и деформированных делительных сеток (рис.1б) проводили, по их цифровым фотографиям, средствами системы AUTOCAD. Узлы квадратных ячеек помечали реперами, выполненными в форме круга. Затем измеряли координаты центров этих кругов. Масштаб изображения выбирали, от 15–20 крат, что позволяет снизить величину относительной погрешности при измерении размеров сторон ячеек делительной сетки. Линейные размеры ячеек делительной сетки измеряли с точностью до сотых миллиметра, угловые размеры – с точностью до одного градуса (0,017 радиана).

По результатам измерений рассчитываются деформации в ортогональных направлениях (вдоль  $\varepsilon_{11}$  и поперек оси прокатки образца  $\varepsilon_{22}$ ) сдвиговые  $\varepsilon_{12}$  и главные деформации в плоскости образца  $\varepsilon_{1,2}$  и их интенсивность  $\varepsilon_u$  [1,4].

$$\varepsilon_u^2 = 2 \left[ (\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 \right] / 9 \quad (1)$$

здесь  $\varepsilon_{1,2} = \frac{1}{2} \left[ \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} \pm \sqrt{(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22})^2 + \varepsilon_{12}^2} \right]$  – главные деформации ( $\varepsilon_1 > \varepsilon_2 > \varepsilon_3$ ).



а) Размеры и форма образца б) Фрагмент результатов измерения делительной сетки

Рис. 1. Образец для испытаний

Величину третьей главной деформации  $\varepsilon_3$  находили из условия несжимаемости металла образца при пластической деформации  $\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0$ .

Деформированное состояние отдельных зерен оценивали с помощью случайного параметра Надаи-Лоде в микроструктуре поликристалла [1]:

$$\chi = (2\varepsilon_2 - \varepsilon_1 - \varepsilon_3) / (\varepsilon_1 - \varepsilon_3) \quad (2)$$

Функцию плотности вероятностей совместного распределения интенсивности деформации и напряженно-деформированного состояния зерен, согласно работы [2], запишем в виде:

$$p(\varepsilon_u, \chi, \rho) = \frac{1}{2\pi\sqrt{1-\rho^2}} e^{-\frac{1}{2(1-\rho^2)}(\varepsilon_u^2 - 2\rho\varepsilon_u\chi + \chi^2)} \quad (3)$$

здесь  $\rho$  – коэффициент корреляции между переменными  $\varepsilon_u$  и  $\chi$ .

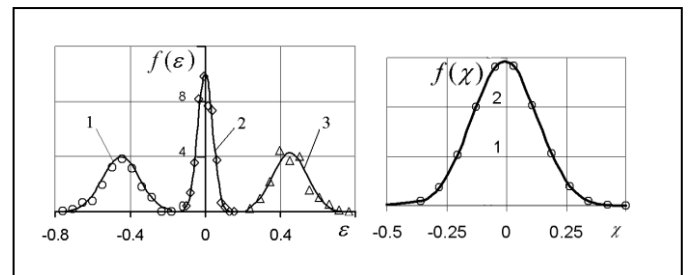
РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Плотность распределения мезодеформаций в направлении оси прокатки соответствует нормальному распределению (среднее значение интенсивности деформаций  $\varepsilon_u = 0,45$ , стандартное отклонение  $\sigma_u = 0,09$  и коэффициент вариации  $J_u = 21\%$ ). В поперечном направлении деформация зерен практически отсутствует (величина уширения при прокатке образца не превышала 1,5%). Математическое ожидание сдвиговых деформаций составило  $\gamma = 0,028$  рад. Соответствие распределений нормальному закону оценивали с помощью критерия согласия Пирсона  $\chi^2$  [8]. В соответствии с нормальным законом распределения половина зерен образца получает деформацию выше средней величины. Относительное число зерен  $n_k$ , получивших деформацию в полтора раза выше средней деформации, нелинейно возрастает с увеличением степени обжатия образца “Таб. 1”.

Таблица 1

Образец	$\bar{\varepsilon}_u$	$\sigma_{\varepsilon_u}$	$J_{\varepsilon_u}$ %	$\bar{\chi}$	$\sigma_{\chi}$	$\rho_{\chi, \varepsilon_u}$	$n_k \cdot 10^3$
1	0,268	0,049	18	0,117	0,186	0,36	274
2	0,521	0,108	21	-0,007	0,136	0,17	863

График плотности распределения случайного параметра Надаи-Лоде в мезоструктуре симметричен относительно начала координат и также соответствует нормальному распределению “рис. 3б”. Аналогичный закон распределения получен при прокатке образцов из нержавеющей стали X18Н10Т [7].

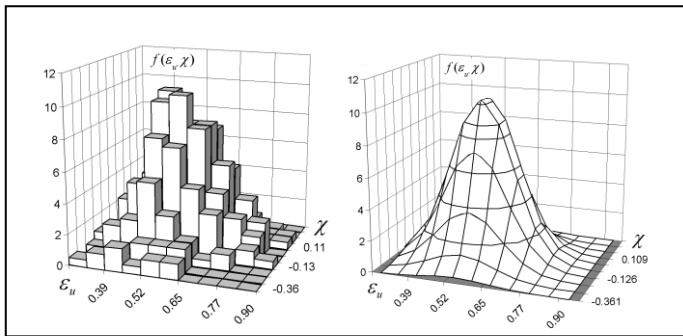


а) Главные деформации (1-  $\varepsilon_3$ , 2-  $\varepsilon_2$ , 3-  $\varepsilon_1$ ) б) Случайный параметр Надаи-Лоде

Рис. 3. Плотности распределения

Построение экспериментальной гистограммы проводили по двум массивам размером (20x20): а) интенсивности деформаций и б) случайного параметра Надаи-Лоде. Каждый из диапазонов значений интенсивности деформаций и параметра Надаи-Лоде разбивали на 10 равных интервалов. Затем строили таблицу, строки которой соответствовали серединам интервалов интенсивности деформаций, а столбцы –

серединам интервалов параметра. В ячейки таблицы заносили число зерен, деформации и НДС, которых соответствуют выбранным интервалам. По данным таблицы строили гистограмму двумерной функции распределения “рис. 1а”. Для двух случайных величин, распределение каждой из которых соответствует нормальному закону, правмерно двумерную плотность распределения представить в виде зависимости (3) [9]. Коэффициент парной корреляции указанных параметров в данном примере составил величину, равную 0,19. Графическое представление этого двумерного распределения показано “рис. 4б”. В сечениях плоскостями, параллельными координатным осям, получаются кривые, подобные функции нормального распределения “рис. 1в”. В сечениях плоскостями, перпендикулярными вертикальной оси графика, получаются корреляционные эллипсы. Чем выше уровень линейной связи между изучаемыми параметрами, тем корреляционные эллипсы получаются более вытянутыми.



а) Экспериментальная гистограмма      б) Теоретический закон

Рис. 4. Плотности совместного распределение интенсивности деформаций и случайного параметра Надаи-Лоде

**ЗАКЛЮЧЕНИЕ**

- Экспериментальные законы распределения деформаций зерен в образце алюминия согласуются с распределением Гаусса.
- При прокатке полосы в валках лабораторного стана ДУО-120 реализуется плоское напряженно-деформированное состояние, соответствующее чистому сдвигу (величина уширения не превышает 1,5–2% от первоначальной ширины образца).
- Напряженно-деформированное состояние отдельных зерен поликристаллического образца также преимущественно соответствует чистому сдвигу.

Относительно небольшая доля зерен (20–30%) испытывает напряженно-деформированное состояние, отличное от чистого сдвига.

- Двумерная плотность совместного распределения интенсивности деформаций и случайного параметра Надаи-Лоде соответствует двумерному нормальному распределению.
- Результаты работы позволяют прогнозировать истощение ресурса пластичности в отдельных зернах образца при прокатке.

**ЛИТЕРАТУРА**

1. Вайнштейн А.А. Основы теории упругости и пластичности с учетом микроструктуры материала. / А.А. Вайнштейн, В.Н. Алехин. – Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ-УПИ, 2006. – 384 с.
2. Реков А.М. Определение параметров прецизионных малобазных делительных сеток по их изображениям / А.М. Реков, В.Т. Корниенко, Э.О.Корниенко // «Наука и технологии». Том 1 – Краткие сообщения XXX Российской школы, посвященной 65-летию Победы – Екатеринбург: УрО РАН. 2010. С.179-181.
3. Реков А.М. Двумерная плотность распределения деформированного состояния мезообъемов при плоской деформации / А.М. Реков // Математическое моделирование в естественных науках. – 2015. – Т1. – С. 373-376.
4. Реков А.М. Функции распределения напряженно - деформированных состояний микроструктуры поликристаллов / А.М. Реков // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2014. – Т.80, № 2. – С. 26-31.
5. Реков А.М. Двумерная плотность распределения деформированного состояния мезообъемов образца / А.М. Реков // XI Всероссийский съезд по фундаментальным проблемам теоретической и прикладной механики. Аннотации докладов (Казань, 20-24 августа 2015 г.), Изд. Академии Наук РТ. – Казань, 2015 - С.238
6. Богатов А.А. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением. / А.А. Богатов, О.И. Мижирицкий, С.В.Смирнов. – М: Metallurgia, 1984. – 144 с.
7. Реков А.М. Локальные перегрузки мезоструктуры стальных образцов при плоской прокатке / А.М. Реков // Сталь. – 2013. – № 11. – С. 90-94.
8. Rekov A.M Laws of mesostrain distribution in aluminum strip rolling .doi.org/10.1063/1.4967156/ А.М. Rekov // AIP Conference Proceedings.-2016. vol. 1785, is.1.
9. Смирнов Н.В. Таблицы для вычисления функции двумерного нормального распределения. / Н.В. Смирнов, Л.Н. Большев. – М: Изд. Академии наук СССР, 1962. – 204 с.



# Deformed State When Rolling an Aluminum Sample

Rekov A.M.

Ural Federal University  
Ekaterinburg, Russia

*Abstract.* The intensity of deformations and the stress-strain state of grains of an aluminum specimen are determined experimentally at flat rolling. The level of correlation between the intensity of deformation and the stress-strain state of individual grains in the sample is calculated. An experimental two-dimensional function of their joint distribution is constructed. The parameters of the two-dimensional function of probability densities are determined. A relative number of grains was obtained, which were deformed twice as high as the average deformation of the sample. The results of the work make it

possible to predict the exhaustion of the plasticity resource in individual grains of the sample during rolling and can be used to estimate the probability of defects (micropores and microcracks) arising during the rolling of aluminum strips.

*Keywords:* distribution function, strain tensor, stress-strain state, polycrystalline grain, mathematical statistics, statistical analysis of results, probability.

# Исследование процесса 3D-сканирования изделий и создание виртуальных копий изделий для оценки качества внутри производственных линий

Петров М.А., Эльдиб И.С.А.

Московский политехнический университет  
Москва, Россия

[m.a.petrov@mospolytech.ru](mailto:m.a.petrov@mospolytech.ru), [eldeep\\_109@yahoo.com](mailto:eldeep_109@yahoo.com)

**Аннотация.** Существующий мировой тренд создания цифрового производства приводит к тому, что возникают так называемые «цифровые близнецы», соответствующие один к одному реальному изделию, существующий, однако, на виртуальном уровне. Для разработки таких «цифровых близнецов» необходимо адекватно перенести параметры из реальности в виртуальную среду. Существуют два метода получения 3D-моделей изделий: прямой (построения в САД-программе) и обратный (при помощи трехмерного сканирования изделия). В работе рассматривается возможность осуществления 3D-сканирования изделий при помощи оптического и лазерного 3D-сканеров, с целью дальнейшей оценки качества поковок и его интеграцией в производственную кузнечно-штамповочную линию, с учетом различных технологических параметров. Показано, что материал изделия, поверхностная модификация изделия, температура, способ сканирования, а также пост-обработка полигональной 3D-модели могут влиять на качество конечной текстурированной 3D-модели.

**Ключевые слова:** «цифровой близнец», цифровое производство, оптическое сканирование, лазерное сканирование, сканирование поковок, полигональная 3D-модель, текстурированная 3D-модель.

## ВВЕДЕНИЕ

В современном производстве и в процессе подготовки кадров для реализации высокотехнологичных процессов необходимы специалисты, обладающие знаниями, образующие отличный от существующих уровень, разделяющий нашу реальность на материальную (предметную) и нематериальную (виртуальную) части. Между ними существуют взаимосвязи, однако, прежде чем они будут установлены, необходимо провести качественные исследования на двух уровнях.

Сегодняшний мировой тренд создания «цифрового» производства предполагает разработку, создание и контроль деталей и изделий на двух уровнях. Развитие техники для сопровождения «виртуального» производства продолжается. Пока нет универсальных методик, которые работали бы одинаково хорошо, как с различными материалами, так и с разными технологиями.

Технологии 3D-сканирования представляют собой инструмент для перевода детали или изделия, существующего на материальном уровне, на нематериальный уровень, с созданием 3D-модели геометрической копии или геометрической части «цифрового близнеца» [1–7]. В зависимо-

сти от оптических свойств материалов, параметров окружающей среды и скорости объекта, т.е. стационарный или перемещающийся, выбирают тот или иной тип оборудования.

Сканирование может осуществляться при помощи ламповых, светодиодных (LED), оптических, а также лазерных сканеров (табл. 1). Например, 3D-сканирование вместе с координатно-измерительной системой (КИС) позволяют совмещать бесконтактные и контактные технологии, добиваться высокой точности получаемой 3D-модели [8, 9]. Для сканирования больших объектов в ручном режиме применяют совмещение динамического 3D-сканера с лидарами или трекерами, перемещения которых синхронизированно с перемещением ручного сканера. Применение специальных методов и шаблонов, проецируемых на поверхность детали, позволяет повысить точность совмещения отдельных доменов точек и правильно провести их соединение с теми, которые лежат в окрестности. Алгоритмы соединения и определения размеров деталей или изделий позволяют говорить о бесконтактном способе измерения и получения карты отклонений, которые ранее получали тактильным способом на КИС. Сканеры подразделяются на стационарные, не имеющие подвижных частей и не перемещаемых в процессе сканирования, а также динамические, которые могут быть перемещены оператором в пространстве в процессе сканирования или иметь подвижные элементы (головки), которые направляют лазерный луч.

Таблица 1.

Классификация оборудования для 3D-сканирования

Параметры классификации:	стационарные сканеры		динамические сканеры	
	СД	ЛД	СД	ЛД
перемещение головки	нет	нет, да	да	да
размер объекта сканирования, м	0,001 – 3	0,2 – 2	0,2 – 1	до 110
получение цветных 3D-моделей	да	да	да	да
точность, мм	до 0,072	до 0,002	до 0,05	до 0,025

Интересна также возможность интеграции отдельных станций 3D-сканирования и контроля объектов в существующие или новые производственные линии. В качестве

достигаемых целей могут быть следующие: определение геометрии, контроль размеров, контроль внешних дефектов, сортировка. Причем контролировать можно не только поковки [10–12], но и инструмент, например, с целью уменьшения его износа [13]. В зависимости от целей может осуществляться обратная связь с оборудованием и автоматическая настройка параметров оборудования для снижения количества бракованной продукции.

В кузнечно-штамповочном производстве 3D-сканирование может быть встроено в штамповочную линию (рис. 1). Применяя контроль качества поковок на месте и своевременно внося изменения в параметры настройки нагревательного и штамповочного оборудования можно повысить качество поковок. Критерием оценки может быть параметр качества поковки, определяющийся по результатам совмещения полученной 3D-модели после сканирования с исходной 3D-моделью, определением мест дефектов, разрушений или трещинообразования.

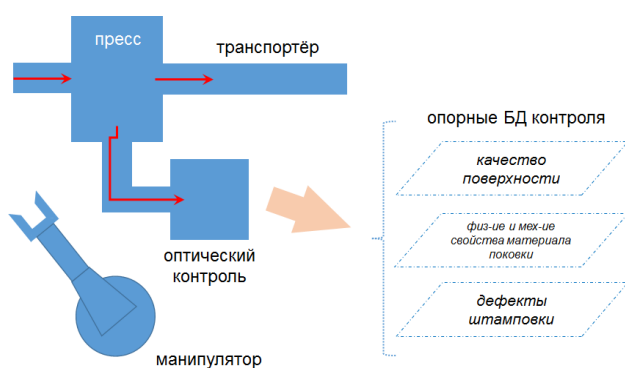


Рис. 1. Схема реализации бесконтактного контроля качества поковок на штамповочной линии

Для реализации данной задачи нужно правильно выбрать технологию 3D-сканирования, а также разработать алгоритм определения параметра качества поковки, основывающийся на ряде других параметров, принадлежащих к одному из трех уровней влияния и образующие базы данных (БД): качество поверхности, физические и механические свойства, поверхностные дефекты после штамповки. По результатам оценки качества система сбора и обработки информации SCADA изменяет параметры оборудования, оказывающего наибольшее влияние на изменение параметра качества поковки, в автоматическом режиме. Реализация такой схемы невозможна без детального изучения методов сканирования.

В данной работе проводилось исследование влияние типов материалов, покрытий, а также изменение температуры на результат сканирования.

#### ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ 3D-СКАНИРОВАНИЯ

Техника для 3D-сканирования основывается на нескольких физических эффектах, в частности, эффектах геометрической оптики и теории полупроводников. Из теории фотограмметрии известно, что информацию по форме, положению и размерам исследуемого объекта получают по двум снимкам, сделанных из разных точек пространства [14].

При оптическом 3D-сканировании источник света (светодиоды (СД) с разной длиной волны) подсвечивает объект и проецирует на его поверхность изображение черно-белых полос разной толщины (структурированный подсвет). Отраженный свет возвращается обратно, попадает на одну или две камеры (приемники), для создания стереоскана, а далее попадает на ПЗС- (CCD) или КМОП-матрицу (CMOS) для получения информации об удалении объекта (датчик глубины). Сканирование объекта ведется с разных ракурсов для обеспечения сбора информации, в виде сканов, о всей видимой части объекта, для чего объект поворачивают на 360° относительно его оси. Полученные кадры система ориентирует путём сопоставления маркеров (от 4 и более) [8, 9, 15, 16].

При лазерном 3D-сканировании луч когерентного источника излучения (лазерный диод – ЛД) попадает на объект и после отражения от него попадает в приемник, которым является датчик глубины. Также, как и при оптическом сканировании объект вращают для получения информации обо всем объекте. Для лучшей идентификации полученных отдельных сканов на поверхность объекта устанавливают специальные метки (маркеры), однако, необходимость установки специальных маркеров для лазерных и некоторых оптических сканеров имеет второстепенное значение.

Основными элементами лазерного сканера являются лазерный дальномер, а также блок развёртки лазерного луча (одно или два зеркала, колеблющихся с большой частотой, вращающееся полигональное зеркало или полигональная призма с сервоуправлением) [8, 9, 16–18]. Существует три метода измерения расстояния: импульсный, фазовый и триангуляционный. В большинстве лазерных сканеров применяется импульсный метод, основанный на измерении времени прохождения луча от источника до приемника и обратно. Это расстояние определяется по уравнению 1.

$$R = \frac{vt}{2}, \quad (1)$$

где  $R$  – расстояние;  $v$  – скорость распространения электромагнитных волн;  $t$  – время прохождения луча.

В обоих случаях результатом является информация, представляющая набор значений по трём координатам в сферической системе координат (углы по вертикали и горизонтали), которые связаны с декартовыми координатами известными формулами (2).

$$\left. \begin{aligned} X &= R \cos \varphi \sin \theta \\ Y &= R \sin \varphi \sin \theta \\ Z &= R \cos \theta \end{aligned} \right\}, \quad (2)$$

где  $X$ ,  $Y$  и  $Z$  – конечные координаты точек вектора расстояния  $R$  до объекта;  $\varphi$  – горизонтальный угол;  $\theta$  – вертикальный угол.

После получения сканов и построения облака точек производят процедуру полигонизации и получения 3D-модели, состоящей в объединении отдельных точек в полигональную модель (рис. 2) [19–21].

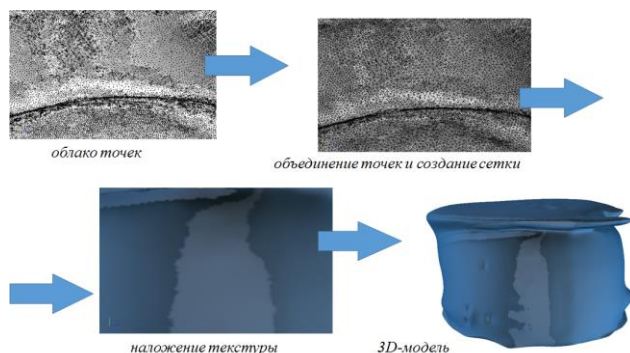


Рис. 2. Этапы последовательного получения 3D-модели

### ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ РАБОТА

Для получения «цифровой» информации об объекте были выбраны изделия, выполненные из разных материалов, а также применялись статический ламповый (СЛ), а также динамический лазерный (ДЛД) 3D-сканеры, представленные в табл. 2. Для изменения оптических свойств исследуемого объекта использовалась технологическая смазка ручного способа нанесения, применяющаяся в технологиях горячей объемной штамповки, и белый проявитель аэрозольного способа нанесения, применяемый в дефектоскопии, на основе неорганических частиц с объемной долей содержания 9,44%. Для сканирования выбирались машиностроительные детали, с одним из габаритных размеров не более 250 мм, у которых имелись следующие геометрические особенности: переменное сечение, элементы с размером менее 1 мм, отверстия (круглые, эллиптические), проточки под уплотнения, углубления и плавные переходы, приливы, ребра жесткости, идентификационные метки и обозначения.

Было проведено сканирование художественных изделий из гипса. Также проведено сканирование трех автомобильных деталей, а именно: кронштейн крепления двигателя и поршень ДВС, представленных на рис. 3. Деталь (а) изготовлена из алюминиевого сплава методом литья в песчано-глинистые формы (ЛПГФ), с последующей механической обработкой посадочных отверстий. Деталь (б) изготовлена из конструкционной стали методом холодной листовой штамповки (ХЛШ). Деталь (в) изготовлена из алюминиевого сплава методом изотермической штамповки.

Для обработки облака точек после 3D-сканирования, применялось программное обеспечение (ПО) ScanCenter и Geomagic.

Таблица 2

Характеристики 3D-сканеров

Параметры	Тип сканера и название:		
	<i>RangeVision Premium (RVP) (СЛ)</i>	<i>Kinect V1 (KT) (ДЛД)</i>	<i>Sense (SE) (ДЛД)</i>
метод	триангуляция	импульсный	
расстояние до объекта, м	0,5 – 25	0,4 – 4	0,2 – 1,6
разрешение, мм	0,06 – 0,26	1	1
тип матрицы	ПЗУ	КМОП	
источник света	галогеновая лампа	ЛД	
длина волны ЛД, нм	450 – 600	830	830



Рис. 3. Исследуемые детали: а) и б) кронштейны крепления двигателя; в) поршень ДВС

### ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

В табл. 3 представлены результаты 3D-сканирования с указанием субъективной оценки результатов. К субъективным критериям относились следующие: детализация объектов, отсутствие повреждений модели (отверстия в полигональной модели, разрывы, складки и т.д.), возможность узнать и сопоставить отдельные фрагменты модели с оригиналом, отклонение в размерах  $\pm 2$  мм, неиспользование дополнительных модификации поверхности. За выполнение каждого критерия назначался 1 балл. За невыполнение критерия балл не назначался.

С целью определения появления возможных артефактов было проведено сканирование цилиндрического образца из АБС-пластика, выращенного по технологии 3D-печати FDM после 50-процентной деформации. Выяснилось, что несмотря на то, что сканирование на RVP проводилось с высокой степенью детализации, после обработки полигональной модели в ПО отчетливо проявились несоответствия 3D-модели с физическим объектом (рис. 4). В местах образования складок и трещин (области 2 и 3) произошло зарастивание поверхностей. В некоторых областях, которые не были подвергнуты деформации, наблюдается изменение криволинейности участков поверхности (область 1).

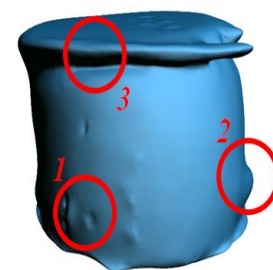


Рис. 4. Натурный образец после деформации (слева) и его полигональная текстурированная 3D-модель (справа)

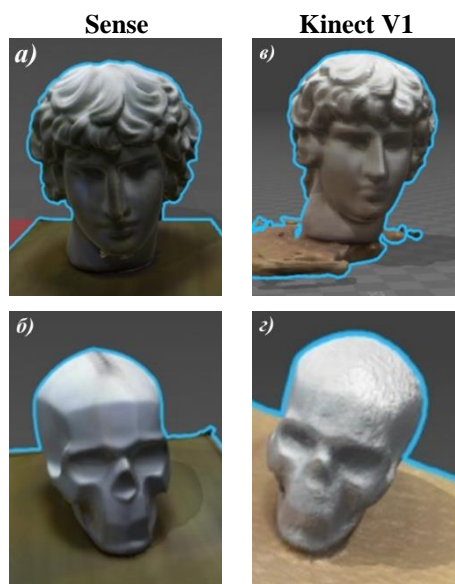


Рис. 5. 3D-модели художественных изделий из гипса: а) и в) голова; б) и г) череп

При сканировании объектов, которые не требуют предварительной подготовки поверхности, например, изделия из гипса, применение как динамических, так и бюджетных 3D-сканеров даёт положительные результаты (рис. 5). При сканировании металлических объектов

Таблица 3

Результаты 3D-сканирования

Объект:	RVP	KT	SE
- голова	н/д	4	5
- череп	н/д	3	5
- поршень	4	2	2

Сканирование поршня осуществлялось в двух условиях: после штамповки и охлаждения, и после очистки от остатков смазочного вещества. Выяснилось, что для получения качественного скана в обоих случаях следует сделать поверхность однородной, для чего она покрывалась белым проявителем аэрозольным способом. Наиболее качественный скан поршня без покрытия был получен на RVP. Также поршень с покрытием нагревали до температуры 250°C и проводили сканирование. Результаты показали небольшие изменения в 3D-модели по сравнению с 3D-моделью, полученной для случая сканирования при комнатной температуре. Наиболее сложными для сканирования оказались углубления и внутренние приливы под поршневой палец, которые либо не были отсканированы, либо приводили к потере опорной точки при проведении динамического сканирования. Следует также отметить, что применение ДЛД 3D-сканеров ускоряет процесс сканирования, так как не требует специальной подготовки образцов. С другой стороны, геометрия детали, у которой есть углубления и переходы с малым радиусом, не является идеальной для проведения сканирования такими устройствами. Определение влияния типов покрытий на результат сканирования показало, что модификация поверхности как смазочным веществом (нанесение кисточкой), так и проявителем (аэрозольное нанесение), дающее различную толщину покрытия, оказывает положительное влияние и улучшает качество сканов, причем покрытия упрощают распознавание углублений и приливов 3D-сканером.

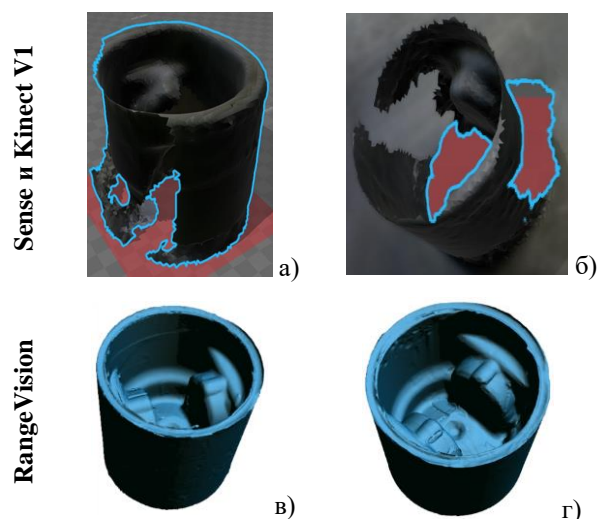


Рис. 6. 3D-модели поршня (v): а) и б) без покрытия, T = 20°C; в) с покрытием, T = 20°C; г) с покрытием, T = 250°C

На рис. 8, 9 и 10 представлены результаты сканирования деталей кронштейн. На рис. 8 и 10 представлены полигональные и текстурированные модели деталей, полученные при применении камеры с разрешением 2 Мп. Отличительной особенностью детали на рис. 8 от детали на рис. 10 является наличие идентификационной метки, которая была получена при сканировании камерами также с разрешением 2 Мп. Сопоставление результатов сканирования с оригиналом показало, что внешняя геометрия и сквозные посадочные отверстия 3D-модели не имеют существенных отклонений, а отклонение размеров составляет менее 1%.

Идентификационная метка имеет вогнутую форму, как и у оригинала. Однако, цифры и радиальные лучи выполнены нечетко, что может быть связано как с необходимостью перехода на камеру с большим разрешением, так и с уменьшением степени сглаживания на этапе пост-обработки полигональной модели в ПО.

Сопоставление результатов сканирования кронштейна (б) показали, что внешняя геометрия, периферийные отверстия, а также центральные боковые отверстия совпадают с оригиналом. Кромки центрального эллиптического отверстия имеют тонкие полигональные элементы, которые являются артефактами.

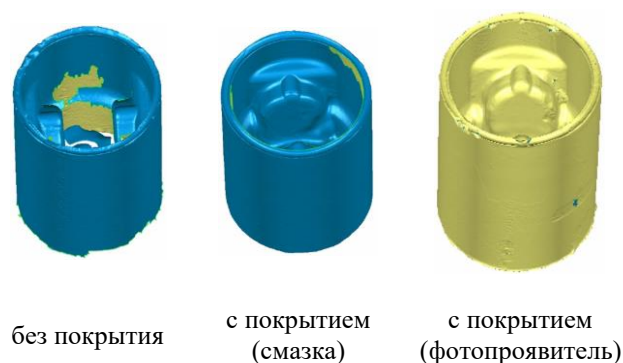


Рис. 7. 3D-модели поршня (v) до и после модификации поверхностей (получено на FARO Edge с КИС)

полигональная модель      текстурированная модель

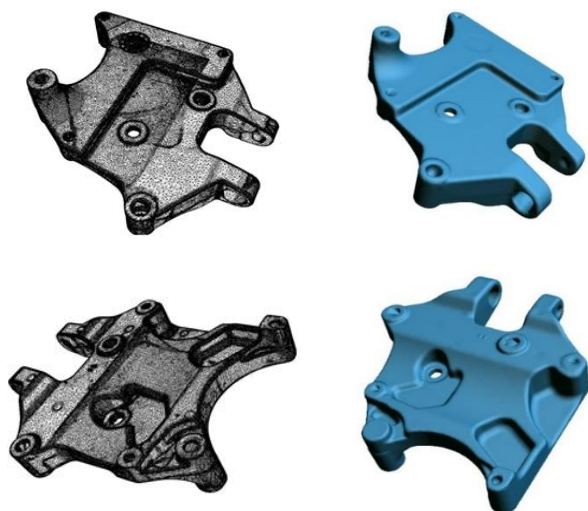


Рис. 8. Полученные 3D-модели детали (а), вид сверху (верхний ряд), вид снизу (нижний ряд)

В месте перехода от прямолинейной части в криволинейную на внешней поверхности наблюдается появление складок, которые отсутствуют на исходной детали и также являются артефактами.



Рис. 9. Идентификационная метка детали (а): оригинал (слева) и текстурированная модель (справа)



Рис. 10. Полученные 3D-модели детали (б), вид сверху

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ (Выводы)

По результатам проведенных исследований можно сделать ряд обобщений и выводом:

- в зависимости от типа 3D-сканера результаты сканирования могут существенно отличаться друг от друга;
- поверхностная модификация исследуемой детали влияет на результат сканирования;
- изменение температуры допускается при проведении сканирования и, при применении профессиональных систем сканирования, могут не оказывать влияния на результат;
- для получения высокой детализации объекта необходимо либо применять камеры с высоким разрешением (оптические системы), либо проводить сканирование на меньших скоростях (лазерное сканирование).
- для горячих светящихся объектов необходимо выбирать лазерные системы, у которых лазерный луч имеет цвет, отличный от красного, например, синий;
- блестящие металлические и темные матовые поверхности затрудняют получение качественной 3D-модели и, поэтому, нуждаются в нанесении на них разных покрытий;
- для реализации поставленной задачи по внедрению бесконтактного способа оценки качества поковки необходима реализации сложного алгоритма, которая включает в себя информацию по поведению материала в условиях пластической деформации, а также выбора ряда параметров сканирования и автоматической пост-обработки полигональной модели.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Siemens. The digital twin // Advance. – 2015. – №2, ноябрь. P. 4–9 (<https://www.siemens.com/content/dam/internet/siemens-com/customer-magazine/old-mam-assets/print-archiv/advance/adv152-en-screen.pdf>) (дата обращения 11.02.2018).
2. Ezell S. How cloud computing enables modern manufacturing. / S. Ezell, B. Swanson // ITIF Report. – 2017. – P. 1–33 (<http://www2.itif.org/2017-cloud-computing-enables-manufacturing.pdf>) (дата обращения 11.02.2018)
3. Autodesk. Civil Infrastructure. Strategic industry foresight. The digitalization of infrastructure. / Autodesk Inc. // Whitepaper. – 2017. P. 1–30. (<https://damassets.autodesk.net/content/dam/autodesk/draft/1399/aec-civil-infrastructure-whitepaper-strategic-foresight-en.pdf>) (дата обращения 11.02.2018)
4. General Electric. GE Digital Twin. Analytic engine for the digital power plant. / General Electric // Whitepaper. – 2016. P. 1–30. (<https://www.ge.com/digital/sites/default/files/Digital-Twin-for-the-digital-power-plant-.pdf>) (дата обращения 11.02.2018)
5. Deloitte. Industry 4.0 and the digital twin. / Deloitte Consulting LLP, University Press // Whitepaper. – 2017. – P. 1–20. ([https://www2.deloitte.com/content/dam/insights/us/articles/3833\\_Industry4\\_0\\_digital-twin-technology/DUP\\_Industry-4\\_0\\_digital-twin-technology.pdf](https://www2.deloitte.com/content/dam/insights/us/articles/3833_Industry4_0_digital-twin-technology/DUP_Industry-4_0_digital-twin-technology.pdf)) (дата обращения 11.02.2018)
6. Walker M.J. Hype cycle for emerging technologies. / M.J. Walker // Gartner Inc., Whitepaper. – 2017. – P. 1–63. ([http://www2.caict.ac.cn/zscp/qqzkgz/qqzkgz\\_zdzsq/201708/P020170831493337899927.pdf](http://www2.caict.ac.cn/zscp/qqzkgz/qqzkgz_zdzsq/201708/P020170831493337899927.pdf)) (дата обращения 11.02.2018)

7. Тишкин В.О. Качество электронных копий физических объектов / В.О. Тишкин // Научно-технический вестник информационных технологий, механики и оптики. – 2008. – №52. – С. 69–72.
8. Середович В.А. Наземное лазерное сканирование: монография. / В.А. Середович, А.В. Комиссаров, Д.В. Комиссаров, Т.А. Широкова. – Новосибирск: СГГА, 2009. – 261 с.
9. Marshall G.F. Handbook of optical and laser scanning. – 2<sup>nd</sup> edition. / G.F. Marshall, G.E. Stutz. – Boca Raton: CRC Press, Taylor and Francis Group, 2012. – 749 с.
10. Tian Z. Dimension measurement of hot large forgings with a novel time-of-flight system / Z. Tian, F. Gao, Z. Jin, X. Zhao // International journal of advanced manufacturing technology. – 2009. – Vol. 44, is. 1–2. – P. 125–132.
11. Kesheng W. Accurate 3D object measurement and inspection using structured light systems. – eds. B. Rachev, A. Smrikarov / W. Kesheng, Q. Yu // Proceedings of the 12th International Conference on Computer Systems and Technologies (CompSysTech '11). – New York, 2011. – P.221–227.
12. Labergère C. Benchmark of a forging process with a hammer: Comparison between fem simulation results and real part shapes using 3D digitising scanner / C. Labergère, S. Remy, P. Lafon, A. Delespierre, L. Daniel, G. Kang. – 2011. – Vol. 12, is. 3. – P. 215–222.
13. Gronostajski Z. Application of the reverse 3D scanning method to evaluate the wear of forging tools divided on two selected areas / Z. Gronostajski, M. Hawryluk, M. Kaszuba, P. Widomski, J. Ziemba // International journal of automotive technology. – 2017. – Vol. 18, is. 4. – P.653–662.
14. Лобанов А.Н. Фотограмметрия. – 2-ое изд. перераб. и доп. / А.Н. Лобанов. – Москва: Недра, 1984. – 552 с.
15. Gross H. Handbook of optical systems. Physical image formation. – Vol. 2. – eds. H. Gross / W. Singer, M. Totzek, H. Gross. – Darmstadt: Druckhaus Darmstadt GmbH, Wiley-VCH Verlag GmbH & Co., 2005. – 690 с.
16. Gross H. Handbook of optical systems. Survey of optical instruments. – Vol. 4. / H.Gross, F. Blechinger, B. Achnert. – Darmstadt: Betz-Druck GmbH, Wiley-VCH Verlag GmbH & Co., 2008. – 1064 с.
17. Belton D. Classification and segmentation of terrestrial laser scanner point clouds using local variance information. / D. Belton, D.D. Lichti // ISPRS Commission V Symposium “Image Engineering and Vision Metrology”. – Vol. XXXVI, is. 5. – P. 44 – 49 ([http://www.isprs.org/proceedings/xxxvi/part5/paper/BELT\\_619.pdf](http://www.isprs.org/proceedings/xxxvi/part5/paper/BELT_619.pdf)) (дата обращения 11.02.2018)
18. Прямыцин И.Б. Лазерные сканирующие устройства. Методы и методики исследования характеристик. Области применения / И.Б. Прямыцин, И.Б. Челпанов // Современное машиностроение. – 2012. – С. 631–644.
19. Reverse engineering – recent advances and applications. – eds. by A. C. Telea. / A.C. Telea. – Rijeca: InTech, 2012. – 276 с.
20. Цапко И.В. Алгоритмы и методы обработки информации в задачах трехмерного сканирования объектов / И.В. Цапко, С.Г. Цапко // Известия Томского политехнического университета. – 2010. – т. 317, №5. – С. 134–140.
21. Тишкин В.О. Методика сборки и обработки данных, полученных в процессе 3D-сканирования / В.О. Тишкин // Научно-технический вестник информационных технологий, механики и оптики. – 2011. – №1 (71). – 87–92.

## Investigation of 3D-scanning Process and Creation of Virtual Copies of Parts for Quality Evaluation within Production Lines

Petrov M.A., El-Deeb I.S.A

Moscow Polytechnic University

Moscow, Russia

[m.a.petrov@mospolytech.ru](mailto:m.a.petrov@mospolytech.ru), [eldeep\\_109@yahoo.com](mailto:eldeep_109@yahoo.com)

**Abstract.** Nowadays the worldwide trend of production digitalization creates new understanding of digital twins of any end part. They duplicate the real object, however, they exist on virtual level. To perform such kind of digital twins we need to carry the parameters from the real world into the virtual reality carefully. There are two methods of 3D-model creation: direct (workflow in any CAD-software) and reverse (with the help of 3D-scanning technique). In current article the possible scanning operation based on LED and IR laser diode were considered. The further quality assessment was performed for the future possible

implementation of the results into any forging line due to versatile technological parameters as well. It was shown that the material of the part, surface modification, temperature, method of 3D-scanning and post-processing of the polygonal model can influence the quality of the textured part.

**Keywords:** digital twin, digital production, optical scanning, scanning of forgings, polygomal 3D-models, textured 3D-model.

# Исследование формоизменения концевых частей труб при прокатке на редуционном стане

Павлов Д.А., Богатов А.А., Павлова Е.А.

Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина  
Екатеринбург, Россия  
[d.a.pavlov@urfu.ru](mailto:d.a.pavlov@urfu.ru)

**Аннотация.** В работе представлены результаты экспериментального исследования продольной и поперечной разностенности на концах насосно-компрессорной трубы при редуцировании. Установлено, что наибольший «вклад» в разброс данных по толщине стенки вносит граненость труб, которая вызвана влиянием режимов обжатия на редуционном стане и калибровки валков за счет затекания металла в выпуск калибра. В ходе работы были также высказаны рекомендации о том, что для уменьшения разностенности труб необходимо разработать калибровку, обеспечивающую уменьшение интенсивности затекания металла в выпуск калибра, уменьшить обжатие по клетям стана и увеличить коэффициент кинематического натяжения между клетями РРС.

**Ключевые слова:** прокатка труб; редуционный стан; статистический анализ; разностенность труб.

## ВВЕДЕНИЕ

Важной научно-технической проблемой является исследование образования продольной и поперечной разностенности на концах труб после редуцирования. Эта проблема связана с решением задачи уменьшения концевой обреза, а также с поиском рациональной калибровки валков и режимов редуцирования труб для разработки технологии утилизации утолщенных концов и получения из них годной продукции. Результаты исследования формоизменения концевых частей труб при редуцировании имеют важное значение для разработки алгоритма и программы расчета показателей точности труб и разработки технических решений уменьшения продольной и поперечной раз-

ностенности. В статье представлены результаты экспериментального исследования продольной и поперечной разностенности на концах насосно-компрессорной трубы размером 60×5,0 мм, прокатанной на ТЭСА 20-102 с редуционным станом.

## МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ИССЛЕДОВАНИЯ

Для исследования продольной и поперечной разностенности на редуционно-растяжном стане была прокатана труба размером 60×5,0 мм из сварной заготовки 108×4,5 мм. Режим редуцирования подобран таким образом, чтобы толщина стенки увеличивалась с 4,5 до 4,8 мм. После прокатки из концевых частей трубы были вырезаны цилиндрические образцы высотой 20 мм в соответствии со схемой, представленной на рис. 1.

Измерение толщины стенки на каждом образце в соответствии со схемой, представленной на рис. 2, осуществлялось с помощью трубного микрометра первого класса точности. В каждом поперечном сечении трубы производилось измерение толщины стенки в 12 радиальных сечениях, каждое из которых отстояло от начала отсчета на угол  $\varphi$  (рис. 2). Угол  $\varphi_i$  связан с номером радиального сечения  $i$  следующей формулой:

$$\varphi_i = \frac{2\pi}{l} i,$$

где  $l$  – количество радиальных сечений, в которых производится измерение толщины стенки.

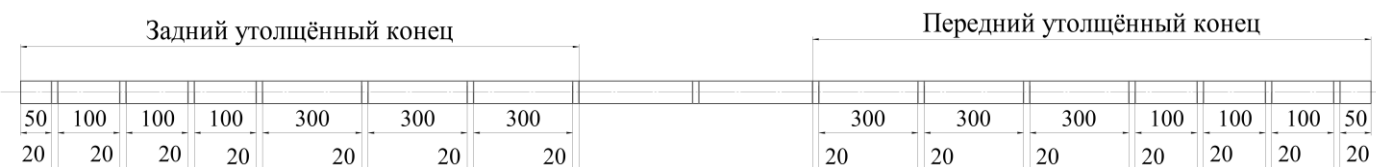


Рис. 1. Схема для вырезки образцов из трубы



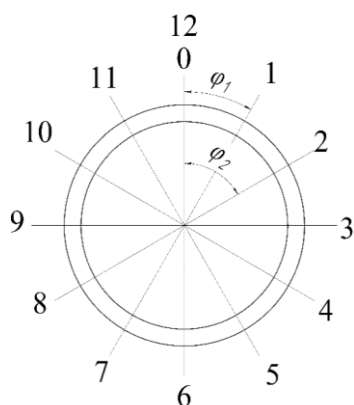


Рис. 2. Схема для измерения толщины стенки

По результатам измерения толщины стенки для каждого образца были рассчитаны следующие параметры [1]:  $\bar{S}_n$  - средняя толщина стенки образца с номером  $n$  ( $n=1\div 15$ );  $\sigma_n^2$  - дисперсия толщины стенки;  $\sigma_n$  - среднее квадратическое отклонение;  $\frac{\sigma_n}{S_n}$  - коэффициент вариации;  $\sigma_{\varepsilon_n}^2$  - дисперсия толщины стенки, вызванная эксцентриситетом внутренней и наружной поверхности трубы;  $\frac{\sigma_{\varepsilon_n}}{S_n}$  - коэффициент вариации; дисперсия толщины стенки, вызванная граненостью  $\sigma_{гр_n}^2$ ; коэффициент вариации  $\frac{\sigma_{гр_n}}{S_n}$ .

Указанные параметры были рассчитаны по следующим формулам [1]:

$$\bar{S}_n = \frac{1}{l} \cdot \sum_{i=1}^l S_{\varphi_i, n}$$

$$\sigma_n^2 = \frac{1}{l-1} \cdot \sum_{i=1}^l (S_{\varphi_i, n} - \bar{S}_n)^2,$$

где  $S_{\varphi_{in}}$  - толщина стенки, измеренная на образце с номером  $n$  и отстоящем от начала отсчета на угол  $\varphi_i$ , где  $i=1\div 12$ .

Дисперсию значений толщины стенки, вызванную граненостью определяли по следующей формуле

$$\sigma_{гр_n}^2 = \frac{1}{l-1} \cdot \sum_{i=1}^l (S_{\varphi_i} - \bar{S}_{\varphi_i, n})^2 - \frac{e_n^2}{2},$$

где  $e_n$  - эксцентриситет;

$$e_n = - \frac{\sum_{i=1}^l S_{\varphi_i} \cdot \cos \varphi_i}{\sum_{i=1}^l \cos \varphi_i}$$

Дисперсию значений толщины стенки, вызванную эксцентриситетом внутренней и наружной поверхности трубы, определяем по следующей формуле

$$\sigma_{\varepsilon_n}^2 = \frac{e_n^2}{2}$$

#### АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ ИССЛЕДОВАНИЯ

В соответствии с ГОСТ 633-80 минусовое отклонение по толщине стенки составляет -12,5 %, а плюсовое отклонение ограничивается массой трубы. Исходя из того, что плюсовое отклонение по массе отдельной трубы не должно превышать +6,5 % была рассчитана максимальная толщина стенки трубы, которая составила 5,325 мм. Результаты измерения толщины стенки представлены на рис. 3. Из рис. 3 видно, что на переднем и заднем концах толщина стенки превышает плюсовой допуск. Также видно, что на заднем конце заготовки средняя толщина стенки изменялась от 5,53 до 5,25 мм, а на переднем – от 5,09 до 5,31 мм. Таким образом, на заднем конце средняя толщина стенки больше, чем на переднем, что соответствует литературным данным [2-9]. В центральной части заготовки средняя толщина стенки составила 4,79, то есть в установленном поле допуска. Результаты расчёта статистических параметров представлены в табл. 1.

Таблица 1

Результаты расчета статистических параметров

№	$S_{\varphi_{in}}$	$\sigma_n^2$	$\sigma_n$	$\frac{\sigma_n}{S_n}, \%$	$\sigma_{\varepsilon_n}^2$	$\frac{\sigma_{\varepsilon_n}}{S_n}, \%$	$\sigma_{гр_n}^2$	$\frac{\sigma_{гр_n}}{S_n}, \%$
1	5,5358	0,0385	0,1962	3,5436	0,0004	0,3651	0,0381	3,5431
2	5,5450	0,0379	0,1947	3,5109	0,0009	0,5591	0,0370	3,4942
3	5,5208	0,0221	0,1488	2,6949	0,0000	0,0622	0,0221	2,6965
4	5,4817	0,0200	0,1413	2,5774	0,0013	0,6519	0,0187	2,4690
5	5,4175	0,0235	0,1534	2,8314	0,0003	0,3173	0,0232	2,8008
6	5,3292	0,0287	0,1694	3,1779	0,0031	1,0250	0,0256	2,9593
7	5,2525	0,0262	0,1619	3,0829	0,0003	0,3438	0,0259	3,0485
8	4,7850	0,0110	0,1048	2,1910	0,0000	0,0110	0,0110	2,1906
9	5,0892	0,0162	0,1275	2,5044	0,0077	1,7703	0,0085	1,8591
10	5,0725	0,0083	0,0911	1,7953	0,0010	0,6367	0,0073	1,6959
11	5,2458	0,0133	0,1153	2,1984	0,0006	0,4633	0,0127	2,1637
12	5,3842	0,0242	0,1555	2,8876	0,0006	0,4409	0,0236	2,8355
13	5,4383	0,0254	0,1594	2,9314	0,0015	0,6973	0,0239	2,8175
14	5,2042	0,0343	0,1851	3,5568	0,0002	0,2488	0,0341	3,5356
15	5,3175	0,0368	0,1917	3,6059	0,0015	0,7469	0,0352	3,5666

По данным, представленным в табл. 1 были построены графики (рис. 3,4 и 5).

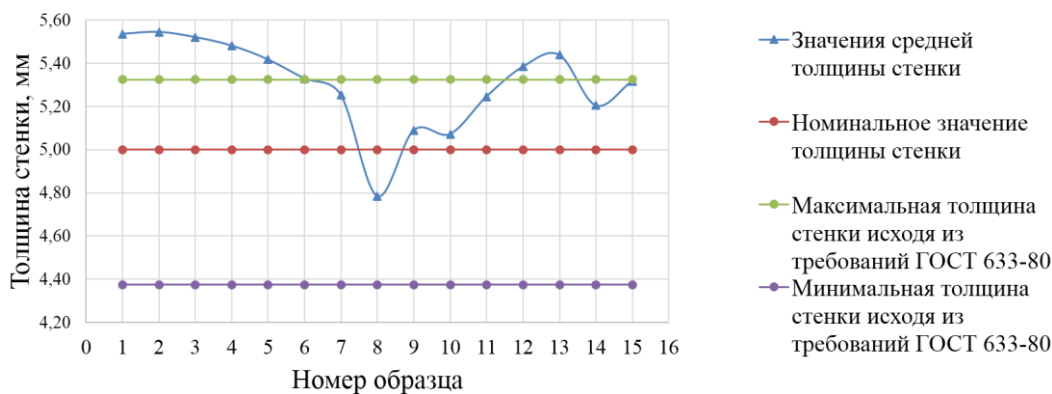


Рис. 3. Результаты измерения толщины стенки

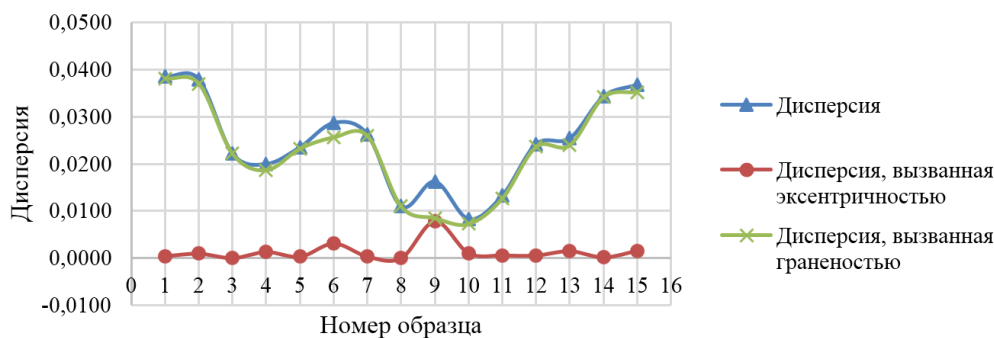


Рис. 4. Дисперсия результатов измерения толщины стенки

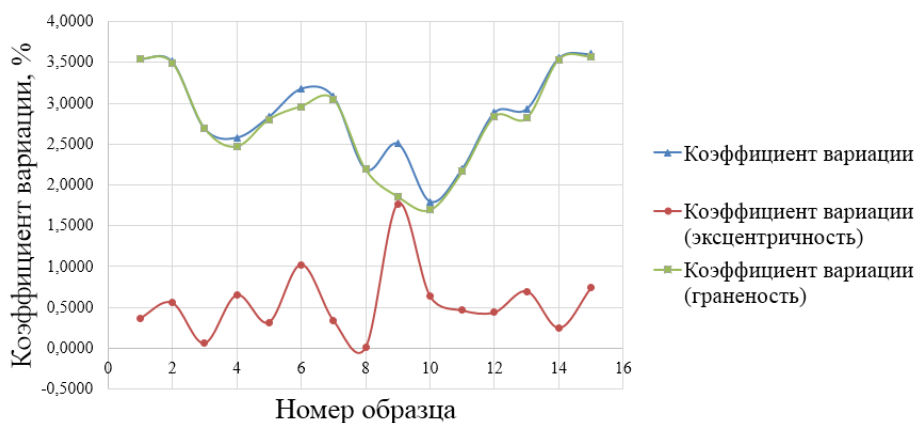


Рис. 5. Коэффициент вариации полученных результатов

Из графиков, представленных на рис. 4 и 5 видно, что наибольший «вклад» в общую дисперсию вносит дисперсия, вызванная граненостью. Такой разброс значений толщины стенки относительно среднего значения вызван влиянием режимов обжатия на редуционном стане и калибровки валков за счет затекания металла в выпуски калибра. Также из графиков видно, что наибольший разброс значений толщины стенки, вызванный граненостью, наблюдается на переднем и заднем концах трубы. Таким образом, возможными вариантами уменьшения поперечной разностенности является уменьшение обжатия по диаметру на редуционном стане, изменение калибровки валков, с целью уменьшения объема металла, затекающего в выпуски калибра, увеличение коэффициентов пластического и кинематического

натяжения, а также уменьшение продолжительности нестационарной стадии прокатки путем регулирования скоростных режимов РРС.

Для проведения анализа точности внутреннего диаметра трубы была произведена проверка путем сравнения внутреннего диаметра полученных образцов и наружного диаметра оправки (длинного дрефтера). Размеры оправки для шаблонирования насосно-компрессорных труб в соответствии с ГОСТ 633-80 составляет  $47,9^{+0,25}$  мм, а предельное отклонение по наружному диаметру труб в исполнении А составляет  $\pm 0,8$  мм ( $60^{+0,8}_{-0,8}$  мм).

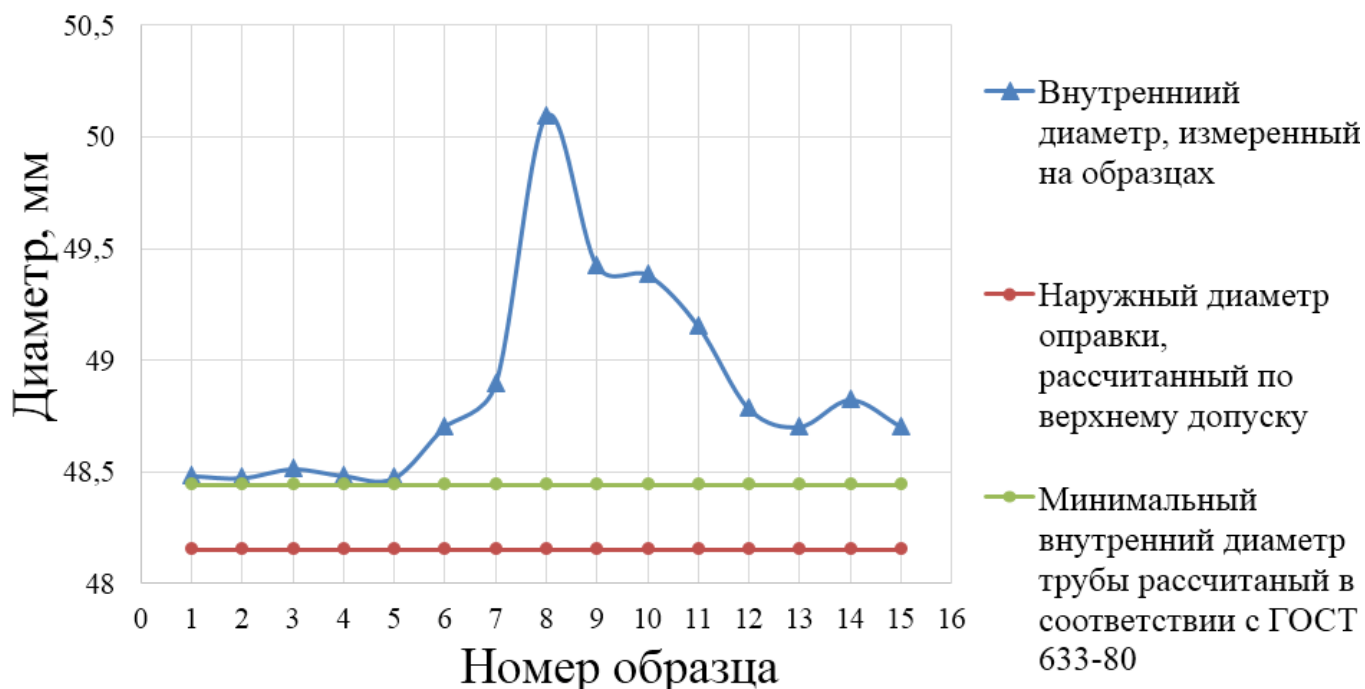


Рис. 6. Результаты измерения внутреннего диаметра трубы и значение наружного диаметра оправки, рассчитанного по верхнему допуску

Ранее была рассчитана максимальная толщина стенки трубы равная 5,325 мм. Исходя из этого минимальный внутренний диаметр трубы составит 48,44 мм. На рис. 6. представлены результаты измерения внутреннего диаметра трубы, а также значение наружного диаметра оправки, рассчитанного по верхнему полю допуска. Из рис. 6 видно, что в центральном и концевых участках трубы внутренний диаметр трубы больше наружного диаметра оправки для шаблонирования и минимального внутреннего диаметра трубы, рассчитанного в соответствии с данными ГОСТ 633-80. Таким образом, внутренний диаметр трубы укладывается в допустимые размеры.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В ходе исследования продольной и поперечной разностенности насосно-компрессорной трубы размером 60×5 мм прокатанной на ТЭСА 20-102 установлено, что наибольший «вклад» в разброс данных по толщине стенки вносит граненость труб, которая вызвана влиянием режимов обжатия на редуционном стане и калибровки валков за счет затекания металла в выпуски калибра. В ходе работы были также высказаны рекомендации о том, что для уменьшения разностенности труб необходимо разработать калибровку, обеспечивающую уменьшение интенсивности затекания металла в выпуски калибра, уменьшить обжатие по клетям стана и увеличить коэффициент кинематического натяжения между клетями РРС. В ходе исследования точности внутреннего диаметра трубы было установлено, что внутренний диаметр трубы укладывается в поле допуска.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Столетний М. Ф. Точность труб / М. Ф. Столетний, Е. Д. Клемперт. - М.: Металлургия, 1975. - 240 с.
2. Данченко В.Н. Технология трубного производства/ А.П. Коликов, Б.А. Романцев.- М.: Интерметинжиниринг, 2002. - 562 с.
3. Шевакин Ю.Ф. Производство труб/ Ю.Ф. Шевакин, А.П. Коликов, Ю.Н. Райков. - М.: Интерметинжиниринг, 2005. - 568 с.
4. Орлов Г.А. Основы теории прокатки и волочения труб/ Г.А. Орлов Учебное пособие – Екатеринбург: УМЦ УПИ, 2016. – 204 с.
5. Харитонов В.В. Оборудование для прокатки, прессования и волочения труб/ В.В. Харитонов, А.А. Богатов, В.Ю. Вахрушев. - Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2008. - 233 с.
6. Романцев Б.А. Трубное производство/ Б.А. Романцев, А.В. Гончарук, Н.М. Вавилкин, С.В. Самусев, А.В. Гончарук, Н.М. Вавилкин, С.В. Самусев Учебник, 2-е изд., испр. и доп. - М.: Изд. дом МИСиС, 2011. - 970 с.
7. Гуляев Г. И. Технология непрерывной безоправочной прокатки труб/ Г. И. Гуляев, П.Н. Ившин, И.Н. Ерохин. - М.: Металлургия, 1975. - 264 с.
8. Потапов И.Н. Теория трубного производства/ И.Н. Потапов, А.П. Коликов, В.М. Друян. - Учебник для вузов. М.: Металлургия, 1991. -А 424 с.
9. Первозчиков Д.В. Оценка возможности применения подстуживания заготовки для снижения диссипации напряжений при прошивке труб / Д.В. Первозчиков, В.Н. Еремин, К.В. Васючкова, Л.В. Радионова // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. – 2017. – Т.5, №3. – С. 54-59. DOI: 10.24892/RIJE/20170309

# The Investigation of Pipe Ends Formation Under Reduction Mill Rolling

Pavlov D.A., Bogatov A.A., Pavlova E.A.

Ural Federal University named after the First President of Russia B. N. Yeltsin, UrFU  
Ekaterinburg, Russia

[d.a.pavlov@urfu.ru](mailto:d.a.pavlov@urfu.ru), [a.a.bogatov@urfu.ru](mailto:a.a.bogatov@urfu.ru)

*Abstract.* The paper presents the results of the experimental study of the longitudinal and transverse wall thickness variation at the ends of a oil-well tubing during reduction procedure. It is established that the greatest "contribution" to wall thickness data spread is made by the pipe facets, which is caused by the influence of the reduction regimes and the rolls calibration due to the metal flow into the tapers of groove. In the course of work, recommendations were also made that, in order to reduce the wall thickness variation of pipes, it is necessary to develop the

calibration ensuring the decreasing of the intensity of metal flow into the tapers of groove, as well as decrease the reduction at the mill stands, and increase the coefficient of kinematic tension between the stands of the stretch-reducing mill.

*Keywords:* pipe rolling, reducing mill, static analysis, wall thickness variation.

# Инновационная технология механической обработки с путем применения ионизированной среды

Чекалова Е.А., Довольнова В.В.  
Московский политехнический университет  
Москва, Российская Федерация  
[v.v.o.0466@mail.ru](mailto:v.v.o.0466@mail.ru), [poganoshka@mail.ru](mailto:poganoshka@mail.ru)

**Аннотация.** Приведены результаты применения СОТС при фрезерной обработке. Показаны способы повышения эффективности процесса за счет использования СОТС. На основе изучения физико-химического механизма охлаждения показаны преимущества предлагаемой системы "экологически сухого резания".

**Ключевые слова:** микрокапсулирование, смазочно-охлаждающая технологическая среда, активированная газовая среда.

## ВВЕДЕНИЕ

Промышленный подъем России и переход на устойчивое ускоренное развитие невозможны без переориентации промышленности на ресурсосберегающие экологически чистые технологии на основе тесной интеграции науки и производства во всех отраслях промышленности.

Большинство современных технологических процессов механообрабатывающих производств невозможно без применения смазочно-охлаждающих жидкостей, способствующих существенному увеличению стойкости инструмента, повышению производительности и качества обработки. В то же время отработанные СОТС и продукты их утилизации стали одним из главных источников загрязнения окружающей среды предприятиями машиностроительного комплекса.

Проведенный аналитический обзор исследований, относящихся к разработкам "экологически сухого резания", позволяет отметить, что, несмотря на значительное количество проведенных работ, в настоящее время не существует решений, которые бы в полной мере отвечали поставленной задаче.

Учитывая, что современная СОТС, будь то масляная, или водоземulsionная, представляет собой сложное сочетание многочисленных компонентов, таких как:

- присадки высокого давления, на основе серы, хлора, фосфора, азота;
- поверхностно-активные вещества;
- хладагенты;
- антикоррозийные и моющие добавки;
- антивспениватели, биоциды и многие другие и для их утилизации выделяется все больше средств. Только на утилизацию СОТС ежегодно расходуется свыше миллиарда евро.

Такая постановка вопроса весьма актуальна, т.к. при постоянно увеличивающемся объеме используемых СОТС многие из них, особенно масляные, а также значительная часть компонентов, входящих в их состав, вредны для

здоровья человека. Показано, что аэрозоли нефтяных масел могут привести к поражению, вплоть до липоидной пневмонии, пары углеводородов обладают наркотическим действием, триэтанолламин вызывает дерматиты, нитрид натрия способствует нарушению газового обмена в организме человека и поражению мышцы сердца, хлорсодержащие присадки могут вызвать поражение печени и почек, трихлорэтан - источник выделения фосгена и т.д. Кроме того, медиками установлено, что продукты термической деструкции безвредных компонентов СОТС, а также возможные новые химические образования в зоне резания зачастую не являются индифферентными для организма человека.

Целью работы является исследование износостойкости твердосплавных фрез при различных видах СОТС.

## ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ

Для устранения этих явлений в мировой практике выделены четыре основных приоритетных направления уменьшения негативного воздействия СОТС на окружающую среду, эффективность которых подтверждена многочисленными результатами промышленной апробации. К ним относятся:

- применение новых способов подачи СОТС в зону контакта, снижающих их негативное воздействие, в частности, подача СОТС в виде микродоз;
- исключение из состава СОТС таких компонентов как минеральные масла, хлор и его соединения, азотистые и серные добавки, фенолы, нитриты и т.п. с заменой их безвредными веществами сходного действия;
- создание новых экологически чистых и невредных для человека СОТС;
- отказ от использования СОТС при металлообработке.

В работах [1,2] представлены результаты исследований подачи СОТС в виде микродоз и создание экологически безвредных композиций. Реализация заключалась в подаче микродоз СОТС, каждая из которых имела оболочку из непроницаемого для нее материала - в виде микрокапсул (МК), размеры которых варьировались в пределах от 10 до 70 мкм. Для возможности управления движением МК в их ядро вводятся магниточувствительные частицы (CoMnP, BaFe<sub>12</sub>O<sub>19</sub>, Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>, NiO, Mn<sub>2</sub>O<sub>3</sub>). Количество этих частиц в МК составляет 6,0-20,0% от веса использованной внутренней фазы. Направленное движение МК осуществляется посредством воздействия на них внешними электромагнитными полями.

Причины, ограничивающие применение микрокапсул,

например при лезвийной обработке, обусловлены физико-механическими характеристиками. Так, невысокие температуры деструкции практикуемых желатиновых оболочек микрокапсул (75-80°C) не позволяют им приближаться к зоне контакта на расстоянии, которое необходимо для эффективного действия их ядра. С другой стороны, микрокапсулы, находящиеся в жидком носителе, не имеют какого-либо явно выраженного направления перемещения, а подчиняются хаотичному броуновскому движению, что приводит к вероятностному характеру попадания микрокапсулы в область, прилегающую к зоне контакта [1,2].

Для повышения эффективности действия микрокапсулы, в технологию их изготовления были внесены существенные поправки. В результате этого МК получили возможность двигаться вдоль силовых линий естественных магнитных полей, неизбежно возникающих при трении и резании металлов. Наличие такого движения (МК) было экспериментально зафиксировано при проведении исследований. Причем, перемещение микрокапсул было направлено в сторону с максимальным градиентом концентрации силовых линий [1,2].

При изучении физико-механических характеристик микрокапсул установлено, что их оболочки без каких-либо последствий выдерживают давления до 2,5 МПа. Кроме этого модификация полимерного материала оболочек хромом в процессе изготовления микрокапсул позволила повысить температуру их термического разрушения с 75-80°C до 215-230 °C [1,2].

Микрокапсулы подают в зону резания дозированно посредством жидкого носителя, в качестве которого используют дистиллированную воду. Концентрация МК в носителе составляет от 0.5 до 8 мас.%. Для получения однородного СОТС и дозированной его подачи применяют дозирующее устройство, “рис. 1” [1,2].

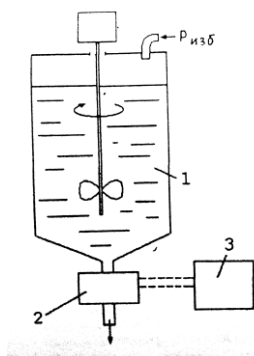


Рис. 1. Схема дозирующего устройства: 1- резервуар с СОТС; 2 - дозатор; 3 - блок управления дозатором

СОТС находится в резервуаре 1 при постоянном перемешивании, откуда при избыточном давлении 0.5÷1 атм. поступает в дозатор 2. Электронный блок 3 обеспечивает плавную регулируемую подачу СОТС из дозатора. Подача может регулироваться от свободно падающей струи до двух капель в минуту. МК способствует значительному повышению стойкости инструментальных материалов не только по сравнению с резанием всухую, но и при использовании рекомендуемых стандартных представителей масляных и водоземulsionных СОТС. Наличие в составе МК магнетита ведет к уменьшению, как минимум в два

раза, их концентрации в носителе без ухудшения стойкостных показателей инструментов. Более того, в большинстве случаев наличие магнетита приводит к повышению работоспособности инструментальных материалов, однако процесс формирования оболочек технологически сложен и имеет высокую стоимость, а разработанные решения лишь частично отвечают поставленной задаче из-за отсутствия комплексной компенсации физических эффектов СОТС [1,2].

Создание “экологически чистых сред” имеет два направления.

Первое направление представляет собой уже рассмотренный способ подачи СОТС в виде МК, но в этом случае их ядром являлся экологически чистый продукт – озон [1,2].

Второе направление представляет собой использование ионизированной газовой среды. В работах Ахметзянова И.Д., Верещаки А.С., Кириллова А.К. и др. разработанные решения лишь частично отвечают проблеме экологии [3,4,5].

При разработке “сухого резания” необходимо решить целый комплекс проблем связанных с частичной или полной компенсацией различных эффектов смазочно-охлаждающих жидкостей. Для этого необходимо уменьшить тепловое воздействие на обрабатываемую поверхность заготовки путем снижения работы резания и интенсивности тепловых потоков в формируемую поверхность детали.

Для компенсации охлаждающего эффекта необходимо применение активированной газовой среды (“сжатый воздух”), способной к проникновению в контактные зоны и увеличению теплоотдачи системы резания в окружающую среду [6,7].

#### ПРАКТИЧЕСКАЯ ЗНАЧИМОСТЬ.

На основе изложенного, а также анализа причинно-следственных связей физических эффектов смазочно-охлаждающих жидкостей в процессе резания была разработана система “экологически сухого резания”, модель представлена на “рис. 2”.

Таким образом, разработка устройства и сам процесс “экологически сухого резания” является актуальной научно-практической задачей для металлообрабатывающего производства.

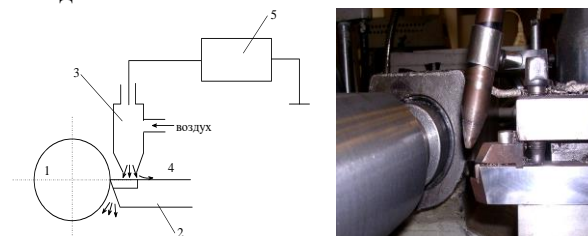


Рис. 2. Схема и фото устройства системы “экологически сухого резания”: 1 - обрабатываемый материал; 2 - режущий инструмент; 3 - сопло; 4 - поток активированной газовой среды; 5 - источник питания системы

Данное устройство позволяет снизить температуру в зоне контакта режущего инструмента и обрабатываемого материала за счет увеличения концентрации активированной газовой среды [6,7].

Разработанное устройство позволяет:

- Расположить данное оборудование на любом металлорежущем оборудовании без его модернизации (потребляемая мощность прибора 70 Вт).
- Обеспечить хорошие санитарно-гигиенические условия на рабочем месте.
- Обеспечить охлаждающее действие за счет активированной газовой среды (“сжатый воздух”).
- Повысить сопротивление режущего инструмента изнашиванию и производительность резания.
- Обеспечить минимальные экономические затраты.
- Данная технология позволяет отказаться от использования смазочно-охлаждающей жидкости при обработке металлов.

Исследования с применением ионизированной среды проводили на кафедре “Технологии и оборудование машиностроения”. В качестве объекта исследований использовали твердосплавные фрезы ВК10ХОМ, для фрезерования труднообрабатываемого материала ВТ20 при использовании СОТС, активированной газовой среды (“сжатый воздух”) и ионизированной среды. Критерием затупления являлся износ по задней поверхности зуба фрезы  $h_z$  “рис.3”. Длина обработки 280мм.

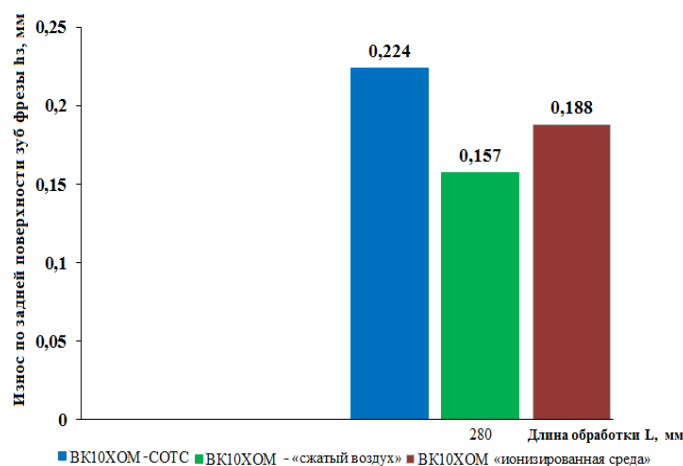


Рис. 3. Работоспособность твердосплавных фрез ВК10ХОМ при работе с СОТС, с активированной газовой средой “сжатым воздухом” и ионизированной средой при фрезеровании титана ВТ20:  $n = 3200$  об/мин;  $S = 1000$  мм/мин;  $t = 1,0$  мм

Анализ результатов исследований показал, что износостойкость инструмента с применением активированной газовой среды “сжатого воздуха” в 1,5 раза выше, чем при обработке с СОТС и в 1,2 раза выше “ионизированной среды”.

При этом было также отмечено, что при фрезеровании с использованием активированной газовой среды “сжатый воздух” стружка имеет дисперсное состояние, а при использовании СОТС элементную сливную стружку “рис.4”.



Рис. 4. Характерный вид стружки образующейся при фрезеровании титана ВТ20 твердосплавным инструментом ВК10ХОМ при использовании СОТС: 1 – обработка СОТС (ЭГТ); 2 – обработка СОТС (“активированная газовая среда”)

Настоящими исследованиями установлено, что активированная газовая среда оказывает заметное влияние на процессы стружкоотделения.

Немаловажным критерием для сравнительной оценки различных факторов, оказывающих непосредственное влияние на характер процесса обработки, является шероховатость обработанной поверхности. При одинаковых условиях обработки были получены результаты исследований шероховатости, которые показали значительное снижение шероховатости при активированной газовой среде по сравнению с применением СОТС. Проведенные измерения показали, что шероховатость при обработке с использованием активированной газовой среды в 1,5 раза меньше, чем при СОТС, “рис.5”.

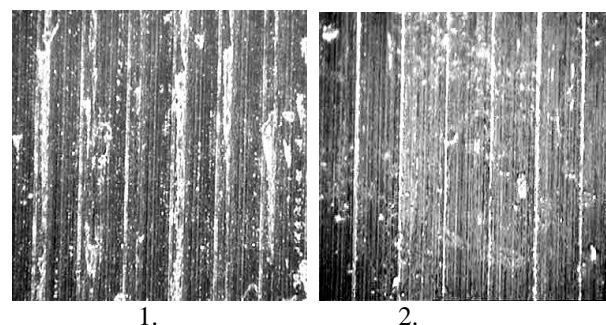


Рис. 5. Шероховатость обработанной поверхности титана ВТ20 твердосплавной фрезой ВК10ХОМ: 1- обработка активированной газовой средой ( $R_a = 1,73$  мкм); 2 – обработка СОТС ( $R_a = 3,4$  мкм)

#### ВЫВОД

Анализ результатов исследований показал, что при фрезеровании активированная газовая среда позволяет существенно повысить износостойкость, уменьшить шероховатость обработанной поверхности и, соответственно, уменьшить энергетические затраты на сам процесс обработки.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Латышев В.Н. Повышение стойкости резцов при применении кислородосодержащих СОЖ / В.Н. Латышев // Вестник машиностроения. – 1971. – №7. – С. 72-74.

2. Латышев В.Н. Повышение эффективности СОЖ / В.Н. Латышев. – М.: Машиностроение, 1975. – 88 с.

3. Ахметзянов И. Д. Экологически безопасное резание с использованием электротехнологий / И. Д. Ахметзянов [и др.]: Труды АЭН ЧР. – 2001. – № 2. – С. 94–99.

4. Верещака А. С. Системы сухого резания с полной компенсацией эффектов СОТС / А. С. Верещака, И. Д. Ахметзянов, А. К. Кириллов // Производство. Технология. Экология. ПРОТЕК-2001: Труды Межд. научно-практ. конф. –Т. 1. –М.: Изд-во МГТУ “СТАНКИН”, 2001. – С. 124–131.

5. Ахметзянов И.Д. Исследование влияния сухого электростатического охлаждения на поверхностные остаточные напряжения / И.Д. Ахметзянов [и др.] // Труды

Поволжского научно-практической конференции “Электротехника и энергетика Поволжья на рубеже тысячелетий”. – Чебоксары, 2001. – С. 57-64.

6. Чекалова Е.А. Повышение эффективности быстрорежущего инструмента путем применения, ионизированного воздуха / Е.А. Чекалова, В.И. Власов // Производство, технология, экология – 2003: Сб. трудов конференции. – Москва: МГТУ “Станкин”, 2003. – С. 666-667.

7. Чекалова Е.А. Повышение износостойкости инструмента и основные аспекты проблемы экологии в машиностроении / Е.А. Чекалова // Технология машиностроения. – 2005. – №1. – С. 26-27.

## **Innovative Technology of Mechanical Processing with the Use of Ionized Media**

Chekalova E.A., Dovolnova V.V.

Moscow Polytechnic University

Moscow, Russia

[v.v.o.0466@mail.ru](mailto:v.v.o.0466@mail.ru), [poganoshka@mail.ru](mailto:poganoshka@mail.ru)

**Abstract:** The results of the application of SOTS for milling are given. The ways of increasing the efficiency of the process through the use of SOTS are shown. Based on the study of the physicochemical cooling mechanism, the advantages of the proposed "environmentally dry cutting" system are shown.

**Keywords:** microencapsulation, lubricating-cooling technological medium, activated gas medium.



# Повышение долговечности режущего инструмента в промышленном производстве

Марченко Т.В.

Московский политехнический университет  
Москва, Российская Федерация  
[tanechka-77@mail.ru](mailto:tanechka-77@mail.ru)

**Аннотация.** Предложен метод повышения износостойкости твердосплавных фрез путем нанесения диффузионного многослойно-композиционного покрытия. Представлены результаты исследований твердосплавных фрез на интенсивность изнашивания.

**Ключевые слова:** работоспособность, износостойкость, диффузионное многослойно-композиционное покрытие.

## ВВЕДЕНИЕ

Наиболее важным показателем эксплуатации режущего инструмента является работоспособность и износостойкость. Работоспособность инструмента определяется сложными, стохастично протекающими процессами контактного взаимодействия инструментального и обрабатываемого материалов. Работоспособность режущего инструмента может быть повышена за счет изменения поверхностных свойств инструментального материала, при которых контактные площадки инструмента будут наиболее эффективно сопротивляться адгезионно-усталостному износу. Таким образом, инструментальный материал должен обладать достаточным запасом прочности при сжатии и изгибе, приложении ударных импульсов и знакопеременных напряжений. На сегодняшний день покрытие играет большую роль в снижении остаточных напряжений, поэтому важно правильно подобрать метод осаждения покрытия и выбрать само покрытие, поскольку существуют различные методы нанесения покрытия, и соответственно большой выбор состава покрытий [1].

Каждый метод нанесения покрытий обладает преимуществами и недостатками, имеет специфическую область применения, которая зависит от технологических особенностей метода, степени автоматизации и экономических затрат [1].

Анализ кинетики изнашивания режущего инструмента с покрытием, показал, что, несмотря на значительный вклад покрытия в снижение интенсивности изнашивания контактных площадок и повышение стойкости режущего инструмента, их эффективность заметно ниже ожидаемой. В частности, во многих работах показано, что износостойкость покрытий на контактных площадках инструмента составляет от 0,5 до 5% от периода стойкости инструмента [1, 2].

Целью работы является исследование износостойкости твердосплавных фрез с многослойно-композиционным покрытием.

## ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ

При резании, на начальной стадии процесса происходит накопление упругих искажений кристаллической ре-

шетки, затем разрушаются микроскопические объемы материала с образованием микротрещин, которые далее развиваются до макротрещин, приводя к разрушению материала, "рис.1".



Рис. 1. Износ режущего инструмента

В настоящее время все большее применение находят режущие инструменты с износостойкими покрытиями, обладающие высокой эффективностью и эксплуатационной надежностью, особенно при использовании в автоматизированном производстве.

Многослойно-композиционные покрытия последнего поколения в наибольшей степени удовлетворяют концепции промежуточной технологической среды между инструментальным и обрабатываемым материалами, поэтому такие покрытия находят все большее использование в качестве износостойких покрытий для режущего инструмента.

Кроме того, все большее количество исследований посвящено многослойно-композиционным покрытиям на основе достаточно дорогих и дефицитных элементов типа Ti - Cr - N, Nb - Zr - N, Ti - Cr - V - N и др. для нанесения на твердосплавные инструменты, однако их практическое применение затруднено из-за экономических проблем.

Наиболее перспективным следует считать многослойно-композиционные покрытия на основе системы Zr - Al - N, которые обладают достаточно высокой твердостью и износостойкостью при относительно высокой вязкости разрушения.

В связи с изложенным, целью настоящей работы является повышение эффективности твердосплавного инструмента с диффузионным многослойно-композиционным покрытием (Zr,Al)N при фрезеровании титана на основе оптимизации параметров его синтеза и исследовании режущих свойств инструмента.

Нанесение покрытия осуществляли на модернизированной установке “Булат” “рис.2” тремя электродуговыми испарителями (токопроводящими электродами) с электромагнитной стабилизацией катодного пятна и плазмо-оптической фокусировкой плазменного потока. Стандартные технологии КИБ обычно не разделяют процессы термоактивации и очистки инструмента перед нанесением покрытия, что, с одной стороны, может привести к электроэрозии его режущих кромок особенно для инструмента с невысоким значением радиуса округления, с другой - к резкому ухудшению качества поверхности покрытия за счет возникновения микродуг.

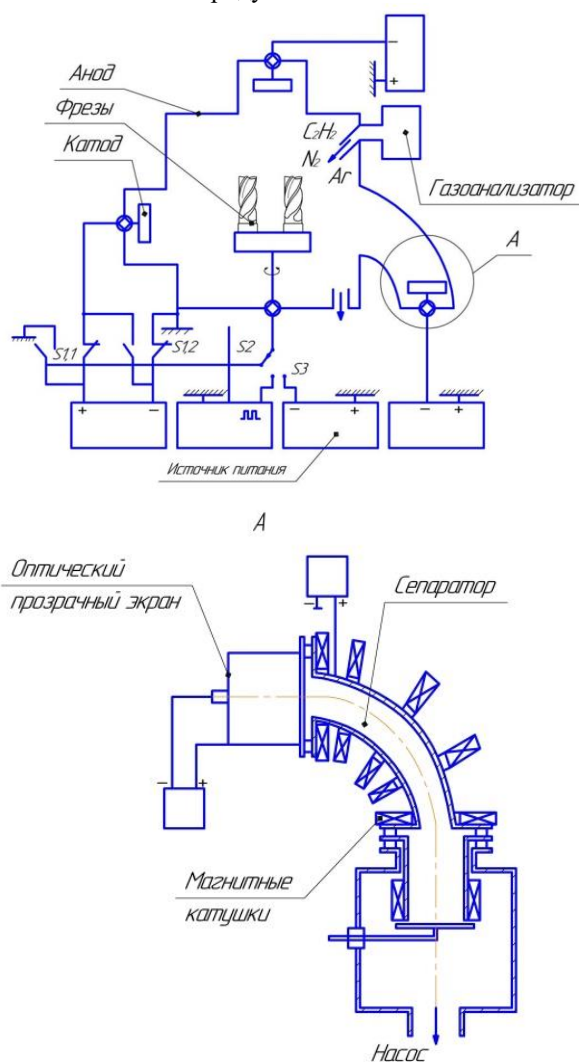


Рис. 2. Принципиальная схема модернизированной установки “Булат”

Модernизированная установка оснащена устройством для инъекции в камеру электронной составляющей, что позволяет разделить процессы очистки и термоактивации режущего инструмента, проводить их в оптимальных условиях независимо от массы загрузки инструмента в

камеру установки. Кроме того, эффективная ионизация газа интенсифицирует процессы формирования покрытия. Установка также снабжена высоковольтным импульсным источником ионов и динамическим смесителем газов.

Характерной особенностью процессов синтеза покрытий на установке с дугowymi источниками является высокая химическая активность испаряемого вещества (Ti, Al, Cr, Zr и др.) состоящего из высоко ионизированного потока низкотемпературной плазмы (степень ионизации может достигать 90 - 95%). Субстрат и осаждаемый конденсат подвергается интенсивной бомбардировке ионами испаряемого металла, что приводит к частичному распылению приповерхностных слоев субстрата, происходит дополнительная активация осаждаемого конденсата, формируется прочная адгезионная связь с образованием тугоплавких устойчивых соединений стехиометрического состава [1, 2].

Технология синтеза покрытия (Zr,Al)N используемая в работе включала разделение процессов нагрева (термоактивации) и очистки поверхности, что позволяло исключить формирование микродуг, уменьшало вероятность электроэрозии режущих кромок и рабочих поверхностей твердосплавных фрез BK10XOM, заметно повышая их качество, улучшая эксплуатационные свойства. Термоактивацию поверхности проводили с помощью электронов, что с одной стороны, позволяло равномерно прогревать фрезы в условиях, исключающих формирование микродуг и электроэрозию поверхности сплава, с другой - равномерно прогревать фрезы вне зависимости от их количества, “рис.3”.

Варьирование параметров процесса синтеза покрытий вакуумно-дугowym методом (КИБ) позволяет в значительных пределах влиять на различные свойства покрытий и таким образом оказывать влияние на параметры резания и изнашивания режущего инструмента.

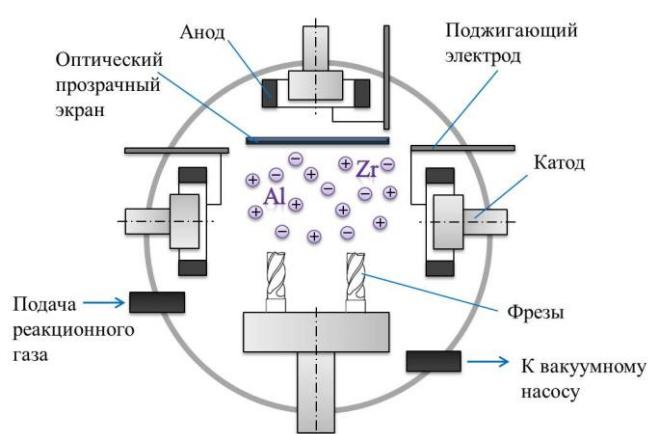


Рис. 3. Схема нанесения покрытий способом дуговой испарения

В качестве варьируемых факторов технологического процесса синтеза покрытия (Zr,Al)N были выбраны: напряжение смещение на субстрате -  $U_c$ , давление реакционного газа -  $p_N$ , величина тока дуги (катода)  $I_{Zr}$ . Остаточное давление в камере создавали и регулировали с помощью вакуумной системы и автоматического регулятора

напуска рабочего газа. Температуру контролировали с помощью пирометрической системы “Смотрич-7”.

Основные технические данные и характеристики пирометра частичного излучения “Смотрич-7”:

- диапазон измеряемых температур 150 – 900 °С;
- рабочий спектральный диапазон 1,8 – 3,8 мкм;
- показатель визирования 1 : 150;
- время установления показаний не более 0,025 сек;
- предел допускаемой основной погрешности 1,0%;
- рабочее расстояние 1 м;
- напряжение питания 220 В, 50 Гц;
- потребляемая мощность 25 Вт;
- температура окружающей среды, 5 – 40 °С.

Математическое планирование эксперимента для определения числа опытных точек и оптимального расположения их в отведенной для исследований области факторного пространства включало использование указанных факторов процесса КИБ для синтеза покрытия (Zr,Al)N, каждый из которых, с учетом выбранной для использования экспоненциально-степенной математической модели, варьировали на трех уровнях.

Диапазон варьирования факторов  $I_{Zr}$ ,  $U_C$ ,  $p_N$  выбирали таким образом, чтобы идентифицированная модель была справедлива для всей области управления и все значения факторов, находящиеся внутри диапазона были практически реализуемы. Исходя из сказанного, а также данных работ [1, 2, 3] были использованы следующие диапазоны варьирования факторов:  $I_{Zr} = 40 - 130$  А;  $p_N = 5 \cdot 10^{-2} - 3 \cdot 10^{-1}$  Па;  $U_C = 75 - 200$  В. Значения уровней варьирования факторов представлены в табл. 1.

Таблица 1

Уровни варьирования факторов процесса синтеза покрытия

Вид очистки	Остаточное давление, $P_{ост}$ , Па	Напряжение смещения, $U_C$ , В	Ток дуги, $I_{дг}$ , А	Время очистки, $\tau_{ч.ос}$ , МИН
Очистка в несамостоятельном газовом разряде	$6,65 \cdot 10^{-2}$	100 – 1500	—	5 – 10
Очистка в металлической плазме	$3,99 \cdot 10^{-3}$	1000	100	5

Подготовка поверхностей фрез включала следующие этапы: предварительную очистку в бензине БР – 70 или ацетоне, ультразвуковую очистку в установке УЗГ – 3.4 при использовании водной эмульсии препарата ТМС – 31 с концентрацией 60 г/л в течение 15 минут, протирку бязью, смоченной ацетоном, сушку в сушильном шкафу при температуре 80 – 120°С в течение 15 – 20 минут. После размещения фрез в камере установки производили ионную очистку в несамостоятельном тлеющем разряде и в металлической плазме при следующих параметрах “табл. 2”. После окончания ионной очистки для нанесения покрытия при заданной температуре конденсации отключали испарители и после остывания фрез до требуемой температуры вновь включали испарители и производили конденсацию покрытия, в соответствии с технологическими параметрами процесса синтеза покрытия (Zr,Al)N.

Таблица 2

Технологические параметры процесса очистки (бомбардировки) фрез

Факторы	Уровни варьирования факторов		
	Нижний уровень	Средний уровень	Верхний уровень
Ток титана $I_{Zr}$ , А	40	80	130
Давление азота $p_N$ , Па	$5 \cdot 10^{-2}$	$1 \cdot 10^{-1}$	$3 \cdot 10^{-1}$
Напряжение на субстратах $U_C$ , В	75	125	200

После нанесения покрытия отключали испарители и подачу газа, производили выдержку фрез в камере установки, после снижения температуры открывали камеру и извлекали фрезы. Химический состав покрытия варьировали при помощи изменения токов титана, опорного напряжения на пластинах и давления азота.

Таким образом, установка позволяет вести процессы синтеза покрытий в условиях эффективного гашения микродуг, подачи в вакууме пространство камеры газовых смесей с высокой точностью соотношения элементов, входящих в их состав, практически полностью сепарировать капельную составляющую конденсата, которая является опасным дефектом покрытия [2, 3].

#### ПРАКТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ

Разработанный технологический процесс позволяет, обрабатывать разную номенклатуру режущего инструмента уменьшая адгезионную активность инструментального материала, снижая трение, мощность фрикционных источников тепла, термомеханические напряжения и уменьшая интенсивность изнашивания контактных площадок инструмента.

Для оценки эффективности процесса упрочнения режущего инструмента были проведены производственные испытания. Результаты экспериментов по выявлению эффективности, проводились на станке Liechti с ЧПУ с использованием современной контрольно-измерительной аппаратуры. Результаты испытаний приведены на рис. 4.

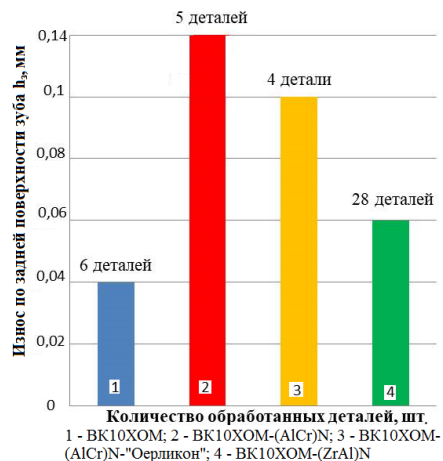


Рис. 4. Работоспособность твердосплавных фрез BK10XOM при черновом фрезеровании титановых деталей

В качестве объекта исследований использовали твер-

досплавные фрезы ВК10ХОМ ( $R<1^\circ$ ;  $Z=6$ ), для черногого фрезерования титановых деталей из марки ВТ6. Критерием затупления являлся износ по задней поверхности зуба. Режимы фрезерной обработки: обороты шпинделя 3200 об/мин, подача 1000 мм/мин, глубина резания 0,7 мм.

#### ВЫВОД

В результате испытаний было установлено, что износостойкость твердосплавных фрез ВК10ХОМ с многослойно-композиционным покрытием (ZrAl)N в 4 раза выше исходных фрез и в 5 раз по сравнению с покрытием (AlCr)N.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Верещака А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями / А.С. Верещака. – М.: Машиностроение, 1993. – 336 с.

2. Табаков В.П. Формирование износостойких ионно-плазменных покрытий режущего инструмента / В.П. Табаков. – М.: Машиностроение, 2008. – 311с.

3. Чекалова, Е. А. Основные аспекты применения совершенствования режущих инструментов с износостойкими покрытиями / Е.А. Чекалова, А.С. Верещака, Ф. Лират, Л. Дюбнер // Высокие технологии в машиностроении: Сб. трудов научного симпозиума “Интерпартнер-98”. – Харьков, 1998. – С. 21 – 24.

4. Ярьско С.И. Условия эффективного применения режущего инструмента, упрочненного лазерным импульсным излучением // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. – 2016. – Т.4, №1. – С. 60-65.

## **Increasing the Durability of Cutting Tools in Industrial Production**

Marchenko T.V.

Moscow Polytechnic University

Moscow, Russia

[tanechka-77@mail.ru](mailto:tanechka-77@mail.ru)

**Abstract.** A method is proposed for increasing the wear resistance of carbide cutters by applying a diffusion multilayer composite coating. The results of investigations of carbide cutters on the wear rate are presented.

**Keywords:** efficiency, wear resistance, diffusion multilayered composite coating.

# Повышение износостойкости сложнопрофильного инструмента в машиностроении

Чекалова Е.А., Твердохлебов А.С.  
Московский политехнический университет  
Москва, Российская Федерация  
[v.v.o.0466@mail.ru](mailto:v.v.o.0466@mail.ru), [golder-91@mail.ru](mailto:golder-91@mail.ru)

**Аннотация.** Предложен метод повышения износостойкости быстрорежущего долбяка путем нанесения диффузионного дискретного покрытия. Представлены результаты исследований быстрорежущих долбяков на интенсивность износа режущего инструмента.

**Ключевые слова:** сложнопрофильный инструмент, работоспособность, износостойкость, диффузионное дискретное покрытие.

## ВВЕДЕНИЕ

Работоспособность сложнопрофильного инструмента определяется сложными, стохастично протекающими процессами контактного взаимодействия инструментального и обрабатываемого материалов и может быть повышена за счет изменения поверхностных свойств инструментального материала, при которых контактные площадки инструмента будут наиболее эффективно сопротивляться адгезионно-усталостному изнашиванию. При этом инструмент должен обладать достаточным запасом прочности при сжатии и изгибе, прочным и твердым.

На сегодняшний день покрытие играет большую роль в повышении износостойкости режущего инструмента, в снижении остаточных напряжений, поэтому важно правильно подобрать метод осаждения покрытия и выбрать само покрытие, поскольку существуют различные методы нанесения покрытия, и соответственно большой выбор состава покрытий [1].

Однако анализ кинетики изнашивания режущего инструмента с покрытием, показал, что, несмотря на значительный вклад покрытия в снижение интенсивности изнашивания контактных площадок и повышение стойкости режущего инструмента, их эффективность заметно ниже ожидаемой [1].

При механической обработке режущий инструмент с многослойным покрытием нередко разрушается. Процесс разрушения обычно сопровождается образованием трещин в менее прочном слое. Затем трещина выходит на границу раздела двух слоев многослойного покрытия и переходит в трещину скольжения, которая развивается вдоль этой границы, расслаивая многослойное покрытие [1, 2].

Поэтому для эффективной работы сложнопрофильного режущего инструмента с покрытием необходимо устранение или уменьшение причин, приводящих к преждевременному разрушению покрытия. Для увеличения износостойкости инструмента с покрытием используют в качестве мягких прослоек легирующие элементы: Zr, Mo, Al и др., которые влияют на структуру и физико-механические свойства покрытий. Такое неоднозначное изменение связано с разным влиянием химических элементов на снижение напряжений, действующих в инструментальной основе [2].

Для повышения эффективности работы режущего инструмента с покрытием и уменьшения скорости преждевременного износа, появления трещин можно использовать эффект неравномерности покрытия, т.е. нанесение покрытия локальным (дискретным) методом, где в качестве мягких прослоек используется исходный материал.

Такая структура покрытия может служить интегральной характеристикой способной, препятствовать распространению трещин и даже ее остановки в процессе эксплуатации на границе раздела материала инструмента и покрытия с пониженным значением модуля упругости, что способствует релаксации напряжений [2,3]. Такое покрытие повышает жесткость, но при этом сохраняет прочность, препятствуя поверхностному распространению трещин в покрытии и уменьшая упруго - пластическую деформацию под воздействием термомеханических напряжений, и, тем самым, снижает распространение трещин в материале [2,3].

Целью работы является исследование работоспособности и износостойкость дискретного диффузионного оксидного покрытия на сложнопрофильный инструмент.

## ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ

Для получения диффузионного дискретного покрытия была разработана установка и технология. Установка, которая состоит из устройства “УИВ-1” с униполярной положительной короной и электромеханического блока, выполняющую функцию пошагового перемещения сопла, представленная на рисунке 1, позволяет наносить диффу-

зионное локальное покрытие и при этом, не нарушая структуру кристаллической решетки, а наоборот увеличивает прочность и твердость, что позволяет формировать оксидную пленку на режущей кромке инструмента, в зависимости от химической структуры подложки. Таким образом, уменьшая адгезионную активность инструментального материала, снижая трение, мощность фрикционных источников тепла, термомеханические напряжения и уменьшая интенсивность изнашивания контактных площадок инструмента. Разработанный технологический процесс позволяет обрабатывать разную номенклатуру режущего инструмента [2].

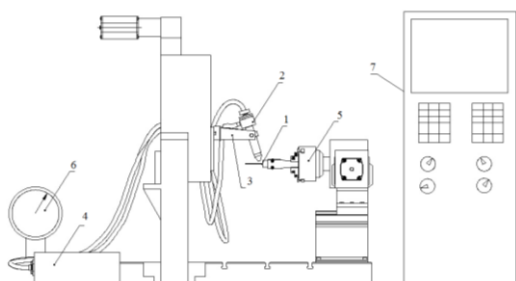


Рис. 1. Схема экспериментальной установки для нанесения диффузионного дискретного покрытия: 1 – образец; 2 – сопло; 3 – крепежная стойка; 4 – блок питания; 5 – шпиндель для закрепления образца; 6 – манометр; 7 – система управления оснащена ЧПУ

При нанесении диффузионного дискретного покрытия происходят физические и химические процессы. Во время обработки поверхности положительным коронным разрядом электроны вызывают разрушение длинных цепей, приводящее к увеличению свободных связей. Свободные связи образуют карбонильные группы с высокой поверхностной энергией благодаря взаимодействию атомов озона, создаваемых электрическим разрядом. Благодаря разработанному резонансному контуру с системой обратной связи сохраняются важные свойства материала, т.к. электроны воздействуют на слой, толщина которого менее 0,1 мкм. Кислород, внедряясь в кристаллическую решетку металла, образует твердые растворы, и тем самым повышается твердость и прочность тонкой оксидной пленки на поверхности инструментального материала, но при этом, не изменяя структуру субстрата, а при повышении температуры оксиды переходят в более стабильное состояние [2].

#### ПРАКТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ

Для установления особенностей процесса изнашивания сложнопрофильного инструмента из быстрорежущей стали с диффузионным дискретным покрытием в сравнении с соответствующими параметрами контрольного инструмента были проведены широкие исследования процесса зубодолбления. Исследования кинетики и механизмов изнашивания проводили на зубодолбежном станке KCM-SN5F3.

Объектами исследований служили быстрорежущие долбяки из P18 с геометрией:  $m = 1,250$  мм;  $z_0 = 60$ ;  $z = 30$ ;  $d_0 = 80$ ;  $\alpha = 6^\circ$ ;  $\gamma = 5^\circ$ . В качестве обрабатываемого материала - шестерня из стали 16ХЗНВФБМ-Ш.

Критерием затупления служил износ по задней поверхности зуба инструмента. Анализ сравнительных результатов исследований показан на «рис. 2».

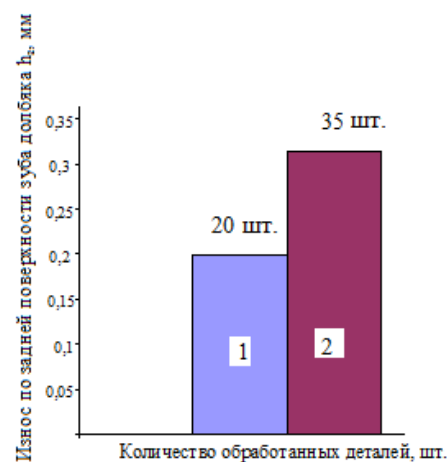


Рис. 2. Работоспособность быстрорежущих долбяков P18 при черновом зубодолблении детали из стали 16ХЗНВФБМ-Ш:  $v = 140$  дв.х./мин;  $t = 1,5$  мм;  $s_{кр} = 0,080$  мм/дв.х.; 1 – долбяк без покрытия; 2 – долбяк с диффузионным дискретным покрытием

#### ВЫВОДЫ

В результате исследований установлено, что диффузионное локальное покрытие снижает термомеханические нагрузки на контактные площадки инструмента, что чрезвычайно эффективно тормозит изнашивание режущего инструмента.

Разработанная технология нанесения диффузионного локального покрытия на сложнопрофильный режущий инструмент позволяет повысить износостойкость быстрорежущего долбяка из P18 при зубодолблении стали 16ХЗНВФБМ-Ш в 1,5-1,7 раз по сравнению со стойкостью контрольных долбяков.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ:

1. Верещака, А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями / А.С. Верещака. – М.: Машиностроение, 1993. – 330 с.
2. Чекалова Е. А. Повышение долговечности режущего инструмента и тяжелонагруженных деталей методом нанесения диффузионного сетчатого покрытия: монография. – М.: Изд-во Университет машиностроения, 2014. – 127 п. с.
3. Чекалова Е. А., П. Д. Чекалов. Повышение работоспособности твердосплавного инструмента путем применения активированного воздуха. Журнал известия МГТУ «МАМИ». – 2013. – №1 (15) т.2. – С. 113–118.

# **Increasing the Wear Resistance of a Complex Tool in Engineering**

Chekalova E.A., Tverdokhlebov A.S.

Moscow Polytechnic University

Moscow, Russia

[v.v.o.0466@mail.ru](mailto:v.v.o.0466@mail.ru), [golder-91@mail.ru](mailto:golder-91@mail.ru)

*Abstract.* A method is proposed for increasing the wear resistance of a high speed cutting tool by applying a diffusion discrete coating. The results of the research of high-speed drills on the wear rate of the cutting tool are presented.

*Keywords:* complex tool, working capacity, wear resistance, diffusion discrete coating.

# Совершенствование оборудования для выбивки отливок из литейных форм

Некрутов В.Г., Иршин А.В., Решетников Б.А.

Южно-Уральский государственный университет (национальный исследовательский университет)  
Челябинск, Россия  
[nekrutovvg@susu.ru](mailto:nekrutovvg@susu.ru)

**Аннотация.** Рассмотрен процесс выбивки отливок, заключающийся в удалении затвердевших и охлажденных до определенной температуры отливок из литейной формы, которая при этом разрушается. Выбивку отливок осуществляют на различных выбивных установках, при этом основным видом оборудования для выбивки отливок из литейных форм являются механические выбивные решетки. С целью повышения эффективности процесса выбивки усовершенствована конструкция литейной выбивной решетки. Предложено в качестве вибропривода литейной выбивной решетки использовать соосный двухроторный вибровозбудитель повышенной мощности. Это позволяет отдельно регулировать частоту и амплитуду колебаний, а также увеличить диапазон регулирования этих параметров. Также выявлено, что при использовании данного вибровозбудителя уменьшается нагрузка на опоры в сравнении с дебалансным. Проведены компьютерные и экспериментальные исследования разработанного вибропривода, при этом определены зависимости параметров колебаний от режимов настройки. Разработана конструкция литейной выбивной решетки с двухроторными соосными вибровозбудителями.

**Ключевые слова:** вибрационные машины, литейная выбивная решетка, роторный инерционный вибровозбудитель, параметры колебаний.

## ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время в литейном производстве процесс выбивки литейных форм с использованием выбивных решеток продолжает оставаться актуальным. Наиболее распространены литейные выбивные решетки следующих конструкций: эксцентриковые, инерционные и инерционно-ударные [1, 2]. Сущность процесса выбивки форм на вибрационных решетках для литейного производства заключается в следующем: на полотне выбивной решетки, которое совершает вибрационные движения, устанавливают форму в сборе или отдельные опоки. В связи с тем, что вертикальная составляющая ускорения решетки превышает ускорение свободного падения, происходят отрывы опоки от решетки и ее последующие падения, которые заканчиваются ударами по решетке. Именно эти удары приводят к выбивке отливки из опоки, смесь разрушается и высыпается под решетку.

К основным недостаткам существующих конструкций относятся значительные ударные нагрузки (в некоторых случаях приводящие к разрушению отливки), динамические нагрузки на конструкцию и фундамент выбивного устройства, энергозатраты и низкая производительность. При этом основной проблемой остается возможность регулирования и управления параметрами и характером колебаний, а также их количественными и качественными характеристиками.

Актуальность данной проблемы, связанной с управлением различными характеристиками колебательного процесса прослеживается в работах следующих авторов Блехмана И.И., Подураева В.Н., Фролова К.В., а также в работах других авторов [2, 3, 4, 5].

В связи с вышеизложенным целью работы является совершенствование технологии и оборудования для выбивки отливок из литейных форм посредством соосного двухроторного вибровозбудителя используемого в качестве вибропривода.

## ОСНОВНАЯ ЧАСТЬ

Известно, что для интенсификации различных технологических процессов используются вибрационные машины [4, 5, 6, 7]. Для создания вибрации используют вибровозбудители (устройства для возбуждения механических колебаний). Эти устройства позволяют задавать форму траектории, закон изменения скорости и ускорения рабочего органа, которые зависят от геометрических размеров звеньев машины и от характера возмущения вибраций, так и от динамических параметров процессов, происходящих в роторных узлах машины [4].

В существующих конструкциях литейных выбивных решеток (см. рис.1, рис. 2) ограничена возможность гибкого регулирования параметрами колебаний, так как используются дебалансные вибровозбудители, которые состоят из одной или двух неуравновешенных масс.



Рис. 1. Литейные выбивные решетки

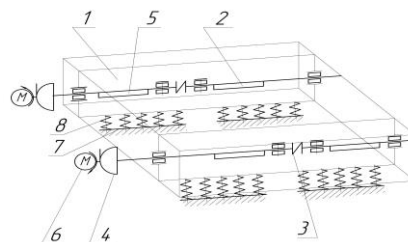


Рис. 2. Кинематическая схема литейной выбивной решетки до модернизации (1 – корпус решетки; 2,5 – вибратор; 3,4 – муфта; 6 – привод; 7 – рама; 8 – пружина)



Это ограничивает функциональные возможности выбивных решеток и требует дополнительных конструктивных настроек при выбивке литейных форм различной прочности и массы.

В Южно-Уральском государственном университете разработаны роторные инерционные вибровозбудители [8, 9], которые позволяют регулировать параметры колебаний. Это достигается за счет того, что параметры колебаний, а именно частота и амплитуда, зависят (кроме геометрических размеров элементов конструкции) от динамических параметров системы. В ходе исследований данного класса вибровозбудителей были выявлены их основные недостатки: повышенные нагрузки на опоры и низкая мощность создаваемых колебаний.

С целью устранения данных недостатков была разработана модель усовершенствованного соосного роторного инерционного вибровозбудителя повышенной мощности, в котором способ возбуждения колебаний заключается в том, что вращаемое тело 1 (ротор) и контртело 2 аналогичной формы (рис. 3), сопрягаются с тарированной силой прижима  $P_{oc}$  так, чтобы область контакта имела замкнутую форму с поворотной симметрией.

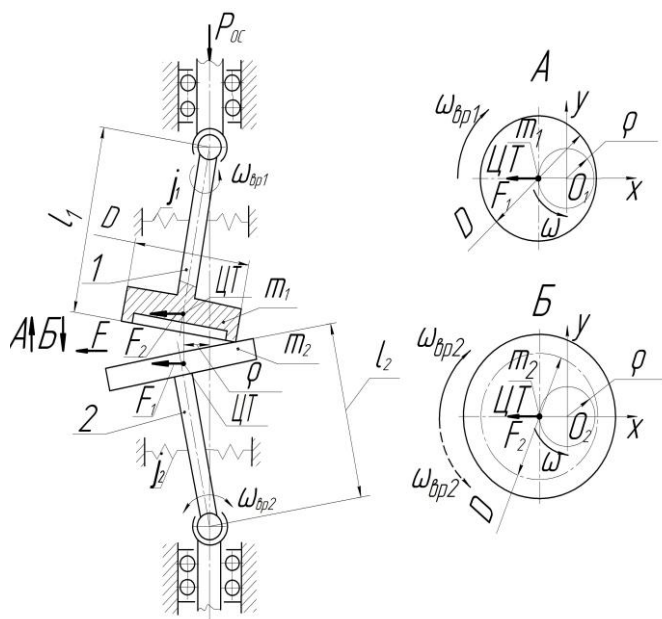


Рис. 3. Схема двухроторного соосного вибровозбудителя ( $\omega$  – частота колебаний роторов;  $\omega_{вр1}$ ,  $\omega_{вр2}$  – частоты вращения роторов;  $\rho$  – амплитуда колебаний;  $m_1$ ,  $m_2$  – приведенные массы роторов;  $D$  – диаметр ротора в зоне его сопряжения с контртелом;  $l_1$ ,  $l_2$  – вылеты роторов;  $F_1$ ,  $F_2$  – вынуждающие силы;  $j_1$ ,  $j_2$  – жесткости роторов)

В процессе возбуждения колебаний оба ротора начинают вращаться со скоростью  $\omega_{вр}$  вокруг оси поворотной симметрии области контакта. Основными показателями этого процесса являются частота и амплитуда колебаний, которыми управляют по следующим соотношениям:

$$\omega = \frac{P_{oc}}{2lm\omega_{вр}} + \sqrt{4l^2m^2\omega_{вр}^2 + \frac{j}{m}}$$

$$\rho = \frac{D\omega_{вр}}{2\omega}$$

где

$$l = l_1 + l_2; m = m_1 + m_2; j = j_1 + j_2; \omega_{вр} = \omega_{вр1} \pm \omega_{вр2}; \rho = \rho_1 = \rho_2.$$

Выравнивание частот колебаний роторов при различных скоростях их вращения достигается за счет их неголономной связи в точке их контакта. В результате этого создается динамический эффект их слияния в одну целую неуравновешенную массу [10, 11, 12]. При этом создается суммарная вынуждающая сила  $F$ , амплитудное значение которой равно

$$F = F_1 + F_2 = m\rho\rho^2,$$

приводящая к более благоприятному распределению нагрузок в опорных узлах ротора инерционного вибровозбудителя повышенной мощности, показанного на рисунке 4.

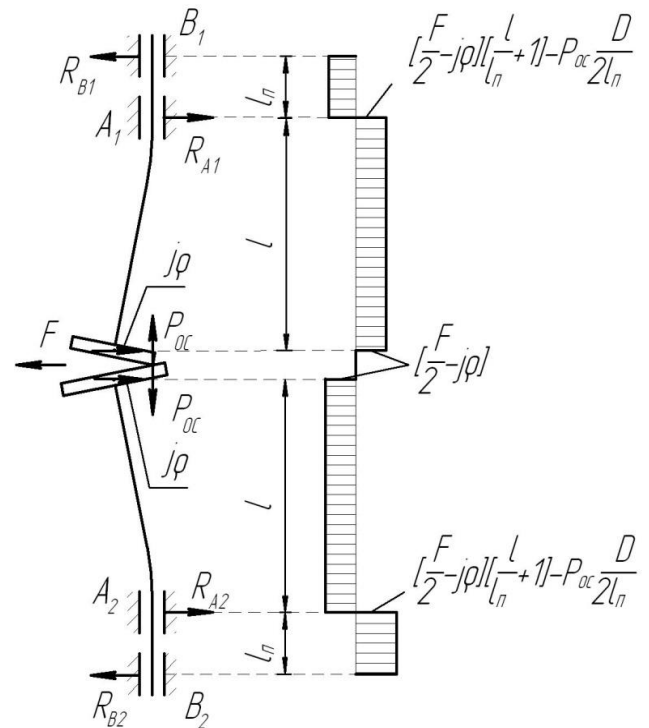


Рис. 4. Схема распределения нагрузок в двухроторном соосном вибровозбудителе

Для того, чтобы воссоздать колебательный процесс была разработана и изготовлена экспериментальная установка с соосным расположением роторов. Схема установки представлена на рисунке 5, общий вид на рисунке 6.

В ходе проведения экспериментов изменялась величина осевой силы прижима роторов, а также частоты и их взаимное направление вращения. При этом производилась фиксация осциллограмм перемещений двух роторов, чтобы подтвердить или опровергнуть наличия эффекта синхронизации колебаний роторов. Полученные результаты подтвердили теоретические предположения.

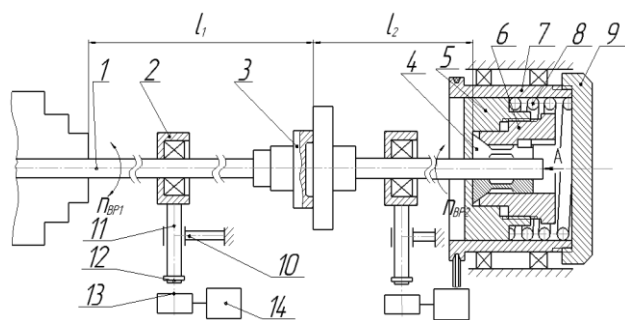


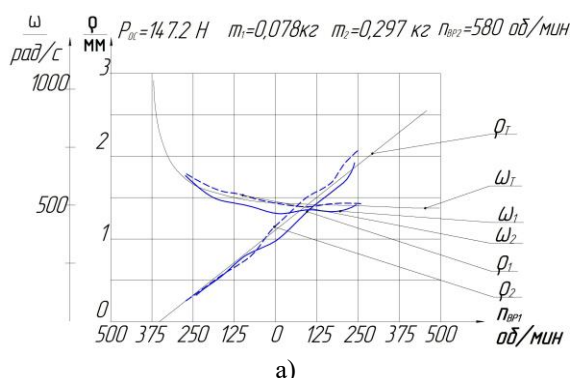
Рис. 5. Схема установки с соосным расположением роторов (1 – стержень ротора; 2 – опора качения; 3 – тарелка ротора; 4 – цапга; 5 – контртело; 6 – упор; 7 – корпус вращающийся; 8 – пружина; 9 – крышка резьбовая; 10 – стойка опорной втулки; 11 – шток; 12 – магнит постоянный; 13 – датчик Холла; 14 – осциллограф)



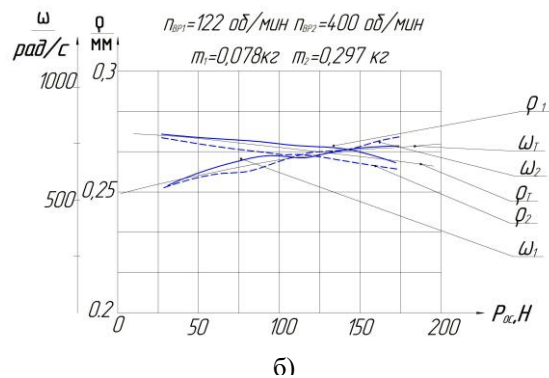
Рис. 6. Общий вид установки

Были проведены компьютерные исследования разработанной модели вибропривода с целью оценки ожидаемой эффективности управления параметрами колебаний и проведено сравнение с экспериментальными данными. Зависимость параметров колебаний: частоты  $\omega$  и амплитуды  $\rho$ , в рассматриваемой системе от режимов настройки: осевого усилия  $P_{ос}$  и скорости вращения  $n_{вр2}$  контртела показана на рисунке 7.

В ходе исследований установлено, что при использовании двухроторного соосного вибровозбудителя повышенной мощности возможно раздельное регулирование частоты и амплитуды колебаний, при этом увеличился диапазон регулирования этих параметров, а максимальная нагрузка на опоры уменьшилась в сравнении с дебалансными вибровозбудителями.



а)



б)

Рис. 7. Зависимость частоты и амплитуды колебаний от: а) скорости вращения ротора; б) осевого усилия

### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В связи с этим доказана широкая универсальность роторных вибровозбудителей с большими технологическими возможностями, которые позволяют использовать их в качестве источников колебаний для различных вибрационных машин [13, 14, 15], в том числе и в литейной выбивной решетке для выбивки отливок из литейных опок различной прочности и массы без дополнительной конструктивной настройки.

В ходе работы была разработана конструкция литейной выбивной решетки с двухроторными соосными вибровозбудителями, представленная на рисунке 6. Проведены ее производственные испытания, которые подтвердили ее эффективность. Литейная выбивная решетка после модернизации представлена на рисунке 8.

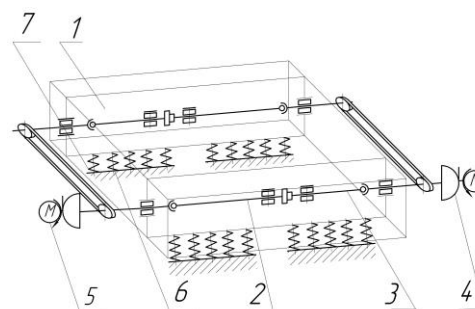


Рис. 8. Литейная выбивная решетка после модернизации (1 – корпус решетки; 2,3 – ротор; 4 – муфта; 5 – привод; 6 – рама; 7 – пружина)

Усовершенствованные литейные выбивные решетки с установленными на них двухроторными соосными вибровозбудителями обладают следующими преимуществами: нагрузка на опорные узлы снижена на 20%, тем самым увеличена долговечность конструкции; появилась возможность раздельного регулирования частоты колебаний в диапазоне 0...3000 Гц и амплитуды колебаний в диапазоне 0...30 мм. Данные преимущества позволяют производить выбивку форм из смесей различной прочности и массы без дополнительной конструктивной настройки литейной выбивной решетки, а следовательно позволит увеличить эффективность ее работы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Трухов, А.П. Технология литейного производства: Литье в песчаные формы: учебник / А.П. Трухов, Ю.А. Сорокин, М.Ю. Ершов и др.; Под ред. А.П. Трухова. – М.: Издательский центр «Академия», 2005. – 528 с.
2. Кукуй, Д.М. Теория и технология литейного производства: учебное пособие / Д.М. Кукуй, В.А. Скворцов, В.Н. Эктова. – Минск: Дизайн ПРО, 2000. – 416 с: ил.
3. Фролов, К.В. Методы совершенствования машин и современные проблемы машиноведения / К.В. Фролов. – М.: Машиностроение, 1984. – 224с.
4. Блехман, И.И. Что может вибрация? О вибрационной механике и вибрационной технике / И.И. Блехман. – М.: Наука, 1988. – 208с.
5. Блехман, И.И. Вибрационная механика / И.И. Блехман. М.: Наука. Изд. Фирма «Физ.-мат. лит.», 1994. – 394 с.
6. Igusa, T. Vibration Control Using Multiple Tuned Mass Dampers / T. Igusa, K. Xu. – J. Sound Vibration, 1994. – 175(4). – pp. 491 – 503.
7. Knopse, C.R. Robustness of Adaptive Rotor Vibration Control to Structured Uncertainty / C.R. Knopse, S.M. Tamer, S.J. Fedigan. – ASME J. Dyn. Syst., Meas., Control, 1997. – 119(2). – pp. 243 – 250.
8. А.с. №1664412. Способ возбуждения круговых колебаний и устройство для его осуществления / С.Г. Лакирев, Я.М. Хилькевич, С.В. Сергеев. – Оpubл. в Б. И., 1991, Бюл. №27.
9. Пат. 2410166 Российская Федерация, МПК В06В 1/16 Способ возбуждения колебаний / С.В. Сергеев, Б.А. Решетников, Р.Г. Закиров, Ю.С. Сергеев. – № 2009119832/28; заявл. 25.05.09; опубл. 27.01.11, Бюл. № 3
10. Вибрационные роторные приводы машин: монография / С.В. Сергеев, Б.А. Решетников, Р.Г. Закиров. – Челябинск: Из-во ЮУрГУ, 2007. – 242с.
11. Нагаев, Р.Ф. Самосинхронизация инерционных вибровозбудителей / Р.Ф. Нагаев, В.В. Гузеев; Под ред. К.М. Рагульскина. – Л.: Машиностроение, 1990. – 178 с.
12. Кельзон, А.С. Управление колебаниями роторов / Под ред. К.М. Рагульского. – СПб.: Политехника, 1992. – 119 с.
13. Сергеев, С.В. Повышение эффективности вибрационных процессов при механической обработке различных материалов: монография / С.В. Сергеев. – Челябинск: изд. ЮУрГУ, 2004. – 262 с.
14. Сергеев, С.В. Интенсификация процесса перемешивания маловязких пищевых продуктов / С.В. Сергеев, В.Г. Некрутов // Пищевая промышленность. № 2, 2011. – С. 54–56.
15. Vibromechanical methods in the preparation and regeneration of lubricant and coolant fluids / S.V. Sergeev and V.G. Nekrutov // Russian Engineering Research, 2012 Volume 32, No. 11–12, pp. 754–757.

## Improvement of Equipment for Knocking Out Castings from Molds

Nekrutov V.G., Irshin A.V., Reshetnikov B.A.  
South Ural State University (national research university)  
Chelyabinsk, Russia  
[nekrutovvg@susu.ru](mailto:nekrutovvg@susu.ru)

**Abstract.** The process of knocking out castings is considered, consisting in removing hardened and chilled to a certain temperature castings from the mold, which in this case is destroyed. Shaking out of castings is carried out at various knockout installations, while the main type of equipment for knocking out castings from molds are mechanical knockout grates. In order to improve the efficiency of the knockout process, the design of the foundry knockout grate has been improved. It is proposed to use a coaxial two-rotor vibration exciter of increased power as the vibration drive of the foundry knockout grate. This allows to separately adjust the frequency and amplitude of the oscillations, as well as increase the range of regulation of these parameters. It

was also revealed that when using this exciter, the load on the supports decreases in comparison with the unbalanced load. The computer and experimental studies of the developed vibration drive have been carried out, and the dependencies of the oscillation parameters on the tuning modes have been determined. The design of a foundry knockout grate with two-rotor coaxial vibroexciters has been developed.

**Keywords:** vibrating machines, foundry knockout grate, rotor coaxial vibration exciter, vibration parameters.

# Проверка методик определения кривых упрочнения материалов способом кручения

Ерпалов М.В., Кунгуров Е.А.

ФГАОУ ВО «УрФУ имени первого Президента России Б.Н. Ельцина»

Екатеринбург, Россия

[kungurov-evgeniy@yandex.ru](mailto:kungurov-evgeniy@yandex.ru)

**Аннотация.** Испытания образцов на кручение позволяют изучать реологические свойства материалов в широком диапазоне изменения степени и скорости деформации, а также температуры. Ключевым моментом при построении кривых упрочнения является обработка экспериментальных данных, которые представляют собой как правило зависимость момента от угла закручивания. Однако существует ряд независимых методик обработки экспериментальных данных и не существует единого подхода к определению степени деформации образца при кручении. Целью работы является проверка обзор и проверка адекватности существующих подходов к изучению реологических свойств материалов при кручении.

**Ключевые слова:** испытания на кручение, кривые упрочнения, сопротивление деформации, эквивалентная деформация, обработка экспериментальных данных.

## ВВЕДЕНИЕ

Сопротивление пластической деформации  $\sigma_s$  является ключевой характеристикой материала, знание которой необходимо для успешного решения задач, связанных с совершенствованием существующих и разработкой новых технологических процессов обработки металлов давлением. В общем случае сопротивление деформации материала зависит от влияния протекающих процессов скоростного и деформационного упрочнения, а также наблюдаемых одновременно с этим релаксационных процессов, определяемых температурой заготовки. Сопротивление деформации в некоторый момент времени может быть представлено выражением [1]

$$\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon_u, \xi_u, \theta, \varepsilon_u(t)), \quad (1)$$

где  $\varepsilon_u$  и  $\xi_u$  – соответственно степень и скорость деформации,  $\theta$  – температура металла заготовки,  $\varepsilon_u(t)$  – функция, определяющая историю нагружения и развитие деформации. В процессах холодной деформации допустимо считать, что величина  $\sigma_s$  определяется лишь протеканием процессов степенного упрочнения, т.е.

$$\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon_u). \quad (2)$$

Кривые упрочнения материалов определяют в ходе испытаний стандартизированных образцов на растяжение, сжатие или кручение. Для метода испытаний образцов на кручение характерна возможность достижения больших значений степени деформации без образования шейки, а также отсутствие негативного влияния сил трения на результаты испытаний, которые характерны для испытаний растяжением и сжатием соответственно. При испытании кручением характеристикой свойств материала выступает

сопротивление деформации сдвига:

$$\tau_s = \sigma_s / \sqrt{3}. \quad (3)$$

Согласно [2,3] данные о сопротивлении деформации материалов, получаемые по результатам испытаний образцов на растяжение, сжатие и кручение отличаются. При этом отличие значений  $\sigma_s$  достигает 30–40%, что противоречит гипотезе о единой кривой. Это свидетельствует о недостаточной изученности процесса испытаний образцов на кручение и указывает на отсутствие надежного алгоритма обработки экспериментальной информации, позволяющего преобразовать данные, полученные в виде кривой в координатах момент – угол закручивания образца, к виду (1) или (2).

Целью работы является обзор и проверка с применением компьютерного моделирования существующих методик обработки экспериментальных данных, получаемых в ходе испытаний образцов на кручение и позволяющих определить реологические свойства исследуемого материала.

## МЕТОДИКИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ КРИВЫХ УПРОЧНЕНИЯ СПОСОБОМ КРУЧЕНИЯ

В одной из первых работ по определению напряжений сдвига при кручении образцов была предложена методика Надаи [4,5]. В результате эксперимента получают зависимость между моментом  $M$  и углом закручивания образца  $\varphi$ . Обработка экспериментальных данных осуществляется по формуле:

$$\tau_s = \frac{1}{2\pi r^3} \left[ 3M + \gamma \frac{dM}{d\gamma} \right] = \frac{1}{2\pi r^3} \left[ 3M + \varepsilon_u \frac{dM}{d\varepsilon_u} \right], \quad (4)$$

где  $\gamma$  – величина сдвиговой деформации, а  $r$  – радиус рабочей части образца. Не вступая в противоречие с методикой Надаи, в формуле вместо сдвиговой деформации  $\gamma$  в работе использована величина эквивалентной деформации  $\varepsilon_u$ . Согласно [6] указанная методика активно используется в настоящее время для определения реологических свойств материалов, нечувствительных к скоростному упрочнению. Для материалов, сопротивление деформации которых определяется скоростью деформации и температурными условиями протекания процесса, существует методика [7, 8]. Согласно данной методике сопротивление материала сдвиговой деформации находится по формуле:

$$\tau_s = \frac{M}{2\pi r^3} [3 + n + m], \quad (5)$$

где  $n$  и  $m$  – коэффициенты, определяющие логарифмиче-

скую зависимость момента  $M$  от угла закручивания активного захвата  $\varphi$  и скорости изменения угла закручивания  $d\varphi/dt$  соответственно:

$$n = \left( \frac{d \ln M}{d \ln \varphi} \right)_{\frac{d\varphi}{dt} = \text{const}}, \quad (6)$$

$$n = \left( \frac{d \ln M}{d \ln (d\varphi/dt)} \right)_{\varphi = \text{const}}. \quad (7)$$

В работе [9] предложена методика обработки экспериментальных данных, получаемых в ходе испытания образцов на кручение, согласно которой сопротивление деформации сдвига определяется выражением:

$$\tau_s = \frac{3M}{2\pi r^3}. \quad (8)$$

Существуют и другие методики обработки экспериментальных данных для построения кривых упрочнения [10–13]. Однако они не получили широкого распространения.

Важным при расшифровке экспериментальных данных является точное определение эквивалентной степени деформации, накопленной в металле образца в каждый момент времени. Однако в настоящее время наблюдается ситуация, при которой нет единого подхода к расчету этой величины. Наибольшее распространение получило выражение [14], известное как эквивалентная деформации при сдвиге по вон Мизесу:

$$\varepsilon_u = \frac{\gamma}{\sqrt{3}}. \quad (9)$$

В работах Колмогорова В.Л. эквивалентная степень деформации при кручении образца определяется выражением:

$$\varepsilon_u = \frac{t\gamma}{\sqrt{3}}. \quad (10)$$

В работе [15] представлен подход к определению степени деформации на основе теории Генки:

$$\varepsilon_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left[ \sqrt{1 + \frac{\gamma^2}{4}} + \frac{\gamma}{2} \right]. \quad (11)$$

В формулах (9–11) величина сдвиговой деформации  $\gamma$  соответствует углу поворота риски, нанесенной на поверхность образца до испытания вдоль образующей:

$$\gamma = \arctg \left( r \frac{\varphi}{l} \right), \quad (12)$$

где  $\varphi$  – угла закручивания образца, равный углу поворота захватов испытательной установки,  $l$  – длина рабочей цилиндрической части образца.

Известны работы, в которых рабочая часть образца выполнена в виде выточки по радиусу [16]. Утверждается, что при использовании таких образцов явление дрейфа сечения с максимальной деформацией отсутствует и во время деформации вплоть до момента разрушения образца максимальная деформация локализуется в сечении шейки с наименьшим диаметром. Значение угла поворота риски, нанесенной на поверхность образца с выточкой по радиусу, определяется формулой:

$$\gamma = \arctg \left( r \frac{d\varphi}{dz} \right), \quad (13)$$

где  $z$  – направление координатной оси, совпадающее с осью образца.

Определение скорости деформации при расшифровке экспериментальных данных осуществляется по известному выражению:

$$\xi_u = \frac{d\varepsilon_u}{dt}. \quad (14)$$

#### МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ

Для изучения процесса кручения образцов использован метод конечных элементов, реализованный в программном продукте Deform-3D. В качестве заготовки использованы образцы с цилиндрической выточкой и выточкой по радиусу. Размеры образцов приведены на рис. 1.

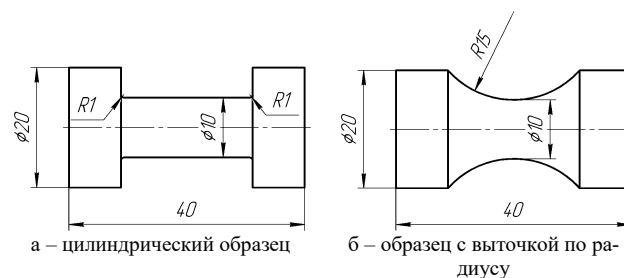


Рис. 1. Модели образцов для постановки задач исследования

Материал заготовки DIN-C45 выбран из базы материалов программы Deform-3D. Использование данного материала обусловлено описанием его реологических свойств в достаточном диапазоне изменения степени деформации от 0 до 1, скорости деформации от 1,6 до 40 с<sup>-1</sup>, а также температуры от 20 до 1370°C. В исследовании реализована изотермическая постановка задач конечно-элементного моделирования, что соответствует основной идеи изучения реологических свойств при фиксированных значениях температур. Кручение образцов в программе Deform-3D задано движением захватов с равной и постоянной угловой скоростью  $\pi$  рад/с в противоположных направлениях. Описание условий контакта заготовки с инструментом задано без учета сил трения, т.к. скольжение частиц металла образца вдоль поверхности захватов отсутствует. Итого было решено 4 задачи моделирования процесса испытания образцов с различной геометрией рабочей части на кручение при температурах 20 и 900°C.

По результатам моделирования значение  $\tau_s$  рассчитывалось по формулам (4, 5 и 8). При этом значение эквивалентной степени деформации  $\varepsilon_u$  определялось в соответствии с (9–11). Таким образом, решалась не только задача оценки методик определения кривых упрочнения материалов способом кручения, но и проверка адекватности различных подходов к расчету эквивалентной степени деформации. Расчетные значения  $\tau_s$  подвергались сравнению со значением сопротивления деформации сдвига, которое было задано в свойствах материала при моделировании. Для более точного сравнения расчетных и заданных значений  $\tau_s$ , табулированные данные о сопротивлении деформации подвергались билинейной интерполяции при

соответствующих значениях степени и скорости деформации при заданной температуре. Величина сдвиговой деформации  $\gamma$  для цилиндрических образцов определялась по формуле (12), а образцов с выточкой по радиусу – по формуле (13).

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ И ОБСУЖДЕНИЕ

Результаты моделирования приведены в таблице 1 в виде значений коэффициентов парной корреляции значений  $\tau_s$ , рассчитанных по известным методикам и заданных в свойствах материала.

Таблица 1

Значения коэффициентов парной корреляции

Форма образца	Температура	Модель расчета степени деформации	Методика обработки экспериментальных данных		
			$\tau_s = \frac{1}{2\pi r^3} \cdot \left[ 3M + \varepsilon_u \frac{dM}{d\varepsilon_u} \right]$	$\tau_s = \frac{M}{2\pi r^3} \cdot [3 + n + m]$	$\tau_s = \frac{3M}{2\pi r^3}$
Цилиндрический образец	20°C	$\varepsilon_u = \frac{\gamma}{\sqrt{3}}$	0,95	0,96	0,99
		$\varepsilon_u = \frac{tg\gamma}{\sqrt{3}}$	0,96	0,96	0,99
		$\varepsilon_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left[ \sqrt{1 + \frac{\gamma^2}{4}} + \frac{\gamma}{2} \right]$	0,48	-0,94	-0,95
	900°C	$\varepsilon_u = \frac{\gamma}{\sqrt{3}}$	0,33	0,08	-0,43
		$\varepsilon_u = \frac{tg\gamma}{\sqrt{3}}$	0,98	0,98	0,84
		$\varepsilon_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left[ \sqrt{1 + \frac{\gamma^2}{4}} + \frac{\gamma}{2} \right]$	0,58	-0,10	-0,60
Образец с выточкой по радиусу	20°C	$\varepsilon_u = \frac{\gamma}{\sqrt{3}}$	-0,04	0,002	0,96
		$\varepsilon_u = \frac{tg\gamma}{\sqrt{3}}$	0,22	0,01	0,93
		$\varepsilon_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left[ \sqrt{1 + \frac{\gamma^2}{4}} + \frac{\gamma}{2} \right]$	0,30	0,04	-0,88
	900°C	$\varepsilon_u = \frac{\gamma}{\sqrt{3}}$	0,22	0,46	0,06
		$\varepsilon_u = \frac{tg\gamma}{\sqrt{3}}$	0,17	0,16	0,56
		$\varepsilon_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left[ \sqrt{1 + \frac{\gamma^2}{4}} + \frac{\gamma}{2} \right]$	0,33	0,44	0,07

Данные в таблице свидетельствуют о несостоятельности способа расчета степени деформации на основе теории Генки с целью установления кривых упрочнения материала. Ни одна из формул для расчета напряжений сдвига в этом случае не позволяет воспроизвести кривую упрочнения при соответствующих значениях степени и скорости деформации. Расхождение значений сопротивления деформации сдвига при этом наблюдается до 3 раз (рис. 2).

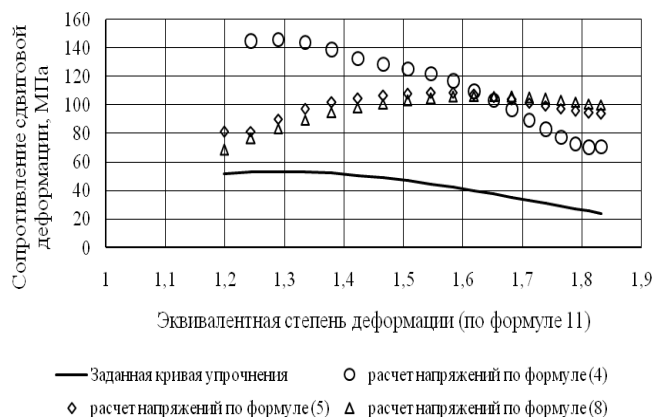


Рис. 2. Напряжения сдвига для цилиндрического образца, 900°C

Наилучший результат воспроизведения кривой упрочнения по данным зависимости момента кручения от угла поворота наблюдается на цилиндрических образцах при температуре 20°C. При этом модели расчета эквивалентной степени деформации (9) и (10) дают идентичный результат. Относительная разность рассчитанных и заданных значений сопротивления деформации сдвига не превышает 6% (рис. 3).

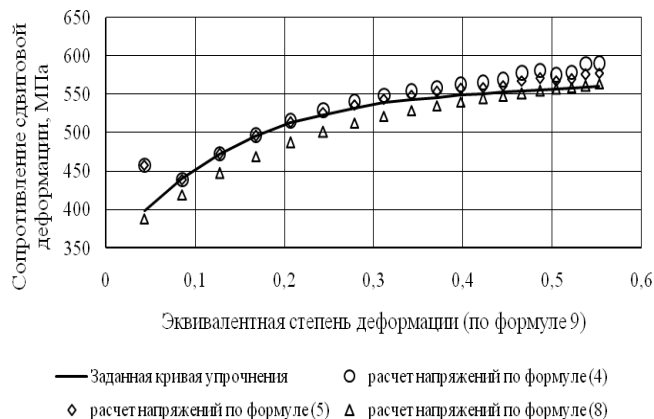


Рис. 3. Напряжения сдвига для цилиндрического образца, 20°C

При увеличении температуры испытания цилиндрического образца до 900°C несмотря на достаточно высокие значения коэффициентов парной корреляции воспроизведение кривой упрочнения невозможно ни по одной из рассматриваемых методик (рис. 4). Относительная разность рассчитанных и заданных значений сопротивления деформации сдвига достигает 85–427% в зависимости от модели расчета эквивалентной степени деформации и методики обработки экспериментальных данных. Большое отклонение расчетных значений сопротивления деформации объясняется увеличением влияния на него скорости деформации при повышенных температурах.

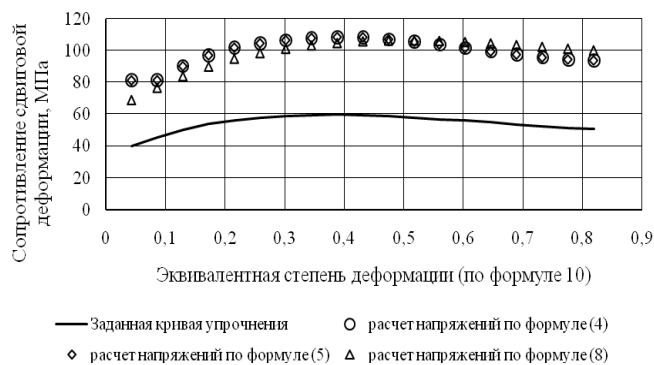


Рис. 4. Напряжения сдвига для цилиндрического образца, 900°C

В случае применения образцов с выточкой по радиусу удастся рассчитать значение сдвиговой деформации  $\gamma$  с большей точностью. Однако, как показали результаты моделирования кривую упрочнения материала удастся воспроизвести лишь при использовании методики [10] независимо от модели расчета степени деформации (9) или (10) (Рис. 5). Относительная разность рассчитанных и заданных значений сопротивления деформации сдвига при этом не превышает 6%. При повышении температуры образца до 900°C ни одна из методик обработки экспериментальных данных не позволяет определить свойства материала по экспериментальным данным.

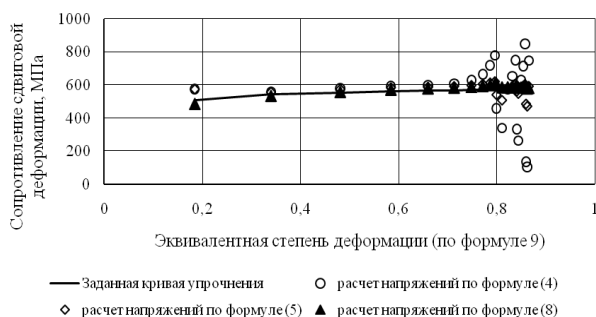


Рис. 5. Напряжения сдвига для образца с выточкой по радиусу, 20°C

#### ВЫВОДЫ

1. Расчет эквивалентной степени деформации на основе теории Генки с целью установления кривых упрочнения является несостоятельным.
2. При холодной деформации методика обработки экспериментальных данных (8) обеспечивает возможность расчета сопротивления деформации как для цилиндрических образцов, так и образцов с выточкой по радиусу.
3. Методики (4) и (5) не обеспечивают сходимости результатов расчета сопротивления деформации в холодном состоянии с заданными свойствами материала при использовании образцов с выточкой по радиусу.
4. Ни одна из рассмотренных методик обработки экспериментальных данных не позволяет изучать свойства материалов в горячем состоянии.
5. С целью изучения реологических свойств материалов в горячем состоянии необходима разработка надежного алгоритма обработки экспериментальных данных, по-

лучаемых по результатам испытаний образцов на кручение.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Колмогоров, В.Л. Механика обработки металлов давлением: Учебник для вузов. 2-е изд., перераб. и доп. / В.Л. Колмогоров. – Екатеринбург: изд-во Уральского государственного технического университета – УПИ, 2001. – 836 с.
2. Биргер, И.А. Сопротивление материалов / И.А. Биргер, Р.Р. Мавлютов. – М.: Наука, 1986. – 560 с.
3. Москвитин, В.В. Пластичность при переменных нагрузениях / В.В. Москвитин. – М.: Изд-во МГУ, 1965. – 264 с.
4. Nadai, A. Theory of flow and fracture of solids, Volume II / A. Nadai. – New York: McGraw-Hill Book Company, Inc., 1963. – 648 с.
5. Работнов, Ю.Н. Сопротивление материалов / Ю.Н. Работнов. – М.: Физматгиз, 1962. – 456 с.
6. Jonas, J.J. Effects of varying twist and twist rate sensitivities on the interpretation of torsion testing data / J.J. Jonas, F. Montheillet, L.S. Toth, C. Ghoh // Materials Science & Engineering. – V. 591. – 2014. – P. 9-17.
7. Fields, D.F. Determination of strain-hardening characteristics by torsion testing / D.F. Fields, W.A. Backofen. – In: Proceedings of the 6th annual meeting of the society. // ASTM Proceeding. – V. 57. – 1957. – P. 1259-1272.
8. Khoddam S. Post processing of the hot torsion test results using a multi-dimensional modelling approach / S. Khoddam, P.D. Hodgson // Materials & design. – V. 31. – №5. – 2010. – P. 2578-2584.
9. Hadasik, E. Plasticity of metallic materials / E. Hadasik, I. Schindler. – Gliwice: Publishers of Silesian University, Poland, 2004. – 240 p.
10. Sheppard, T. Determination of flow stress: Part 1. Constitutive equation for aluminum alloys at elevated temperatures / T. Sheppard, D.S. Wright // Metals Technology. – V. 6. – 1979. – P. 215-223.
11. Canova, G.R. Use of torsion testing to assess material formability / G.R. Canova, S. Shrivastava, J.J. Jonas. – Formability of Metallic Materials-2000 AD: Chicago; 1980. – Philadelphia: ASTM STP 753, 1982. – P. 189-210.
12. Lach, E. Testing the plastic behavior of metals by torsion of solid and tubular specimens / E. Lach, K. Pöhlandt. // Journal of Mechanical Working Technology. – V. 9. – 1984. – P. 67-80.
13. Knorr, M. A new approach the evaluation of high strain flow curve data using the hot torsion test / Knorr M., Graber A., Pohlandt K. // Trans NAMRI/SME. – 1990. – P. 52-58.
14. Jonas, J.J. The equivalent strain in high pressure torsion / J.J. Jonas, C. Ghosh, L.S. Toth // Materials Science & Engineering. – V. 607. – 2014. – P. 530-535.
15. Onaka S. Comment on «A comparison of the von Mises and Hencky equivalent strains for use in simple shear experiments» / S. Onaka // Philosophical Magazine. – Vol. 92. – №18. – 2012. – P. 2264-2271.
16. Laber, K. Application of torsion test for determination of rheological properties of 5019 aluminium alloy / K. Laber, A. Kawalek, S. Sawicki, H. Dyja et.al. // Key Engineering Materials. – V. 682. – 2016. – P. 356-361.

# Examination of Hardening Curves Definition Methods in Torsion Test

Erpalov M.V., Kungurov E.A.

Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin

Ekaterinburg, Russia

[kungurov-evgeniy@yandex.ru](mailto:kungurov-evgeniy@yandex.ru)

*Abstract.* Torsion tests allow studying the rheological properties of materials over a wide range of strain and strain rate values as well as temperature. A key moment in construction of hardening curves is the interpretation of experimental data, which are usually the torque–angle of twist curves. However, there are a number of independent methods to obtain interpretation of experimental data. In addition, there is no single approach to determining the degree of equivalent strain in torsion test. The aim

of this paper is to review existing hardening curves definition methods in torsion test and to examine them with the use of finite element modelling.

*Keywords:* torsion test, hardening curves, deformation stress, equivalent strain, experimental data interpretation.



# Влияние высокочастотных колебаний на сопротивление металлических изделий циклическим и осевым нагрузкам

Кузеев И.Р., Наумкин Е.А., Панкратьев С.А., Тляшева Р.Р.  
ФГБОУ ВО «Уфимский государственный нефтяной технический университет»  
Уфа, Российская Федерация  
[kuzeev2002@mail.ru](mailto:kuzeev2002@mail.ru)

**Аннотация.** Показано, что вынужденные колебания объектов на резонансных частотах могут существенно изменить их сопротивление циклическим нагрузкам в малоцикловой области нагружения и снизить критическую сжимающую нагрузку при осевом сжатии. Реализована методика проведения усталостных испытаний с одновременным наложением высокочастотных колебаний. Разработано и изготовлено устройство, позволяющее проводить испытания цилиндрических оболочек на устойчивость формы с приложением вынужденных колебаний. Экспериментально определена зависимость усталостной долговечности в малоцикловой области от частоты приложенных вынужденных колебаний на четырех гармониках резонансной частоты. Усталостная долговечность снизилась 1,6 раза. Особенно явно происходит снижение долговечности на частотах, предположительно связанных с минимальными по размерам элементами иерархии структур поликристаллического материала. Показано, что вынужденные колебания на резонансной частоте способствуют увеличению количества волн, в результате чего уменьшается значение критической осевой сжимающей силы. Снижение может при этом достигать 40%. Экспериментальное определение критической нагрузки при наложении колебаний позволило получить формулу для расчета корректирующего коэффициента, в формуле расчета допустимого сжимающего усилия.

**Ключевые слова:** резонансные частоты, малоцикловая усталость, потеря устойчивости формы, вынужденные колебания

## ВВЕДЕНИЕ

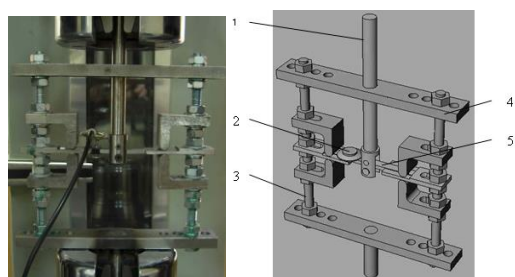
При изучении вероятных причин аварий оборудования в нефтяной и газовой промышленности обнаруживаются случаи, которые трудно объяснить, поскольку рабочие параметры изменяются в пределах регламента. Рассматривается случай, когда периодически происходило разрушение одного и того же участка технологических трубопроводов на установке замедленного коксования [1]. Аналогично происходило периодическое разрушение участка трубопроводной обвязки компрессорного оборудования [2]. При тщательном рассмотрении условий функционирования трубопроводов, обнаружилось воздействие отдаленных от локального места разрушения процессов, который налагались на действие рабочих параметров и существенно изменяли интенсивность и характер накопления повреждений. На установке замедленного коксования в пределах аварийного участка на рабочие параметры накладывались низкочастотные колебания, вызванные перемещением реактора коксования от движения высокотемпературной затопленной струи внутри ап-

парата. При этом деформации трубопровода реализовывались локально в упругопластической области. В случае обвязки компрессорного оборудования были зафиксированы высокочастотные упругие колебания, происхождение которых связано с вибрацией компрессоров. В рассмотренных случаях обнаруженные дополнительные нагрузки не были учтены при проектировании. Возникновению колебаний давления в трубопроводах с пульсирующим потоком способствует наличие крутых поворотов технологических трубопроводов и разветвлений. При этом особенно высокие амплитуды колебаний имеют место при образовании в трубопроводных системах стоячих волн, которые создаются при отражении периодических импульсов давления в транспортируемой среде от неоднородностей трубопроводов. Анализ показывает, что частоты вынужденных колебаний в технологических установках имеют диапазон от единиц до тысяч герц [3].

## ИЗУЧЕНИЕ ВЛИЯНИЯ ВЫСОКОЧАСТОТНЫХ КОЛЕБАНИЙ НА УСТАЛОСТНУЮ ПРОЧНОСТЬ СТАЛЬНЫХ ОБРАЗЦОВ

На первом этапе было разработано и изготовлено приспособление, позволяющее проводить циклические испытания с приложением усилия по схеме трехточечного изгиба с одновременным воздействием вынужденных колебаний с использованием разрывной машины ИР5113-100, которое показано на рисунке 1.

Испытанию подвергались образцы прямоугольной



1- шток; 2 – источник вынужденных колебаний; 3 – опоры; 4 – корпус устройства; 5 – испытываемый образец

Рис. 1. Приспособление для проведения усталостных испытаний по схеме трехточечного изгиба, с приложением вынужденных

формы размерами 120x9,5x4 мм из стали 20. Циклические испытания проводились с приложением вынужденных колебаний на резонансной частоте образца, которая определялась при помощи единичного механического удара и фиксации колебаний.

Фиксация сигналов проводилась при помощи акустического датчика, изготовленного на основе электретного микрофона НМО1003А (диапазон частот 50-16000 Гц и чувствительность - 64 дБ), подключенного к персональному компьютеру, на который проводилась цифровая запись с частотой дискретизации 44100 Гц, глубиной цифро-аналогового преобразования 16 бит. Полученная информация обрабатывалась с использованием программы Sony Sound Forge 7.

Испытания проводились в малоцикловой области при жестком нагружении с максимальной деформацией  $\varepsilon=0,28\%$ . Учитывая, что при деформировании образца частота его собственных колебаний изменяется, генератор настраивался на частоту среднего значения интервала деформаций. Экспериментально были получены следующие значения резонансных частот образца: 3512, 7020, 10400, 12463 Гц. Четыре гармоники собственных колебаний исследуемого образца находятся в звуковом диапазоне частот. Поэтому в качестве источника вынужденных колебаний был выбран акустический излучатель (динамик) 28CR08FN, который имеет следующие технические характеристики: импеданс 8 Ом, максимальная мощность 500 мВт, диапазон частот 300-20000 Гц. Амплитуда и частота электрического сигнала, подаваемого с генератора на акустический излучатель, контролировались при помощи измерительного прибора MASTECH MY-68.

Результаты экспериментов показаны на рис.2.

Усталостные испытания выявили существенное влияние третьей и четвертой резонансной частоты на число циклов до разрушения. Особенно заметно снизилась долговечность на максимальной частоте 12463 Гц: в 1,6 раза. В работе [4] представлено значение основной частоты собственных колебаний поликристаллического металла, которое составляет 6280 Гц. Что хорошо коррелирует со второй собственной частотой колебания испытанной нами стальной пластины. Показано также, что, чем крупнее среднее значение размера зерен, тем меньше основная частота собственных колебаний материала. Из этого можно предположить, что частоты собственных колебаний связаны с различными иерархическими уровнями организации поликристаллического материала. Резкое падение числа циклов до разрушения при воздействии вибрации на частоте 12463 Гц указывает на то, что для данного материала очаг разрушения формируется на самом меньшем масштабе организации структуры. Разрушение при этом должно быть реализовано по пластическому механизму, а трещина должна локализоваться внутри зерна, что и наблюдается в наших исследованиях.

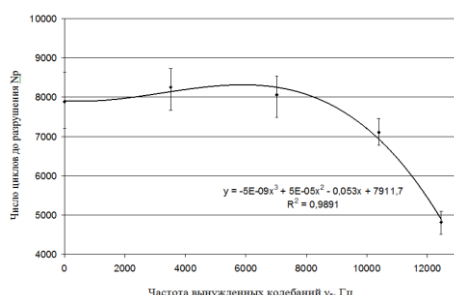


Рис. 2. Зависимость количества циклов до разрушения стальных образцов от частоты вынужденных колебаний

### ВЛИЯНИЕ ВЫНУЖДЕННЫХ КОЛЕБАНИЙ НА РЕЗОНАНСНОЙ ЧАСТОТЕ НА УСТОЙЧИВОСТЬ ФОРМЫ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБОЛОЧЕК ПРИ ОСЕВОМ СЖАТИИ

Эксперименты на втором этапе были направлены на оценку влияния вынужденных колебаний на устойчивость цилиндрической оболочки на осевое сжатие. Испытания проводили

В качестве образцов были использованы алюминиевые банки глубокой вытяжки ГОСТ Р51756-2001, выдерживающие осевую нагрузку деформации не менее 800 Н. Выбор образцов определялся заводским качеством изготовления, идентичностью размеров. Эксперименты проводились без приложения и с приложением вынужденных колебаний к нижней цилиндрической части. Для сохранения условий эксперимента устройство, генерирующее вынужденные колебания, крепилось на каждый образец, включая те, которые испытывались без вынужденных колебаний. Эксперименты проводились на разрывной машине ИР5113-100, как это показано на рис.3.



Рис. 3. Осевое сжатие с приложением вынужденных колебаний

Эксперименты проводились таким образом, что скорость перемещения траверсы, при межосевом сжатии составляла 2 мм/мин, а потеря устойчивости цилиндрического образца регистрировалась по скачкообразному изменению сжимающего усилия.

В результате были получены данные, которые представлены на рисунке 4. При наложении вибраций на резонансной частоте критическая сила, при которой происходит потеря устойчивости формы, существенно уменьшается.

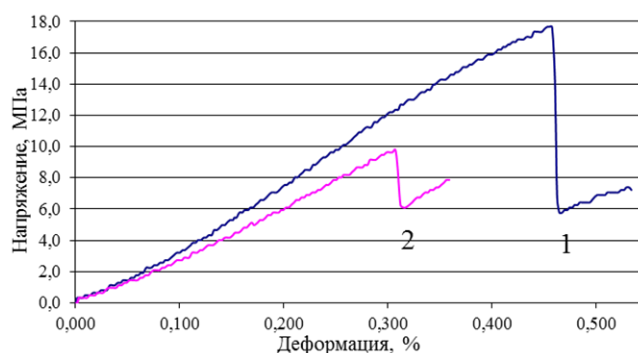


Рис. 4. Потеря устойчивости цилиндрической оболочки: 1 - без вынужденных колебаний, 2 - с вынужденными колебаниями на резонансной частоте

По характеру изменения формы потери устойчивости видно (рис.5), что вынужденные колебания на резонансной частоте способствуют увеличению количества волн, в

результате чего уменьшается значение критической осевой сжимающей силы.

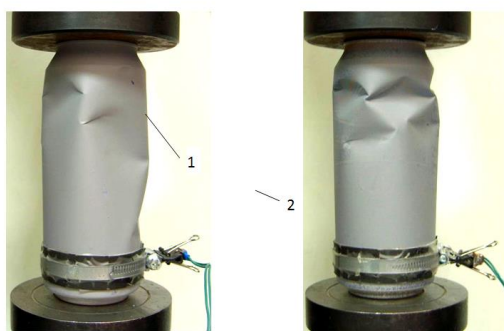


Рис. 5. Потеря устойчивости формы при осевом сжатии

Согласно ГОСТ 14249-89 (методы расчета на прочность цилиндрических обечаек) при расчете критического значения осевой сжимающей силы не учитываются случаи воздействия колебаний на резонансной частоте. В связи с результатами наших исследований предлагается учесть этот фактор коэффициентом  $k$ :

$$F = \frac{310 \cdot 10^{-6} E}{n_y \cdot B_1 \cdot k} D^2 \cdot \left[ \frac{100(s-c)}{D} \right]^{2.5}, \quad (1)$$

где  $E$  - модуль продольной упругости при расчетной температуре, МПа;

$D$  - внутренний диаметр сосуда или аппарата, мм;  $n_y$  - коэффициент запаса устойчивости;  $B_1$  - безразмерный коэффициент;  $s$  - толщина стенки обечайки, мм;  $c$  - суммарная прибавка к расчетным толщинам стенок, мм;  $k$  - корректировочный коэффициент, учитывающий влияние вынужденных колебаний.

Обработка экспериментальных данных, которые представлены на рис.6, позволила получить следующее выражение для поправочного коэффициента:

$$k = 1 / (0,84 + 0,15(\sin((0,12 \cdot f) - 28,77))), \quad (2)$$

где  $f$  – частота колебаний, Гц.

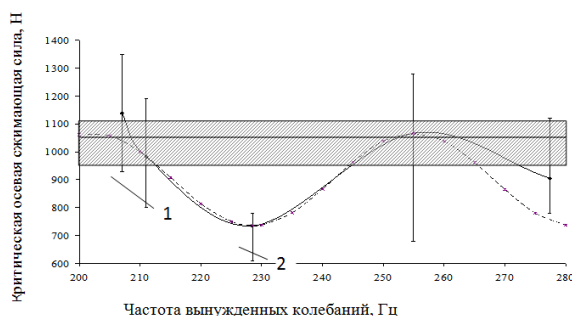


Рис. 6. Зависимость потери устойчивости цилиндрической оболочки от частоты приложенных вынужденных колебаний:

- 1 - Без наложения вынужденных колебаний;
- 2 - Расчетная функция

Заштрихованная область (1) на рис.6 показывает расчетные значения осевой сжимающей силы  $F$ , которые определяли по стандартному методу из условия местной устойчивости в пределах упругости. Сплошная кривая построена по экспериментальным данным, а кривая (2) с использованием коэффициента  $k$ , рассчитанного по уравнению (2).

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, экспериментально определена зависимость усталостной долговечности в малоцикловой области от частоты приложенных вынужденных колебаний на четырех гармониках резонансной частоты. Усталостная долговечность снизилась 1,6 раза. Показано также, что вынужденные колебания на резонансной частоте становятся причиной снижения значения критической силы потери устойчивости формы цилиндрической оболочки. Снижение может при этом достигать 40%. Экспериментальное определение критической нагрузки при наложении колебаний позволило получить формулу для расчета корректирующего коэффициента в формуле расчета допустимого сжимающего усилия.

Исследования проводятся в Уфимском государственном нефтяном техническом университете в рамках реализации инициативного научного проекта фундаментального характера по государственному заданию образовательным учреждениям высшего образования на 2017–2019 гг. (№ 9.7294.2017/8.9 от 31.01.2017) при содействии Межвузовского центра коллективного пользования «Региональный научно-производственный комплекс «Недра»».

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Закиров О.А. Расчет трубопроводов как пространственных конструкций с учетом энергии упругой деформации / О.А. Закиров, М.А. Шаталина // Сборник трудов конференции УГНТУ. – Уфа, 1999. – С.34.
2. Габбасова А. Х. Оценка долговечности технологических трубопроводов с учетом вынужденных колебаний: автореф. дис. канд. техн. наук. – Уфа, 2002. 24 с.
3. Наумкин Е.А. Разрушение трубопроводных систем на нагнетательной линии компрессоров и насосов / Е.А. Наумкин, И.Р. Кузеев // Мировое сообщество: проблемы и пути решения. – Уфа: Изд-во УГНТУ, 2007. – № 22. – С. 77-81.
4. Лобусов А.В. Определение частоты резонансного виброрезания металла / А.В. Лобусов // Научный журнал СТИН. – 2010. №2, 2010. – С.36-38.

# Impact of High-Frequency Vibrations on Metal Items Resistance to Cyclic and Axial Loads

I.R. Kuzeev, E.A. Naumkin, S.A. Pankratiev, R.R. Tlyasheva  
FSBEI of Higher Education "Ufa State Petroleum Technological University"  
Ufa, Russian Federation  
[kuzeev2002@mail.ru](mailto:kuzeev2002@mail.ru)

*Abstract.* It was shown that forced vibrations of objects on resonance frequencies could significantly change resistance of these objects to cyclic loads in low-cycle loading range and decrease critical compression load under axial compression. We carried out procedure of fatigue testing performance with simultaneous application of high-frequency vibrations. We developed and produced device allowing carrying out testing aimed to check shape stability of cylindrical shells and their resistance to forced vibrations. Dependence of fatigue life capability within the low-cycle range on the frequency of applied forced vibrations in four harmonics of resonance frequency was experimentally determined. Fatigue life capability decreased by 1,6 times. Decrease of life capability particularly occurs on frequencies which are

presumably connected with minimum in size elements of hierarchy of polycrystalline material structures. It was found out that forced vibrations on resonance frequency contribute the increase of number of vibrations, that leads to decrease of critical axial compression force value. Decrease can be by up to 40%. Experimental determination of critical load during application of vibrations allowed obtaining formula for adjusting factor calculation in the formula for permitted compression force calculation.

*Keywords:* resonance frequencies, low-cycle fatigue, loss of shape stability, forced vibrations.

# Исследование влияния трения и калибровки валков на формоизменение трубы при продольной прокатке на короткой оправке

Павлов Д.А., Богатов А.А., Павлова Е.А.

ФГАОУ ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина»  
г. Екатеринбург, Россия  
[d.a.pavlov@urfu.ru](mailto:d.a.pavlov@urfu.ru)

**Аннотация.** С помощью МКЭ – моделирования исследовано влияние показателя трения и калибровки валков на формоизменение трубы при продольной прокатке на короткой оправке. Исследование выполнено для трех вариантов калибровок рабочих валков: шестигранная, двенадцатигранная, шестнадцатигранная. Также исследовано формоизменение труб при использовании показателя трения по Зи-белю  $\psi$  в диапазоне от 0,1 до 1. Установлено влияние показателя трения  $\psi$  на безразмерный параметр, определяющий формоизменение, а так же разностенность и образование дефекта «риска» на внутренней поверхности труб. Определены значения безразмерного параметра, характеризующего появление дефекта «риска» на внутренней поверхности труб.

**Ключевые слова:** короткая оправка; автоматический стан «тандем»; конечно-элементное моделирование, калибровка валков, показатель трения, продольная риска.

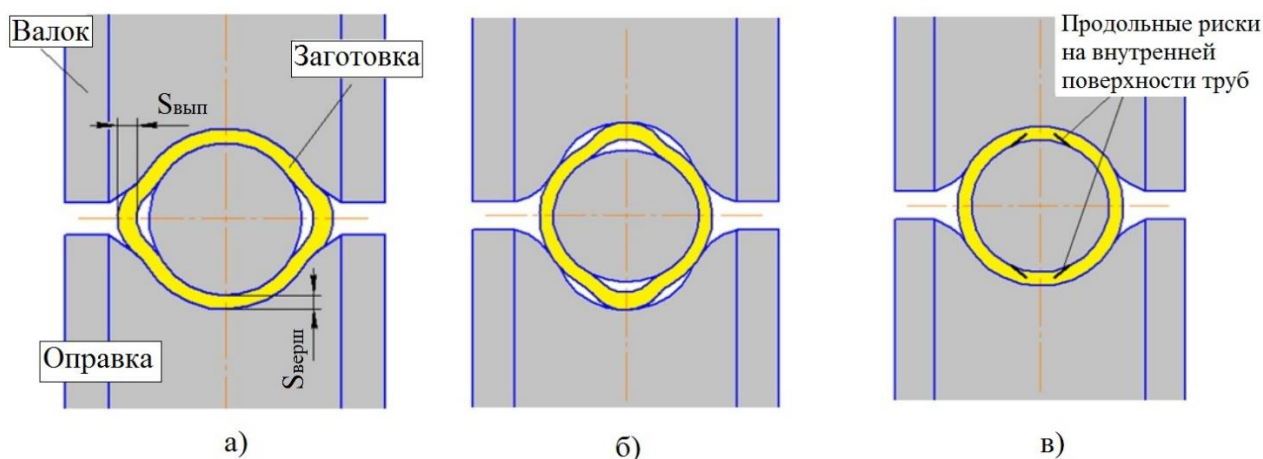
## ВВЕДЕНИЕ

Одним из ведущих трубных заводов России является ПАО «Синарский трубный завод». В его состав входит трубопрокатный агрегат 140 (ТПА - 140) с автоматиче-

ским станом «тандем», на котором производят трубы из углеродистых, легированных и высоколегированных марок сталей диаметром от 73 до 168 мм и толщиной стенки от 5 до 20 мм. Важной проблемой на ТПА-140, требующей решения, является уменьшение объема брака по продольным рискам на внутренней поверхности труб. Образование продольных рисков происходит в процессе прокатки на автоматическом стане тандем, который состоит из двух последовательно расположенных станов продольной прокатки труб на короткой оправке (СПП-1 и СПП-2).

## ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА ОБРАЗОВАНИЯ ДЕФЕКТА «РИСКА»

На основании исследований, проведенных на ТПА-140 было установлено, что образование рисков происходит вследствие встречного течения металла при прокатке в СПП-2. На рис. 1 представлена схема образования дефекта «риска» при прокатке на короткой оправке в станах СПП-1 и СПП-2.



а) образование лампасов на трубе после прокатки СПП-1; б) заполнение калибра СПП-2; в) полное заполнение калибра, формирование складок

Рис. 1. Схема образования дефекта «риска» на внутренней поверхности трубы

После прокатки на СПП-1 происходит образование лампасов на трубе из-за интенсивного затекания металла в выпуски калибра (рис. 1 а). Затем производится кантовка трубы на угол 60-90°, после чего она задается роликами в СПП-2. При первичном захвате лампасы начинают контактировать с вершинами калибра в СПП-2 (рис. 1 б). По мере заполнения калибра происходит «выдавливание» лампасов внутрь трубы. При полном заполнении, лампасы полностью переходят на внутреннюю поверхность. Далее лампасы взаимодействуют с оправкой. За счет обжатия на оправке и обжатия валками происходит встречное течение металла и образуются складки на внутренней поверхности трубы. Далее складки преобразуются в продольные риски на внутренней поверхности трубы (рис. 1 в). Риска может образовываться, как с одной так и с другой стороны.

В ходе промышленных наблюдений установлено, что с увеличением размеров лампасов объем брака по рискам возрастает. С помощью программного комплекса Deform выполнено исследование формоизменения трубы в выпусках калибра в зависимости от выбора калибровки валков на стане СПП-1 и показателя трения  $\psi$ .

#### ИССЛЕДОВАНИЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ЧЕРНОВОЙ ТРУБЫ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ КАЛИБРОВКИ ВАЛКОВ СПП

Исследование выполнено для трех вариантов калибровок рабочих валков: шестигранная, двенадцатигранная и шестнадцатигранная. При моделировании процесса прокатки использовались действующие на ТПА-140 калибровки. Исследование заключалось в установлении закономерностей изменения коэффициента

$\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}}$  (рис. 1а),

характеризующего интенсивность утолщения металла в выпусках калибра, в зависимости от типа калибровки валков СПП-1 ( $S_{\text{вып}}$  - толщина стенки трубы в выпуске калибра;  $S_{\text{верш}}$  - толщина стенки трубы в вершине калибра).

Установлено что, чем больше параметр  $\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}}$ , тем вероятнее образование рисков на внутренней поверхности труб [1,2].

Всего в программном комплексе Deform было поставлено 3 задачи. Продольный разрез очага деформации стана продольной прокатки в программе Deform представлен на рис. 2. Диаметр заготовки перед прокаткой (гильзы), был принят одинаковым во всех экспериментах  $D_r = 127$  мм, толщина стенки гильзы -  $S_r = 11,3$  мм. Диаметр трубы после прокатки на стане продольной прокатки СПП-1 составлял  $D_1 = 120$  мм, а толщина стенки -  $S_1 = 10$  мм.

По рекомендации разработчиков программы и с учетом практических данных о прокатке труб на стане СПП-1 [3-7] температура трубы была задана равной  $T = 1200$  °С, температура валков и оправки -  $T = 150$  °С, температура воздуха -.  $T = 20$  °С. Закон трения по Зибелю  $\tau_{|s_s} = \psi \tau_s$ .

Показатель трения  $\psi$  между валком и заготовкой был принят равным  $\psi = 0,7$ , а между оправкой и заготовкой -

$\psi = 0,2$ . Скорость вращения валков на СПП-1 - 125 об/мин. На основе результатов измерения толщины стенки, построена диаграмма (рис. 3) из которой видно, что с увеличением количества граней калибра величина параметра  $\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}}$  уменьшается. Такая закономерность наблюдается в связи с тем, что при увеличении количества граней металл начинает более интенсивно течь в осевом направлении нежели в тангенциальном. В результате в область выпусков затекает меньше металла и размер лампасов при прокатке в СПП-1 уменьшается. Для 6-гранной калибровки валков параметр  $\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}} = 1,28$ , для 12 – гранной калибровки -  $\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}} = 1,22$ , а для 16 – гранной -  $\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}} = 1,20$ .

Таким образом, наименьшая разность была получена при использовании шестнадцатигранной калибровки. Использование этой калибровки валков позволит снизить риск образования дефекта «риска».

Использование этой калибровки валков позволит снизить риск образования дефекта «риска».

Использование этой калибровки валков позволит снизить риск образования дефекта «риска».

Использование этой калибровки валков позволит снизить риск образования дефекта «риска».

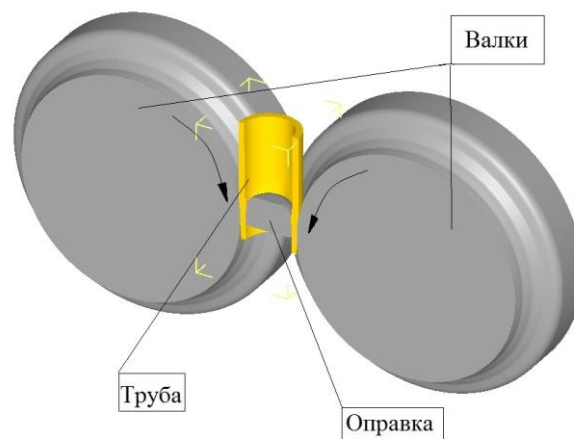


Рис. 2. Продольный разрез очага деформации стана продольной прокатки в программе Deform

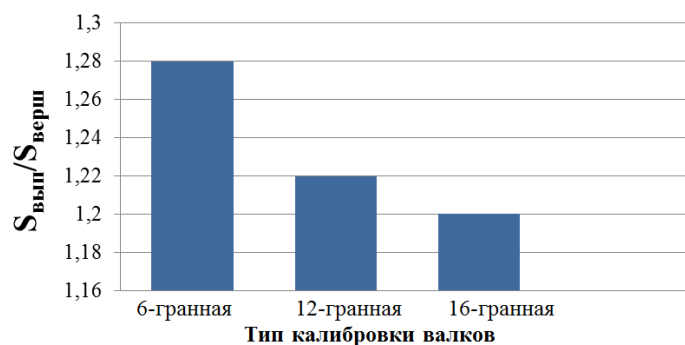


Рис. 3. Диаграмма зависимости параметра  $\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}}$  от выбора калибровки

ИССЛЕДОВАНИЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ЧЕРНОВОЙ ТРУБЫ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ВЫБОРА ПОКАЗАТЕЛЯ ТРЕНИЯ

Исследование формоизменения трубы выполнено для шестнадцатигранной калибровки рабочих валков, при использовании показателя трения по закону Зибеля  $\psi = 0,1 \div 1$ . Целью являлось определение влияния показателя трения  $\psi$  на формоизменение металла в выпусках калибра при раскатке трубы в СПП-1. Всего в программном комплексе Deform было поставлено 10 задач. Температурные условия, а также размеры труб до прокатки в СПП-1 и после были приняты такими же как в п.2. На основе результатов вычислительных экспериментов был построен график (рис. 4), характеризующий изменение параметра

$\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}}$  в зависимости от показателя трения  $\psi$ .

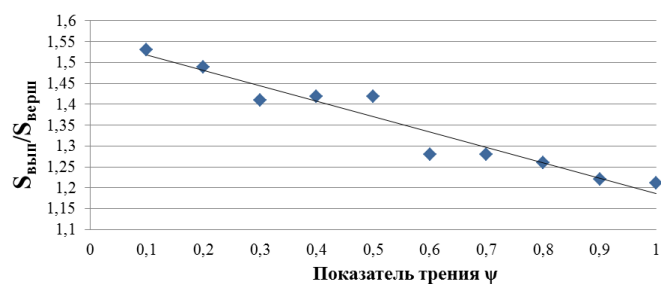


Рис. 4. График, характеризующий изменение параметра  $\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}}$  в зависимости от показателя трения  $\psi$

Из рис.4 видно, что с увеличением показателя трения  $\psi$  безразмерный параметр  $\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}}$  уменьшается. Это свиде-

тельствует о том, что с увеличением  $\psi$  интенсивность затекания металла в выпуски калибра уменьшается и размер лампасов уменьшается. Таким образом, увеличение показателя трения  $\psi$  способствует уменьшения вероятности образования дефекта «риска» на поверхности труб.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В ходе работы установлено, что черновые трубы при раскатке на короткой оправке приобретают наименьшую разностенность при использовании шестнадцатигранной

калибровки валков, так как при увеличении количества граней металл начинает более интенсивно течь в осевом направлении нежели в тангенциальном. Установлено, что параметр, характеризующий интенсивность утолщения металла в выпусках калибра,  $\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}}$  уменьшается, это позволяет снизить риск образования дефекта «риска». Кроме того было получено, что с увеличением показателя трения  $\psi$  безразмерный параметр  $\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}}$ , а также вероятность образования дефекта «риска» уменьшаются.

ЛИТЕРАТУРА

1. А.А. Bogatov, D.A. Pavlov, Pavlova E. A., Intensification of tube plugging based on simulation results, Metallurgist. - Vol. 60, No. 9-10, pp. 1016-1021, 2017.
2. A. A. Bogatov, D. A. Pavlov, S. V. Lipnyagov, et al., "Rolling hot deformed pipe on a stub mandrel," Steel in Transl., 44, No. 12, 912-915 (2014).
3. Шевакин Ю.Ф. Производство труб/ Ю.Ф. Шевакин, А.П. Коликов, Ю.Н. Райков. - М.: Интерметинжиниринг, 2005. - 568 с.
4. Орлов Г.А. Основы теории прокатки и волочения труб / Г.А. Орлов Учебное пособие – Екатеринбург: УМЦ УПИ, 2016. – 204 с.
5. Харитонов В.В. Оборудование для прокатки, прессования и волочения труб / В.В. Харитонов, А.А. Богатов, В.Ю. Вахрушев. - Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2008. - 233 с.
6. Романцев Б.А. Трубное производство/ Б.А. Романцев, А.В. Гончарук, Н.М. Вавилкин, С.В. Самусев, А.В. Гончарук, Н.М. Вавилкин, С.В. Самусев Учебник, 2-е изд., испр. и доп. - М.: Изд. дом МИСиС, 2011. - 970 с.
7. Данченко В.Н. Технология трубного производства / А.П. Коликов, Б.А. Романцев.- М.: Интерметинжиниринг, 2002. - 562 с.
8. Первозчиков Д.В. Оценка возможности применения подстуживания заготовки для снижения диссипации напряжений при прошивке труб / Д.В. Первозчиков, В.Н. Еремин, К.В. Васючкова, Л.В. Радионова // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. – 2017. – Т.5, №3. – С. 54-59. DOI: 10.24892/RIJE/20170309

# The Investigation of the Influence of Friction and Roll Calibration on the Pipe Formation During Plug Rolling

Pavlov D.A., Bogatov A.A., Pavlova E.A.

Ural Federal University named after the First President of Russia B. N. Yeltsin, UrFU  
Ekaterinburg, Russia

[d.a.pavlov@urfu.ru](mailto:d.a.pavlov@urfu.ru), [a.a.bogatov@urfu.ru](mailto:a.a.bogatov@urfu.ru)

*Abstract.* The influence of the friction coefficient and roll calibration on the pipe formation during longitudinal rolling on a short mandrel was investigated using the FEM simulation. The study was carried out for three different roll calibrations: hexagonal, dodecahedral, diocahedral. Pipe formation was also studied using the Siebel index of friction in the range from 0.1 to 1. The effect of the friction coefficient  $\psi$  on the dimensionless parameter determining the shape change was determined, as well as the wall thickness deviation and the “guide mark” defect for-

mation on the inner surface of the pipes. The values of a dimensionless parameter characterizing the appearance of a “guide mark” defect on the inner surface of pipes are determined.

*Keywords:* short mandrel; automatic tandem mill; finite element modeling, roll calibration, friction coefficient, longitudinal “guide mark” defect.



# Исследование качества металлических порошков после электроэрозионного диспергирования

Кузнецов В.А., Смирнов А.В., Бувакин Д.А.  
Московский политехнический университет  
Москва, Россия  
[rensi@mail.ru](mailto:rensi@mail.ru), [smirnoff-andrey2009@yandex.ru](mailto:smirnoff-andrey2009@yandex.ru)

**Аннотация.** Экспериментально исследованы полученные электроэрозионным диспергированием порошки кобальтового сплава и легированной высокоуглеродистой стали по основным параметрам качества. Определены области дальнейшей переработки данных порошков в зависимости от размеров и гранулометрического состава частиц с целью наиболее полного использования получаемых порошков и уменьшения доли отходов производства.

**Ключевые слова:** электроэрозионное диспергирование, порошок, порошковые материалы, гранулометрический состав, фазовый состав, селективное лазерное сплавление, порошково-инжекционное литье.

## ЦЕЛЬ РАБОТЫ

Исследовать экспериментально полученные электроэрозионным диспергированием порошки кобальтового сплава и легированной высокоуглеродистой стали по основным параметрам качества: фракционный состав, морфология частиц, химический состав поверхности частиц.

## АКТУАЛЬНОСТЬ НАУЧНОЙ ЗАДАЧИ

Внедрение ресурсосберегающих технологий с высоким коэффициентом использования материала является для машиностроительных предприятий России первостепенной задачей, что доказывает актуальность выбранной тематики.

## НАУЧНАЯ НОВИЗНА

Исследованы закономерности формирования параметров качества порошков при электроэрозионном диспергировании и определены методы дальнейшей переработки порошков для повышения значений коэффициента использования материала.

## ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время промышленные технологии получения порошковых материалов путем переработки отходов сталей и сплавов цветных металлов отличаются большой энергоёмкостью, большими производственными площадями и сопутствующими экологическими проблемами.

Одним из наиболее перспективных методов получения порошков из токопроводящих материалов является электроэрозионное диспергирование (ЭЭД), отличающееся невысокими энергетическими затратами и экологической чистотой процесса. Процесс электроэрозионного диспергирования – это разрушение токопроводящего материала вследствие местного воздействия кратковременных электрических разрядов между электродами. В пределах воз-

действия разряда, под влиянием значительных температур, происходит нагревание, расплавление и неполное испарение используемого вещества [1]. В результате реализации процесса ЭЭД могут быть получены частицы порошка размером от нескольких нанометров до десятков микрон [2], имеющие преимущественно сферическую форму.

Из данных порошков были изготовлены образцы методом спекания в среде аргона и исследованы их физико-механические свойства и химический состав [3-5]. Результаты исследований показали принципиальную возможность применения металлических порошковых материалов, полученных методом ЭЭД, для изготовления изделий по технологии спекания в среде аргона.

Однако различные методы дальнейшей консолидации порошков чаще всего имеют ограничения по размеру частиц для их реализации. Так, часто применяемые процессы селективного лазерного сплавления (СЛС) предназначены для консолидации порошков размером от 30 до 70 микрометров [6]. При расширении диапазона используемых порошков частицы разного размера нагреваются с различной скоростью, что приводит иногда к выгоранию определенных фаз. Это, в свою очередь, влечет за собой структурную неравномерность спекаемых материалов и снижение качества получаемых из них изделий. Соответственно, частицы металлических порошков, получаемые методом ЭЭД не могут быть полностью использованы для изготовления изделий по технологии СЛС, причем процент порошка, не пригодного для СЛС может достигать до 50%. Такой низкий коэффициент использования материала не позволяет организовать современное производство на основе принципов ресурсосбережения.

## ИССЛЕДОВАНИЯ ПОРОШКОВ

Для измерения распределения частиц порошковых материалов по размерам был использован метод лазерного рассеивания света. Для уменьшения количества агломератов частиц, которые снижают точность измерений размеров, было использовано предварительное ультразвуковое воздействие на образцы. Измерения проводились с использованием ультразвука на приборе *a-22 NanoTec plus* фирмы производителя *Fritsch GmbH*, для расчета полученных данных использовалась теория Фраунгофера.

На рисунке 1, изображены графики интегрального распределения и плотности распределения средневзвешенного эквивалента объема частиц порошка легированной высокоуглеродистой стали, с применением ультразвука.

Обозначения на рис. 1 и рис. 2:  $Q3(x)$  [%] – интегральный процент объема частиц, соответствующий рассматриваемому диапазону, показывающий, какая доля объема частиц лежит ниже указанного размера ( $x$ );  $dQ3(x)$  [%] – дифференциальный процент объема частиц, попадающий в диапазон между минимальным и максимальным размером.

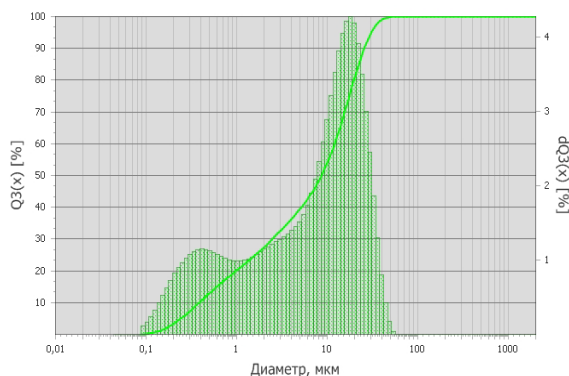


Рис. 1. Интегральное распределение и плотность распределения частиц по размерам образца легированной высокоуглеродистой стали

Для исследованных частиц порошка легированной высокоуглеродистой стали характерно широкое бимодальное распределение размера частиц с основным распределением в диапазоне значений от 9 мкм до 25 мкм, и дополнительным пиком от 0,3 мкм до 0,5 мкм.

На рисунке 2 изображены графики интегрального распределения и плотности распределения средневзвешенного эквивалента объема частиц порошка кобальтового сплава после воздействия ультразвука.

Исследованные образцы порошков кобальтового сплава имеют характерно широкое распределение размера частиц от 0,1 мкм до 130 мкм, 80% частиц имеют размер от 6,3 мкм до 58,3 мкм.

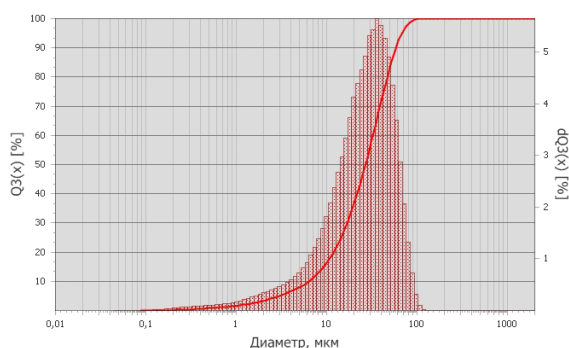


Рис. 2. Интегральное распределение и плотность распределения частиц по размерам образца кобальтового сплава

Для обоих образцов металлических порошковых материалов характерно широкое распределение, размах больше 1. Бимодальное распределение частиц порошка леги-

рованной высокоуглеродистой стали может свидетельствовать о наличии частиц двух разных фракций, или о вытянутой форме частиц.

Дальнейшие исследования формы частиц металлических порошков методами растровой электронной микроскопии показали, что частицы имеют выраженную сферическую форму. Это соответствует основным требованиям к морфологии частиц при использовании технологии СЛС [5], что объясняется обеспечением равномерности укладки слоев порошка на подложке. Кроме этого, сферическая форма частиц обеспечивает наибольшую равномерность нагрева и плавления в слое.

И частицы порошка легированной высокоуглеродистой стали, и частицы порошка кобальтового сплава имеют сходную морфологию (см рис. 3 и 4). Кроме того, исследованные образцы металлических порошков имеют схожие включения частиц неправильной формы, которые расположены на поверхности сферических частиц металлических материалов (см. рис. 3, 3) и рис. 4, 2)), и крупные агломераты из частиц неправильной формы и сферических частиц (см. рис. 3, 4) и рис. 4, 3)).

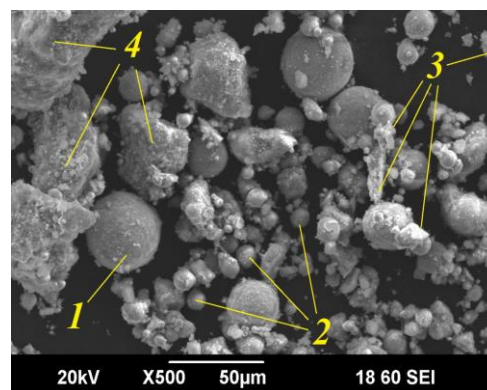


Рис. 3. Фотография порошка легированной высокоуглеродистой стали: 1) сферические частицы крупной фракции; 2) сферические частицы мелкой фракции; 3) частицы неправильной формы; 4) крупные агломераты

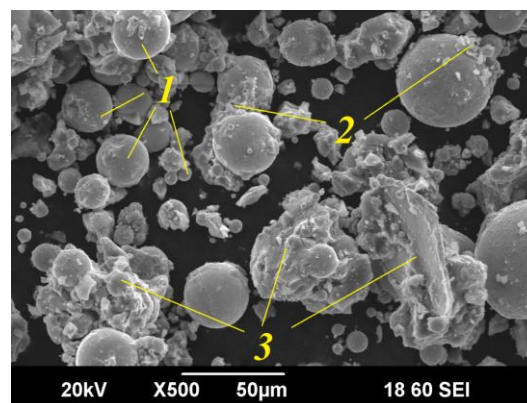


Рис. 4. Фотография порошка кобальтового сплава: 1) сферические частицы; 2) частицы неправильной формы; 3) крупные агломераты

Частицы неправильной формы, предположительно, являются окислами. Сила их адгезионного взаимодействия с частицами порошка не известна. Необходимы дальнейшие экспериментальные исследования по отделению частиц неправильной формы от сферических металлических частиц.

Исследования химического состава металлических порошков были выполнены на растровом электронном микроскопе. Химический состав и распределение элементов на поверхности образцов порошков как легированной высокоуглеродистой стали, так и кобальтового сплава соответствуют, в основном, химическому составу исходного материала для процесса ЭЭД. Исключением является присутствие кислорода в существенном процентном соотношении (свыше 20%). Этот факт является следствием образования окислов на поверхности частиц в процессе ЭЭД в дистиллированной воде. Окислы, по всей вероятности, присутствуют в образцах металлических порошков в двух видах (см. рис. 3 и рис. 4), а именно: равномерно распределены на поверхностях сферических частиц металлических порошков; а также в виде крупных агломератов из частиц неправильной формы, "слипшихся" с правильными металлическими сферами. Химический состав окислов требует дальнейшего исследования

#### ВЫВОДЫ

Были экспериментально исследованы образцы порошков легированной высокоуглеродистой стали и кобальтового сплава, изготовленных методом ЭЭД из отходов промышленных производств. Были получены данные о распределении частиц порошковых материалов по размерам, морфологии частиц, химическому составу и распределению химических элементов на поверхности частиц.

Вариант бимодального распределения частиц порошка легированной высокоуглеродистой стали позволяет использовать данный порошок для различных технологических процессов консолидации, таких как СЛС, порошково-инжекционное литье и спекание в среде аргона. То есть, более крупную фракцию с размером частиц от 25 до 50 мкм возможно эффективно применять для изготовления изделий методом СЛС. Более мелкую фракцию с размером частиц от 0,3 мкм до 20 мкм рациональнее использовать для порошково-инжекционного литья и спекания в среде аргона.

Равномерное и широкое распределение размеров частиц порошка кобальтового сплава позволяет в равной мере использовать данный порошок как для СЛС, так и для спекания в среде аргона.

Использование металлических порошковых материалов, изготовленных методом ЭЭД, для различных технологических процессов консолидации позволяет повысить коэффициент использования материала, по предварительным оценкам, до 80%.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Хардилов С.В. Разработка способа получения порошковых материалов путем электроэрозионного диспергирования шарикоподшипниковой стали: дис. канд. техн. наук. – Курск, 2017. – 193. с.
2. Агеев Е.В. Электроэрозионное диспергирование – перспективная технология переработки выбракованных подшипников / Е.В. Агеев, С.В. Хардилов, С.В. Пикалов // Альтернативные источники энергии в транспортно-технологическом комплексе: проблемы и перспективы рационального использования: сб. науч. тр. ежегод. конф. – 2015. – Т. 2, №1. – С. 314.-317.
3. Хардилов С.В. Исследование микротвердости спеченного образца шарикоподшипниковой электроэрозионной стали / С.В. Хардилов, Е.В. Агеева, А.Ю. Алтухов, Е.В. Агеев, А.А. Горохов // Известия ЮЗГУ. Серия: Техника и технологии – 2016. – №2. – С. 25.-30.
4. Латыпов Р.А. Рентгеноспектральный микроанализ спеченной стали из порошка, полученного электроэрозионным диспергированием отходов стали ШХ15 / Е.В. Агеев, С.В. Хардилов, В.А. Денисов, А.Ю. Алтухов // Электротехнология. – 2017. – № 2. – С. 37-40.
5. Омаров А.Ю. Структура, фазовый состав и реологические свойства порошков, полученных химическим диспергированием сплавов Al с Mo, V и Zr / А.Ю. Омаров, А.Д. Шляпин // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. – 2018. – Т.6, №2. – С. 39-45. DOI: 10.24892/RIIE/20180206
6. Сотов А.В. Разработка методики проектирования технологических процессов изготовления жаровых труб ГТД методом селективного лазерного сплавления: дис. канд. техн. наук. – Самара, 2017. – 219. с.

## The study of the Characteristics of Metallic Powders After Electroerosion Dispersion

Kuznetsov V. A., Smirnov A. V., Buvakin D. A.

Moscow Polytechnic University

Moscow, Russia

[rensi@mail.ru](mailto:rensi@mail.ru), [smirnoff-andrey2009@yandex.ru](mailto:smirnoff-andrey2009@yandex.ru), [mrlat@yandex.ru](mailto:mrlat@yandex.ru)

**Abstract.** The article describes the main characteristics of powders of a cobalt alloy and alloyed high carbon steel, which were produced by electroerosion dispersion in the environment of distilled water. The areas for further processing of the powders, depending on the size, morphology and fraction composition of particles were identified in the aim of the best use of the resulting

powders, and reducing waste.

**Keywords:** electroerosive dispersion, metallic powder, powder materials, particle size distribution, phase composition, selective laser melting, powder-injection molding.

# Модель оптимизации калибровок сортопрокатных валков

Михайленко А. М., Шварц Д. Л., Непряхин С. О.

Уральский федеральный университет имени первого президента России Б.Н. Ельцина

Екатеринбург, Россия

[sdl190977@mail.ru](mailto:sdl190977@mail.ru)

**Аннотация.** На основе использования системного подхода разработана универсальная модель оптимизации калибровок сортопрокатных валков, пригодная для проектирования новых и анализа существующих процессов прокатки любых сортов профилей. В общем случае процесс создания и оптимизации калибровки состоит из двух этапов: на первом этапе проектирования производят выбор оптимальной схемы калибровки для конкретных условий конкретного прокатного стана, а на втором этапе для этой схемы выявляют оптимальный режим обжатий и определяются размеры используемых калибров. Двухэтапный процесс оптимизации позволяет существенно упростить процедуру построения оптимальной калибровки валков и имеет дополнительное преимущество, связанное возможностью использования двух различных критериев оптимальности на каждом этапе. Кроме того, предложено в каждом из критериев оптимальности использовать мультипликативную целевую функцию, позволяющую производить подстройку общей оптимизационной задачи для получения наилучшего результата в случае многоцелевой оптимизации, широко распространенной на действующем производстве.

**Ключевые слова:** оптимизация калибровки сортопрокатных валков, критерии оптимальности калибровки.

## КОНЦЕПЦИЯ ОПТИМАЛЬНОЙ КАЛИБРОВКИ

По прогнозам многих экономистов, социологов и промышленников мирового уровня, грядущая четвертая промышленная революция (так называемая "Индустрия 4.0") приведет к существенным изменениям в структуре и самой сути промышленного производства [1]. Неизбежное массовое внедрение в производство "киберфизических систем" и "интернета вещей" позволят и вынудят промышленные предприятия внедрить технологические комплексы, отвечающие, как минимум, следующим основным требованиям: гибкость, оперативная настраиваемость в соответствии с текущими потребностями потребителей и эффективность производства, связана со снижением издержек.

В области производства сортового металла, центральным аспектом всего прокатного технологического комплекса является калибровка прокатных валков. От того, насколько быстро и "удачно" удастся спроектировать и освоить новую калибровку, от того, насколько эффективными свойствами она обладает в процессе эксплуатации, и сейчас, во много зависит экономическая успешность предприятия. А при возникновении и усилении роли новых требований к производству, характерных для "Индустрия 4.0" эти аспекты будут еще более значимы. Видимо, понимание значимости калибровки валков и осознание перспектив и тенденций развития сортопрокатного произ-

водства, побуждает ученых и промышленных калибровщиков искать пути формализации и "компьютеризации" калибровки [2, 3 и др.], а так же способы отыскания наилучших, оптимальных вариантов калибровки [4-10 и др.].

Однако, в реальной промышленной практике при освоении производства нового фасонного профиля, сколь угодно более сложного чем типовые, разработка новой калибровки валков является, в значительной степени, неформализованной процедурой, базирующейся не столько на применении научно обоснованных методиках расчетов, сколько на искусстве и практическом опыте калибровщика. При этом довольно часто вопросы оптимизации новой калибровки вообще не рассматриваются. И это не случайно, так как связано со сложностью и многовариантностью проектирования калибровки. Кроме того, в теории прокатки в настоящее время нет единой, всеобъемлющей и стройной теоретической основы построения как самих калибровок валков для прокатки профилей сложной формы, так и придания этим калибровкам оптимальных свойств.

Наиболее подходящей основой создания методики проектирования оптимальных калибровок является так называемый системный подход, сформулированный в "Теории систем" [11-13 и др.] и "Теории оптимального управления" [14, 15 и др.]. Можно показать, что калибровка сортопрокатных валков, рассматриваемая как вариативная система калибров и режимов обжатий, полностью соответствует всем признакам общепринятого понятия "система" и вполне может быть использована в качестве объекта, подвергаемого оптимизации с использованием известных методов и процедур теории систем.

В соответствии с идеями системного подхода, выделяют два основных, принципиально различных случая вариативности систем. *Вариант 1:* структурное изменение системы за счет использования разных компонентов и подсистем или изменения направлений связей подсистем (будем получать разные системы). *Вариант 2:* изменение количественных характеристик устойчивых связей подсистем и связей системы с окружающей средой (т.е. изменение управлений системой). При оптимизации системы за счет этих двух вариантов ее вариативности, даже при одной и той же цели оптимизации, можно получить два различных варианта оптимальности. Для *варианта 1:* система, наилучшим образом соответствующая цели на данном классе систем будет являться оптимальной системой. Для *варианта 2:* управление, обеспечивающее наилучший способ достижения цели при функционировании системы

неизменной структуры является оптимальными управлением. Очевидно, что наилучший результат будет получен при использовании оптимальной системы и при оптимальном управлении.

В технической системе "калибровка прокатных валков" оба эти варианта изменения и оптимизации доступны и довольно просто и не дорого могут быть реализованы, причем, как вместе, так и отдельно. *1-й вариант* вариативности связан с изменением схемы калибровки за счет проведения различного количества проходов и/или применения калибров различной формы. Наилучшую схему калибровки (по выбранному критерию оптимальности) будем называть "*оптимальная схема калибровки*". *2-й вариант* вариативности калибровки (изменение управлений), практически выливается в изменение распределения обжатий по проходам и/или элементам профиля. Режим обжатий, наилучшим образом соответствующий цели оптимизации будем называть "*оптимальный режим обжатий*".

Рассматривая известные работы по оптимизации калибровок прокатных валков с позиций приведенной классификации оптимальности, можно заметить, что известные решения соответствуют либо первому [8–9 и др.] либо второму [6–7 др.] подходу. Комплексных работ, использующих последовательно или совместно обе возможности оптимизации калибровки применительно к широкому классу прокатываемых профилей, неизвестно.

Нам же представляется, что в идеале, при проектировании технологии прокатки любого сортового профиля, задачу поиска оптимальной калибровки следует рассматривать комплексно, одновременно используя оба рассмотренных выше варианта оптимизации. Цель этой комплексной, общей оптимизационной задачи можно сформулировать так: отыскать наилучшую совокупность калибров (т.е. оптимальную схему калибровки), которая реализовала бы наилучший режим деформирования металла (т.е. оптимальное управление).

При решении такой оптимизационной задачи возможны два пути: 1) проводить одновременную оптимизацию и схемы калибровки и режима обжатий, 2) сначала выбрать оптимальную схему калибровки, а затем подобрать для нее оптимальный режим обжатий.

Первый путь решения задачи, несомненно, более привлекателен, т.к. понятно, что каждая схема калибровки накладывает ряд ограничений на режим обжатий. А значит, при заранее определенной схеме калибровки оптимальный режим обжатий будет оптимален лишь для этой схемы, т.е. условно оптимален (в терминах теории исследования функций, мы, строго говоря, отыщем лишь локальный оптимум). Однако, практическое решение такой комплексной задачи потребует огромных вычислительных мощностей компьютера и, в настоящее время, значительного времени расчета, а значит лишает решение задачи оперативности. Поэтому, в нашей концепции оптимальной калибровки предусмотрено использование второго пути, т.е. проведение двухэтапной процедуры: на первом этапе выявляется оптимальная схема калибровки, а затем, на втором этапе – оптимальный режим обжатий. Поэтапный подход, кроме упрощения самого процесса решения

задачи, имеет и дополнительные преимущества, в частности, дает возможность использовать на каждом этапе свой критерий оптимальности, что, с одной стороны, упрощает процедуры формирования целевых функций каждого из критериев и, с другой стороны, позволяет более тонко учесть реалии промышленного сортопрокатного стана.

Общая структура оптимизационной модели, применимой в рамках концепции двухэтапной оптимизации калибровки показана на рис. 1.

#### ОПИСАНИЕ БЛОКОВ ОПТИМИЗАЦИОННОЙ МОДЕЛИ

"*Цель оптимизации*" (см. блок 1 на рис. 1). На практике встречается весьма широкий спектр целей оптимизации, начиная от наиболее распространенного и простого варианта экономии энергии и заканчивая весьма сложными задачами локальной оптимизации механических свойств проката. Довольно часто встречается ситуация, когда желательно одновременно достичь несколько разноплановых целей оптимизации и возникает так называемая "проблема неопределенности цели". Применение двухэтапной оптимизации позволяет использовать два критерия оптимальности, каждый на своем этапе оптимизации, а это дает возможность упростить процедуру формирования соответствующих целевых функций за счет распределения существовавших разноплановых целей по разным критериям (например, максимальная точность готового проката и минимум затрат). Конечно, можно использовать и единственную цель, которой должны соответствовать оба критерия оптимальности, но и при этом, целевые функции и пространства оптимизации на каждом из этапов будут все равно различными.

"*Исходные и начальные данные*" и "*Ограничения*" (блоки 2 и 3) содержат информацию о применяемой заготовке, прокатываемом профиле, технической характеристике используемого прокатного стана, технологические ограничения по применимости тех или иных типов калибров, режимов обжатий и т.п.

Под термином "*Критерий оптимальности*" (блок 4) будем понимать однозначно определенный способ получения наилучшего решения. Каждый критерий оптимальности (в рассматриваемой модели их может быть два) должен соответствовать цели оптимизации и включать в себя: 1) известное пространство оптимизации (блоки 8 и 13); 2) однозначно определенный способ формирования (расчета численного значения) целевой функции (блоки 5 и 6); 3) правило выбора оптимального значения.

"*Целевая функция*" (блоки 5 и 6) каждого из критериев оптимальности представляет собой однозначно определенную функциональную зависимость от показателей эффективности (блоки 9 и 14) и определяется целью оптимизации.

При одноцелевой оптимизации целевая функции эквивалентна критерию оптимальности. В случае, когда целей оптимизации несколько, имеется и несколько показателей эффективности  $g_i$ . Возникает ситуация "неопределенности цели". Для решения этой проблемы разработан довольно широкий спектр методов формирования единственной целевой функции [14–16]: выбор главной цели, линейная свертка, назначение метрики в пространстве оптимизации и т.д.

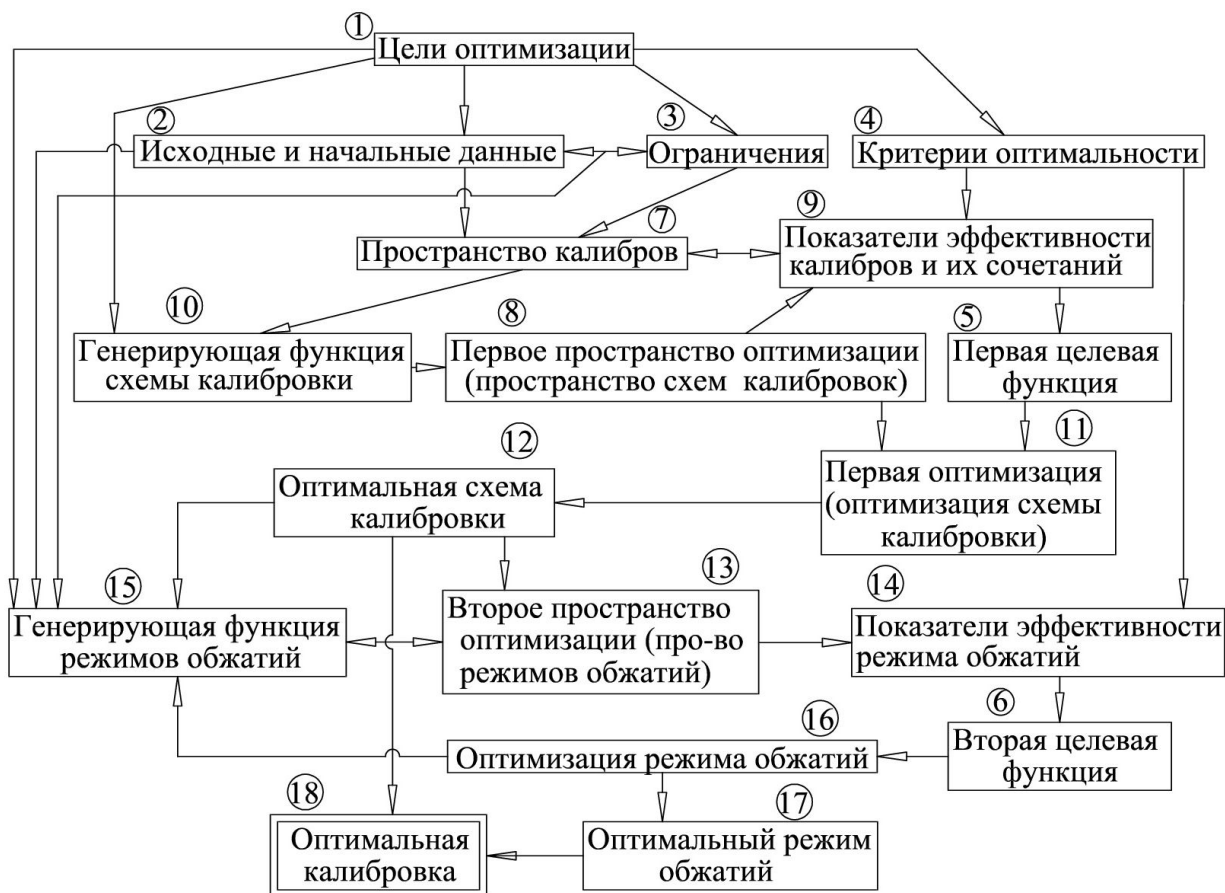


Рис. 1. Структурная схема модели двухэтапной оптимизации

"Пространство калибров" (блок 7) – пространство, содержащее все калибры, которые принципиально можно применить для прокатки конкретного сортового профиля на конкретном прокатном стане. Каждому типу калибров (например, швеллерные калибры, уголкового калибры, рельсовые калибры и т.д.) присущи некоторые общие характеристики, имеющие индивидуальные значения для каждого отдельного калибра из этой группы. Будем обозначать такие характеристики термином "идентифицирующие характеристики калибра". Каждый калибр рассматривается как отдельный геометрический объект, поэтому в качестве идентифицирующих калибр характеристик, прежде всего, следует использовать именно геометрические характеристики, такие, например, как наличие и количество осей симметрии калибра, взаимное положение элементов формируемого профиля, наличие или отсутствие специфических элементов калибра, их форма, положение разъемов калибра и т.п. Такие идентифицирующие характеристики могут быть использованы в качестве координат пространства калибров. Калибры (как геометрические объекты) упорядочены в этом пространстве за счет различия свойств каждого из калибров. Размерность пространства калибров (количество используемых идентифицирующих характеристик) и содержательная составляющая координат этого пространства (их физическая, геометрическая или иная суть) должны быть достаточными

для достижения, как минимум, следующих целей: а) однозначное определение каждого калибра как единственной точки пространства калибров; б) изменение значения любой идентифицирующей характеристики должно приводить к изменению формы калибра, обеспечивающему изменение характера деформации металла при прокатке в нем; в) изменение значений признаков калибров должно иметь общетехнические, технологические, организационные, экономические или иные последствия, важные с точки зрения проводимого исследования, т.е. приводящие к изменению значения целевой функции используемого критерия оптимальности. Дополнительным, не обязательным, но желательным требованием к характеристикам калибров является простота использования, наглядность и ясный технологический смысл. В разных случаях проведения оптимизации (при разных критериях оптимальности, разных профилях, на разных типах прокатных станов и т.п.) размерность пространства калибров и суть координат этого пространства могут быть различны. В статьях [17] и [18] описаны пространства калибров, предназначенных для производства железнодорожных рельсов (пространство рельсовых калибров) и швеллеров (пространство швеллерных калибров). При составлении пространства рельсовых калибров [17] использовано 3 идентифицирующие характеристики калибров (3 координаты пространства калибров), а при рассмотрении пространства

швеллерных калибров [18] – 4 идентифицирующие характеристики калибров (4 координаты).

Важно отметить, что пространство калибров это не абстрактное множество, а вполне конкретная совокупность конкретных калибров, специально ограниченная рамками конкретного профиля проката (швеллер, уголок, балка, рельс и т.д.).

"Генерирующая функция калибровки" (блок 10) – определенный формализованный набор правил или алгоритм, позволяющий задавать разные траектории в пространстве калибров и тем самым сформировать различные, но вполне определенные последовательности использования калибров, т.е. позволяющий сгенерировать разные схемы калибровки. Генерация отдельной схемы калибровки производится путем назначения определенной последовательности сочетаний координат пространства калибров (последовательности сочетаний идентифицирующих характеристик калибров).

Генерирующая функция калибровки обеспечивает некоторое закономерное изменение правила отбора точек (калибров) из пространства калибров. Это позволяет получить довольно большое множество различных последовательностей использования различных калибров (различных схем калибровок).

Вся совокупность схем калибровок, полученных в результате работы генератора схем калибровок, представляет собой "Первое пространство оптимизации (пространство схем калибровок)".

"Первое пространство оптимизации (пространство схем калибровок)" (блок 8) – определенным образом упорядоченная совокупность всех схем калибровок, пригодных для прокатки конкретного профиля проката на конкретном прокатном стане.

В пространство калибровок имеет смысл включать только допустимые калибровки, т.е. такие калибровки, которые позволят получить годный сортовой профиль проката, оговоренный в блоке "Исходные и начальные данные" при ограничениях, установленных в блоке "Ограничения". Будем обозначать такие принципиально возможные и допустимые схемы калибровки термином "виртуальные схемы калибровки". Таким образом, первое пространство оптимизации представляет собой пространство виртуальных схем калибровок.

"Показатели эффективности" (блок 9) – набор характеристик схемы калибровки, описывающих в числовой форме ее свойства, отвечающие выбранным целям оптимизации (в блоке 1).

Как и любая другая система, каждая калибровка имеет индивидуальный набор свойств, характерных как для входящих в ее состав калибров (наследует свойства калибров), так и получает новые, вновь приобретенные свойства, характерные определенной последовательности применяемых калибров (т.е. "системные характеристики калибровки"). Поэтому, для формирования показателей эффективности имеется возможность использовать как свойства отдельных калибров, так и новые свойства – системные характеристики калибровки.

"Первая оптимизация" (Оптимизация схемы калибровки)" (блок 11). Используя сформированное в блоке 8 пространство схем калибровок и критерий оптимальности из блока 4, целевая функция которого рассчитывается с

использованием числовых значений показателей эффективности из блока 9, проводится поиск оптимальной схемы калибровки. Для выявления оптимальной схемы калибровки может быть использован один из известных методов поиска оптимума целевой функции (например, линейное или динамическое программирование, градиентные численные методы поиска оптимума и т.п.). Выбор метода поиска оптимума зависит от свойств сформированного пространства калибров и способа формулирования целевой функции. Найденная схема калибровки будет представлять собой оптимальный набор калибров, удовлетворяющий первой цели оптимизации. Назовем такую схему "Оптимальная схема калибровки" (блок 12).

В рамках одной и той же схемы калибровки валков имеется достаточно широкий спектр возможностей по распределению обжатий металла по проходам и по изменению режима обжатий. Все такие изменения можно разделить на две группы: 1) изменение межвалкового зазора калибров без изменения размеров ручьев (что может быть применено при оптимизации действующей калибровки); 2) изменение размеров элементов калибров, связанные с переточкой ручьев на валках (или изготовлением новых ручьев). Каждый из этих видов изменений режима обжатий достигается принципиально разными путями и связан с разными затратами. Но с позиции решаемой задачи, эти принципиальные отличия не имеют существенного значения. Любой режим обжатий, достигаемый любыми средствами и позволяющий получить для данной схемы прокатки готовый профиль при условии соблюдения ограничений из блока 2, будем называть "допустимый режим обжатий".

Допустимый режим обжатий представляет собой распределение по проходам каких-то показателей деформации элементов прокатываемого профиля, например, коэффициентов вытяжки, коэффициентов обжатий, абсолютных обжатий и т.п. Один режим обжатий отличается от другого именно распределением используемых показателей деформации по проходам, т.к. суммарная деформация за все проходы для всех режимов обжатий одинакова и предопределена размерами используемой заготовки и готового профиля проката.

"Второе пространство оптимизации (пространство режимов обжатий)" (блок 13) – определенным образом упорядоченная совокупность допустимых режимов обжатий.

Фактически, пространство режимов обжатий представляет собой пространство управлений. Размерность и суть осей координат пространства режимов обжатий зависит от вида прокатываемого профиля. Одной из осей координат (одним из измерений) этого пространства обязательно является ось номера прохода по ходу прокатки. Вдоль других осей откладываются характеристики деформации, необходимые для однозначного определения как всех основных размеров калибра, так и размеров прокатываемой в нем полосы. При этом, для уменьшения размерности пространства (а это важно для сокращения времени поиска оптимума), в ряде случаев, целесообразно воспользоваться известными из практики и приведенными в литературе рекомендациями по определению отдельных элементов калибров и параметров формоизменения металла в них.

Например, рассмотрим процесс оптимизации калибровки валков, предназначенной для производства простых профилей проката (круг, квадрат, полоска и т.п.). На первом этапе оптимизации выявлена оптимальная схема прокатки, использующая типовые калибры простой формы: ящичные, диагональные квадратные, шестиугольные, овальные и т.п. [19, 20]. Для однозначного определения конкретного режима обжатий в этом случае необходимо использовать как минимум распределение по проходам двух показателей. Один из них должен является деформационным, например, определить распределение вытяжек поперечного сечения полосы по проходам (коэффициент вытяжки) или распределение обжатий полосы по проходам (коэффициентов обжатия). При известных форме и размерах калибра и известных закономерностях формоизменения металла при прокатке в калибрах (например, используя одну из известных формул для расчета уширения [19–22 и др.]) одного из указанных показателей вполне хватило бы для однозначной идентификации режима обжатий. Но на первом этапе оптимизации была выявлена лишь оптимальная схема калибровки, т.е. установлены формы применяемых калибров без их размеров. Поэтому, в пространстве схем калибровок необходимо задать еще один показатель, "привязывающий" металл к конкретному калибру, например, например, коэффициент заполнения калибра металлом. Без этого невозможно произвести расчет основных размеров калибра. Для расчета недостающих размеров калибра (радиусы закругления, уклоны стенок, величины зазоров и т.п.) можно воспользоваться известными рекомендациями по построению калибров простой формы, например, подробно рассмотренными в [21]. Таким образом, пространство режимов обжатий даже для наиболее простого случая сортовой прокатки – прокатки простых профилей проката, должно иметь как минимум 3 измерения. Причем, одно из них будет дискретным (номер прохода), а два остальных непрерывными. Кроме того, пространство управлений является ограниченным пространством в соответствии с технологическими ограничениями, накладываемыми на обжатия в каждом из калибров (захват, прочность валков и т.п.), установленными в блоке 3.

При оптимизации процессов прокатки более сложных профилей приходится использовать и более сложные пространства режимов обжатий, чем сложней профиль, тем больше измерений должно оно содержать. Например, для однозначного определения режима обжатий при прокатке швеллера, даже воспользовавшись известными рекомендациями по построению калибров [19, 21 и др.], необходимо использовать пространство с четырьмя измерениями (например, в следующем наборе: номер прохода, коэффициент обжатия стенки, коэффициент обжатия полки и коэффициент, характеризующий заполнения калибра). При определении и оптимизации режима обжатий при прокатке железнодорожных рельсов необходимо пространство режимов обжатий, имеющее не менее пяти измерений (номер прохода, три величины, характеризующие, обжатия шейки, подошвы и головки, а так же характеристика заполнения калибра металлом) [21, 23–25].

"Генерирующая функция режимов обжатий" (блок 15) – однозначно заданный алгоритм, позволяющий однозначно определять из пространства режимов обжатий

(блок 13) каждый из допустимых и обеспечивающий целенаправленный выбор режима обжатий в процессе поиска оптимума.

Назначение конкретного режима обжатий производится путем выбора конкретной траектории в пространстве режимов обжатий вдоль координаты номера прохода этого пространства. Генерирующая функция режимов обжатий работает под управлением блока 16 "Оптимизация режима обжатий", где назначаются значения управляющих параметров, являющихся аргументами этой функции.

Создание генерирующей функции режимов обжатий принципиально возможно с использованием двух подходов: 1) разрабатывать отдельные генерирующие функции, специализированные для отдельного профиля или группы однотипных профилей; 2) использовать универсальные генерирующие функции, пригодные для использования при рассмотрении прокатки любого профиля. Очевидно, что первый подход более прост и можно более точно учесть специфику прокатки отдельных видов профилей, но для каждого нового профиля придется создавать свою генерирующую функцию, причем с учетом различных размерностей пространств режимов обжатий для разных профилей. Второй способ более сложен, видимо, более формален, и нацелен, прежде всего, на использование совместно с универсальным способом описания калибров произвольной формы. В настоящий момент нами прорабатывается первый способ формирования генератора.

"Показатели эффективности режима обжатий" (блок 14) представляют собой определенный набор величин, характеризующих в численной форме каждый конкретный режим обжатий (каждое управление). Каждый из показателей эффективности представляет собой аддитивную функцию численных значений, определяемых для каждого прохода схемы калибровки при конкретной деформации металла в этом калибре, установленной в конкретном режиме обжатий. Количество показателей эффективности режимов обжатий и их физический, экономический или иной смысл определяются критерием оптимальности режима обжатий, выбранным в блоке 4 и отвечают выбранным в блоке 1 целям оптимизации. Конечный набор показателей эффективности должен удовлетворять следующим требованиям: 1) однозначно характеризовать каждый конкретный режим обжатий; 2) зависеть от выбранной в этом режиме траектории в пространстве режимов обжатий; 3) позволить сформировать "Вторую целевую функцию" второго критерия оптимальности (блок 6).

"Вторая целевая функция" (блок 6) предназначена для отыскания оптимального управления (оптимального режима обжатий) на втором пространстве оптимизации (пространстве режимов обжатий). Вторая целевая функция формируется в соответствии со вторым критерием оптимальности, сформулированным в блоке 4, и используется для своего расчета числовые значения показателей эффективности режима обжатий, определенные в блоке 14.

В блоке 16 "Оптимизация режима обжатий" используется второй критерий оптимальности, сформированный в блоке 4 и числовое значение второй целевой функции, рассчитанное в блоке 6. Для отыскания точки оптимума используется один из известных методов численного поиска оптимума [14, 15 и др.], учитывающий специфику пространства режимов обжатий, связанную со свойствами



его осей координат: ось номера прохода дискретна, а остальные оси этого пространства (оси деформационных характеристик) непрерывны, кроме того, пространство является ограниченным. В соответствии с выбранным в блоке 16 методом оптимизации определяется необходимая последовательность значений управляющих параметров, передаваемых в блок генерации режимов обжатий (блок 15), являющихся, фактически, аргументами генерирующей функции режимов обжатий.

В результате использования блока 16 удается выявить "Оптимальный режим обжатий" (блок 17).

Найденное окончательное решение (блок 18) будет представлять собой "Оптимальную калибровку" с оптимальной структурой (с оптимальным набором калибров, блок 12) и с оптимальным управлением (с оптимальным распределением обжатий по проходам, блок 17), т.е. мы получим наилучший вариант прокатки рассматриваемого профиля на конкретном прокатном стане с учетом конкретных целей оптимизации.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Анализ общей структуры калибровки прокатных валков показал возможность ее описания с позиций и в терминах современной теории систем, как типовой технологической системы. Особенностью такой системы является наличие практической возможности для изменения, как структуры системы (схемы калибровки), так и управлений, применяемых при ее функционировании (режима обжатий). Это дает возможность построения двухэтапной оптимизационной модели, предназначенной для проектирования оптимальных калибровок сортопрокатных валков с использованием одного или двух критериев оптимальности. Разработана общая блочно-структурная схема такой модели. Определено функциональное назначение, характеристики, структура и принципы работы каждого из блоков, входящих в модель.

В результате проведения рассматриваемой двухэтапной оптимизации удается получить наилучший вариант калибровки, переназначенной для прокатки конкретного сортового профиля на конкретном прокатном стане с оптимальными набором используемых калибров и оптимальным режимом обжатий.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Шваб К. Четвертая промышленная революция. / К. Шваб. – М.: Эксмо, 2016. – 208 с.
2. Федорченко Я.В. Разработка монтажей калибров на основе двухмерного параметрического моделирования // Калибровочное бюро. 2014. №4. С. 44-51. URL:<http://passdesign.ru/numbers> (дата обращения: 19.01.2018).
3. Кинзин Д.И. Номенклатура формы калибров // Калибровочное бюро. 2014. №3. С. 123-130. URL:<http://passdesign.ru/numbers> (дата обращения: 19.01.2018).
4. Скороходов А.Н. Оптимизация прокатного производства. / А.Н. Скороходов, П.И. Полухин, Б.М. Илюкович. – М.: Металлургия, 1983. 432 с.
5. Даваасамбуу Ч. Оптимизация технологических режимов прокатки на мелкосортном стане 330 Дарханского металлургического комбината / Ч. Даваасамбуу, В.А. Ши-

лов, Ю.В. Инатович // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2002. – № 3. – С. 36.

6. Хохлов С. А. Оптимизация режимов прокатки сортовых профилей на стане 320/150 / С. А. Хохлов [и др.] // Сталь. – 2010. – № 12. – С. 38–40.

7. Шилов В.А. Оптимизация технологических режимов прокатки по критериям механических свойств / В.А. Шилов, А.А. Пономарев // Производство проката. – 2013. – № 2. – С. 14–19.

8. Калугина, О. Б. Повышение энергоэффективности процесса сортовой прокатки путем оптимизации формы калибров / О. Б. Калугина, Д. И. Кинзин, А. Б. Моллер // Известия вузов. Черная металлургия. – 2013. – №10. – С. 10–12.

9. Кинзин Д. И. Оптимизация формы вытяжных калибров по критерию максимума коэффициента эффективности деформации / Д. И. Кинзин // Черные металлы. – 2014. – № 6. – С. 56–58.

10. Михайленко А.М. Системный подход к оптимизации калибровки сортопрокатных валков / А.М. Михайленко, Д.Л. Шварц // Производство проката. – 2016. – № 12. – С. 29–32.

11. Садовский В. Н. Системный подход и общая теория систем: статус, основные проблемы и перспективы развития. / В. Н. Садовский. – М.: Наука, 1980.

12. Щедровицкий Г. П. Принципы и общая схема методологической организации системно-структурных исследований и разработок. / Г.П. Щедровицкий. – М.: Наука, 1981.

13. Месарович М. Общая теория систем: математические основы. / М. Месарович, Я. Такахара; Пер. с англ. Э. Л. Наппельбаума; под ред. В. С. Емельянова. М.: Мир, 1978.

14. Егоров А.И. Основы теории управления : учеб. пособие для вузов. / А.И. Егоров. – М. : Физматлит, 2007. – 504 с.

15. Акоф Р. Л. Основы исследования операций / Р.Л. Акоф, М. Сасени; Пер. с англ. – М.: Мир, 1971. – 536 с.

16. Ерохина Л. С. Методы прогнозирования развития конструкционных материалов. / Л. С. Ерохина, К. В. Калугина, С. К. Михайлов. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отделение, 1980. – 256 с.

17. Михайленко А.М., Классификация калибров для прокатки рельсов / А.М. Михайленко, Д.Л. Шварц // Производство проката. – 2017. – № 4. – С. 19–25.

18. Михайленко А. М. Оптимизация калибровок валков для прокатки швеллеров. Оптимизационная модель и пространство калибров / Михайленко А. М., Шварц Д. Л., Устинова Е. И. // Труды XI Конгресса прокатчиков. Том I. 2017. С. 283–295.

19. Бахтинов Б.П. Калибровка прокатных валков. / Б.П. Бахтинов, М.М. Штернов. – М.: Металлургиздат, 1953. – 783 с.

20. Илюкович Б.М. Прокатка и калибровка. Тома 1–6. / Б.М. Илюкович, М.Е. Нехаев, С.Е. Меркурьев; Под ред. Б.М. Илюковича. – Днепропетровск: "Дніпро-ВАЛ", 2002.

21. Смирнов В.К. Калибровка прокатных валков. / В.К. Смирнов, В.А. Шилов, Ю.В. Инатович. – М.: Теплотехник, 2010. – 490 с.

22. Гетманец В.В. Справочник калибровщика: справочное издание. / В.В. Гетманец, С.С. Тильга, А.Г. Кузь-

менко, В.Л. Романченко. – Кривой Рог: Минерал, 1995. – 345 с.

23. Shvarts D.L. Rolling of rail profiles in a universal groove. Part 2. / D.L. Shvarts // Steel in Translation. Vol. 45, Is. 7, pp. 499-502.

24. Шилов В.А. Развитие методов расчета калибровок валков для прокатки рельсов / В.А. Шилов, Д.Л. Шварц,

Р.А. Литвинов // Производство проката. – 2008. - №1. – С. 29-33.

25. Шилов В.А. Расчет формоизменения металла при прокатке рельсов в универсальных калибрах / В.А. Шилов, Д.Л. Шварц, Р.А. Литвинов // Известия вузов. Черная металлургия. – 2008. – №3. – С. 51-54.

## **An optimization Model of Roll Pass Design**

Mikhailenko A. M., Shvarts D. L., Nepryakhin S. O.

Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin

Ekaterinburg, Russia

[sd1190977@mail.ru](mailto:sd1190977@mail.ru)

*Abstract.* Based on the use of the system approach, a universal optimization model of roll pass design was developed, suitable for the design of new and analysis of existing rolling processes of any section-profiles. In general, the process of creating and optimizing of roll pass design consists of two stages: at the first stage of design, the selection of the optimal roll pass schedule for the specific conditions of a specific rolling mill is made, and in the second stage for this roll pass schedule the optimal mode of reductions are explored and defining dimensions used calibers. The two-step process of optimization allows to simplify the procedure of constructing optimal roll pass design considerably and has an

additional advantage connected with the possibility of using two different optimality criteria at each stage. In addition, it is proposed to use the multiplicative target function in each of the criteria of optimality, allowing to adjust the overall optimization of the task to obtain the best result in the case of multipurpose optimization is widely distributed to current production.

*Keywords:* optimization of roll pass design, optimality criteria of roll pass design.

# Применение экологически чистой технологии для сушки железорудных окатышей

Юрьев Б.П., Дудко В.А., Бякова М.А.

Уральский Федеральный Университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина  
Екатеринбург, Россия

[v.a.dudko@urfu.ru](mailto:v.a.dudko@urfu.ru)

**Аннотация.** Рассмотрен один из перспективных и нетрадиционных видов энергии – энергия полей сверхвысоких частот (СВЧ). Показаны преимущества использования СВЧ-полей по сравнению с другими видами энергии. Установлено, что источники СВЧ-нагрева позволяют получать концентрат, не загрязненный продуктами сгорания, а так же снижать уровень загрязнения окружающей среды. На примере сушки концентрата тонкого помола Оленегорского горно-обогатительного комбината отмеченные преимущества позволяют применять данную технологию при подготовке железорудного сырья к металлургическим переделам. Показано, что интенсивность сушки СВЧ-полем намного превышает достигаемую в обычных конвективных агрегатах за счет объемного характера нагрева и наиболее благоприятных условий для протекания тепло- и массообменных процессов в слое. Полученные результаты могут быть использованы при разработке конструкций агрегатов для сушки тонкозернистых материалов в СВЧ-полях.

**Ключевые слова:** энергия полей, сверхвысокие частоты, электромагнитные волны, скорость нагрева, СВЧ-генератор, концентрат тонкого помола Оленегорского горно-обогатительного комбината, влага, параметры сушки, температура.

## ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время трудно найти такое производство, где изделия или материалы в процессе их технологической обработки не подвергались сушке [1 – 6]. В ряде случаев сушка некоторых материалов неотделима от их полимеризации, и часто эти процессы совмещаются в одном агрегате.

Изделия или материалы приходится сушить в зависимости от их назначения. Перечень материалов, подвергающихся в промышленности сушке, чрезвычайно велик, а глубина сушки, определяемая конечным содержанием влаги, в каждом отдельном случае зависит от многих причин.

По способу подвода энергии к высушиваемому материалу различают конвективную и кондуктивную сушку, а также сушку с применением энергетических полей: терморadiационную сушку, сушку с применением высокочастотных потоков, сушку в акустическом поле [1, 2, 3, 6, 7, 8].

Механизм и кинетика процесса сушки материалов подробно рассмотрены в работах [1, 2, 9, 10].

Сушка слоя является наиболее значимой в процессе термообработки железорудных окатышей, от которой в большой мере зависит производительность агрегата и качество обожженных окатышей [11 – 12]. Необходимо отметить, что в настоящее время в процессы производства черных металлов все больше вовлекаются труднообогатимые и бедные железные руды.

При этом требования к качеству получаемых концентратов непрерывно возрастают. Это требует разработки новых экономически эффективных и экологически чистых технологий обогащения. Решить указанные проблемы можно применяя новые нетрадиционные виды энергии, например, энергии сверхвысоких частот (СВЧ) [13 – 20].

Одним из наиболее распространенных способов использования СВЧ – энергии это диалектрический нагрев, вызванный диалектрическими потерями при взаимодействии электрической компоненты СВЧ-поля с веществом. Этот вид нагрева широко используется для обработки пищевых продуктов, сушки влажных материалов, сварки пластмасс и др. В металлургических процессах СВЧ-нагрев практически не применяется.

Использование энергии СВЧ-полей очень перспективно, в ряде случаев обладает несомненными преимуществами по сравнению с традиционными технологиями нагрева. Источники СВЧ-нагрева не загрязняют концентрат составляющими продуктов сгорания при нагреве, т.е. улучшают его качество; отличаются гибкостью в управлении; практически безинерционны; имеют очень высокие скорости нагрева (до 500 °С/мин и выше); сокращают временной интервал управления процессом; имеют более высокий КПД; снижают уровень загрязнения окружающей среды. Все отмеченные достоинства энергии СВЧ-полей и достаточно широкий набор СВЧ-генераторов разной мощности позволяют применять данный метод в разных отраслях.

Исследованию процессов сушки руд, концентратов и окатышей в СВЧ-полях практически не уделялось внимания.

Сушка материалов по существующим технологиям в настоящее время – малопроизводительный процесс, поэтому использование нетрадиционных методов может оказаться весьма перспективным. В процессе облучения концентратов СВЧ-полем по всему объему материала происходит поглощение электромагнитных волн, при этом происходит нагрев концентрата и испарение воды. Объемный характер нагрева обеспечивает благоприятные условия для тепло- и массообмена в слое. Перенос теплоты не зависит от газопроницаемости слоя, поэтому сушке в СВЧ-полях можно подвергать и тонкие концентраты, уложенные на ленту плотным слоем.

Цель данной работы состояла в том, чтобы на примере сушки концентрата тонкого помола Оленегорского горно-обогатительного комбината доказать возможность использования СВЧ-полей для сушки железорудных концентратов.

ХАРАКТЕРИСТИКИ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ВОЛН СВЧ-ДИАПАЗОНА

Наиболее универсальные характеристики для описания воздействия электромагнитных волн СВЧ-диапазона – диэлектрическая  $\epsilon$  и магнитная  $\mu$  проницаемости материалов. В общем случае эти величины комплексные: если поглощение электромагнитного излучения отсутствует, мнимые части  $\epsilon$  и  $\mu$  малы по сравнению с действительными и ими можно пренебречь. Если мнимые части сравнимы по величине с действительными (мнимыми частями величин  $\epsilon$  и  $\mu$  пренебречь нельзя), значит, материал обладает свойством поглощать электромагнитное излучение. Поглощение не просто рассеяние энергии при взаимодействии материала с падающей на него электромагнитной волной. В данном случае поглощение связано с переходом энергии электромагнитного поля в другие виды, например выделение теплоты [2]. Поглощающая способность материала характеризуется величиной тангенса угла диэлектрических потерь  $tg\delta = \epsilon'' / \epsilon'$ , где  $\epsilon''$  и  $\epsilon'$  – мнимая и действительная части диэлектрической проницаемости.

Коэффициент  $\alpha$  затухания электромагнитных волн при облучении материала СВЧ-полем имеет вид:

$$\alpha = \frac{2\pi\sqrt{\epsilon}}{\lambda} \sqrt{0,5(\sqrt{(1+tg^2\delta)-1})}$$

где  $\lambda$  – длина волны.

Величина мощности  $P$  поля, поглощаемой материалом, определяется по формуле

$$P = P_o \left(1 - \frac{1}{e^2}\right) = 0,864P_o,$$

где  $P_o$  – мощность падающей волны;  $e$  – величина, обратная коэффициенту затухания.

Исследованию процессов сушки руд, концентратов и окатышей в СВЧ-полях уделено явно недостаточное внимание.

Сушка различных по существующим технологиям в настоящее время – малопроизводительный процесс, поэтому использование нетрадиционных методов может оказаться весьма перспективным. В процессе облучения концентратов СВЧ-полем по всему объему материала происходит поглощение электромагнитных волн, при этом происходит нагрев концентрата и испарение воды. Объемный характер нагрева обеспечивает благоприятные условия для тепло- и массообмена в слое. Перенос теплоты не зависит от газопроницаемости слоя, поэтому сушке в СВЧ-полях можно подвергать и тонкие концентраты, уложенные на ленту плотным слоем. Схема установки для обработки материалов представлена на рис. 1.

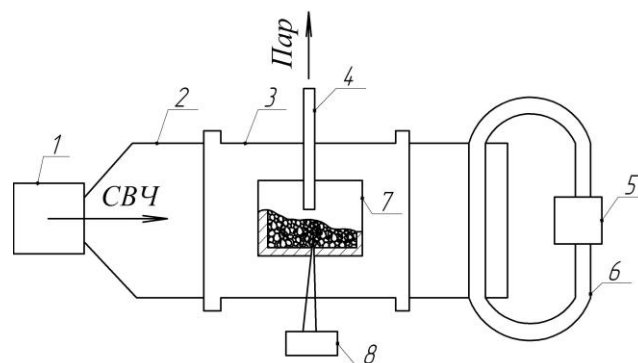


Рис. 1. Схема установки для обработки материалов: 1 – СВЧ генератор; 2 – волновод; 3 – камера; 4 – трубка для отвода пара; 5 – измеритель проходящей мощности; 6 – водяной контур; 7 – ячейка для нагрева материалов; 8 – термопара с регистрирующим прибором

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА СУШКИ ЖЕЛЕЗОРУДНОГО КОНЦЕНТРАТА

Концентрат содержал, %: 72 Feобщ, 0,27 SiO<sub>2</sub>, 0,03 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 0,02 CaO, 0,007 MgO, 0,01 S, 0,081 MnO, 0,031 P<sub>2</sub>O<sub>5</sub>. Железо в концентрате содержится только в виде магнетита. Гранулометрический состав концентрата приведен в табл. 1.

Таблица 1

Гранулометрический состав концентрата

Размер, мм	< 0,010	> 0,010	> 0,014	> 0,023	> 0,0	> 0,044
Содержание, %	0,9	7,5	24,1	52,9	12,1	2,5

На рис. 2 представлены Термограммы нагрева концентрата тонкого помола Оленегорского горно-обогатительного комбината в поле СВЧ при влажности 10 и 15 %.

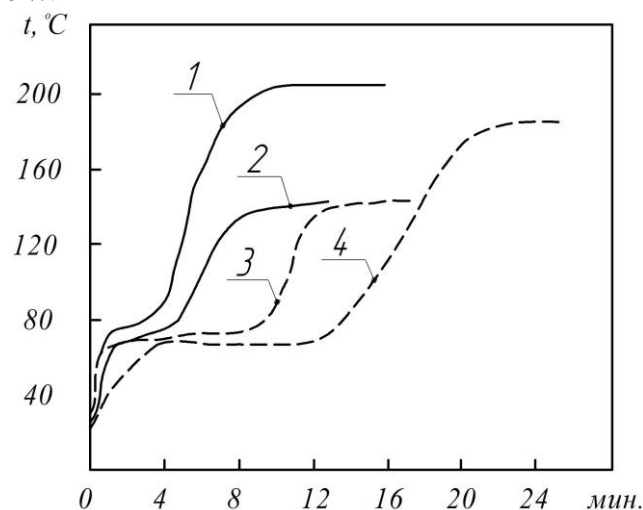


Рис. 2. Термограммы нагрева концентрата тонкого помола Оленегорского горно-обогатительного комбината в поле СВЧ при влажности 10 (—) и 15 (---)%. Цифры у кривых соответствуют номерам опытов.

В ходе сушки не допускается изменений химического и гранулометрического составов концентрата и его магнетитных свойств, так как он используется для приготовления ферритных порошков.

Для исследований использовали СВЧ-генератор мощностью 650 Вт с частотой 2450 МГц. Обработку материала в СВЧ-полях проводили на установке, схема которой показана на

рис. 1. Ячейка для нагрева материалов представляет собой кварцевый реактор, помещенный в теплоизолирующий контейнер из огнеупорного материала, не поглощающего излучение СВЧ-поля. Опыты проводили в атмосфере воздуха, выделяющийся пар удаляли через кварцевую трубку. Температуру материала измеряли хромель-алюмелевой термопарой и потенциометром КСП-4. Сушке подвергали пробы влажностью 10,15 и 18%. В ходе нагрева непрерывно фиксировали температуру  $t$  образца. Температура  $t_c$  сушки составляла 140-200°C, длительность  $\tau_c$  изотермической выдержки – 5 мин.

Связанное с окислением магнетита увеличение массы начинается при температуре 210 °С, поэтому предельная температура сушки на воздухе – 200 °С. В среде инертного газа температура сушки может быть повышена, а ее интенсивность увеличена. Условия нагрева, показатели сушки (степень удаления влаги  $\eta$ ) и химический состав оленегорского концентрата после обработки в СВЧ-поле представлены в табл. 2 (\* числитель – исходная, знаменатель – конечная).

Таблица 2

Условия нагрева, показатели сушки (степень удаления влаги) и химический состав Оленегорского концентрата после обработки в СВЧ-поле

Опыт №	Влажность W*, %	t <sub>c</sub> , °C	τ <sub>c</sub> , мин	η, %	Содержание	
					Fe <sub>общ</sub>	FeO
1	10/0,1	202	5,5	99,1	72,0	30,4
2	10/0,6	140	5,7	94,4	71,4	29,4
3	15/0	142	5,5	100,0	71,7	29,0
4	15/0,6	185	4,2	96,2	71,1	27,3
5	18/0,5	162	0	97,5	71,3	28,0
6	0/	–	–	–	71,5	30,5

При температуре материала примерно 70 °С на термометрах нагрева в СВЧ-поле (рис. 2) наблюдается площадка, величина которой зависит от количества влаги и потребляемой мощности. Эта площадка соответствует эндотермическому процессу удаления большей части содержащейся в образце влаги. В опыте 2 проанализировали пробу, извлеченную из камеры после пребывания в течение четырех минут при температуре 70 °С (конец площадки), к этому моменту степень удаления влаги составила 74,9%, остаточная влажность – 2,4%.

При исходных влажностях концентрата 10 и 15% 5-мин сушка после нагрева до температуры 140 °С обеспечивает удаление более 85% воды, остаточная влажность материала ≤ 0,6 %. При повышении температуры до 160 – 200 °С для влажных концентратов (исходные влажности

15 и 18%) имеет место незначительное окисление пробы, об этом свидетельствует снижение содержания монооксида железа с 30,5 до 27,3 – 28,0% в опытах 4 и 5. По-видимому, ускорение окисления с ростом влажности определяется кинетическими причинами и обусловлено облегчением сорбции кислорода вместе с молекулами воды на поверхности крупинки концентрата.

Таким образом, применение энергии СВЧ-полей является вполне приемлемым для сушки суперконцентратов. Отсутствие продуктов сгорания и трущихся поверхностей обеспечивает чистоту высушенного концентрата. Оптимальным режимом сушки следует считать температуру 140 °С и выдержку при этой температуре в течение 5 мин. При этом общая длительность процесса составит 15 мин. Учитывая высокий коэффициент поглощения влажным концентратом энергии СВЧ-поля, можно считать, что потери энергии в промышленной установке в теплоизолированной камере не превысят 10%. По данным лабораторных испытаний, расход электроэнергии на сушку оленегорского концентрата влажностью 15% составляет 0,1 МВт·ч/т.

#### Выводы

Рассмотрены преимущества использования энергии сверхвысокочастотных полей по сравнению с традиционными источниками энергии для сушки тонкозернистых магнетитовых концентратов, к которым предъявляются повышенные требования по чистоте. На примере сушки оленегорского суперконцентрата < 0,044 мм установлено, что при 140 – 200 °С в воздухе удаляется в среднем 97% влаги в течение 4 – 6 мин. Интенсивность сушки намного превышает достигнутую в обычных конвективных агрегатах для сушки материалов, так как процессы окисления при исходной влажности материала до 15% практически отсутствуют. Высушенный порошок имеет однородный состав по магнетиту, что значительно повышает металлургические свойства концентрата.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Лебедев П.Д. Расчет и проектирование сушильных установок. – Москва: Госэнергоиздат, 1963. – 320 с.
2. Лыков А.В. Теория сушки. – Москва: Энергия, 1968. – 472 с.
3. Сажин Б.С. Основы техники сушки. – Москва: Химия, 1984. – 320 с.
4. Сажин Б.С. Выбор и расчет сушильных установок на основе комплексного анализа влажных материалов как объектов сушки. / Сажин Б.С., Шадрин Н.Е. – Москва: Изд. МТИ, 1979. – 93 с.
5. Гинзбург А.С. Основы теории и техники сушки пищевых продуктов. – Москва: Пищевая промышленность, 1973. – 528 с.
6. Росабоев А.Т. Способы технологического процесса сушки материалов / А.Т. Росабоев, Д.Л. Игамбердиев // Молодой ученый. – 2016. – №8. – С. 289 – 291.
7. Дмитриев В.М. Кинетика и аппаратурно – технологическое оформление конвективной сушки гранулированных и пленочных полимерных материалов // Дис. ... докт. техн. наук. – Тамбов: ТГТУ. 2003. – 460 с.
8. Красников В.В. Кондуктивная сушка. – Москва: Энергия, 1973. – 288 с.

9. Коротич В.И. Теоретические основы окомкования железорудных концентратов. – Москва: Металлургия, 1986. – 151 с.
10. Киреев В.А. Краткий курс физической химии. – Москва: Химия, 1978. – 620 с.
11. Майзель Г.М. О механизме сушки железорудных окатышей / Г.М. Майзель, В.И. Клейн, Е.В. Некрасова // Сталь. – 1988. – №6. – С. 10 – 14.
12. Клейн В.И. Особенности слоевой сушки железорудных окатышей / В.И. Клейн, А.В. Кононыхин, В.Е. Мальцева и др. // Сталь. – 2002. ) – №4. – С. 13 – 16.
13. Пюшнер Г. Нагрев энергией сверхвысоких частот. – Москва: Энергия, 1968. – 312 с.
14. Окресс Э. СВЧ-энергетика. Т.2. Применение энергии сверхвысоких частот в промышленности. – Москва: Мир, 1971. – 273 с.
15. Архангельский Ю.С. СВЧ электротермия. – Саратов: Саратов. гос. техн. ун – т., 1998. – 408 с.
16. Диденко А.Н. СВЧ-энергетика. / А.Н. Диденко, Б.В. Зверев. – Москва: Наука, 2000. – 264 с.
17. Харвей А.Ф. Техника сверхвысоких частот. Том 1. – Москва: Советское радио, 1965. – 784 с.
18. Лоик Д.А. Исследование и разработка СВЧ устройств термообработки материалов в режиме бегущей волны; дис. ... канд. техн. наук. – Москва, 2009. – 171 с.
19. Применение СВЧ-волн в промышленности / под ред. А.И. Маркова. – Москва: Машиностроение, 2005. – 268 с.
20. Рушиц А.А. Применение СВЧ-нагрева в пищевой промышленности и общественном питании / А.А. Рушиц, Е.И. Щербакова // Вестник, ЮУрГУ, серия «Пищевые и биотехнологии». – 2014. – №1. – С. 9 – 13.

## Application of Ecologically Clean Technology to Drying of Iron-Ore Pellets

B. Yu'rev, V. Dudko, M. Biakova

First President of Russia B. Yeltsin Ural Federal University  
Yekaterinburg, Russia

[yurev-b@mail.ru](mailto:yurev-b@mail.ru), [v.a.dudko@urfu.ru](mailto:v.a.dudko@urfu.ru), [m.a.biakova@urfu.ru](mailto:m.a.biakova@urfu.ru)

**Abstract.** One of the advanced and unconventional forms of energy, i.e. super high frequency field energy, has been studied. Advantages of super high frequency field application have been demonstrated in comparison with other forms of energy. It has been found out that sources of super high frequency heating (SHF-heating) allow obtaining the concentrate free of combustion products, as well as reducing pollution of the environment. Drying of Olenegorsk fine grinding masterbatch (Olenegorsk Mining and Processing Plant) proves the value of these advantages and makes it feasible to adopt this process during preparation of the iron-ore pellets for metallurgical treatment. It has been shown that the intensity of drying in the SHF-field is vastly superior to

the one achieved in conventional convection units due to volumetric nature of the heating and more favourable conditions for heat- and mass-exchanging processes in the bed. The obtained results may be used for the development of the design of units for drying fine-grained materials in the SHF-fields.

**Keywords:** field energy, super high frequencies, electromagnetic waves, rate of heating, super high frequency generator, Olenegorsk masterbatch, moisture, drying parameters, temperature

# Идентификация объектов технологической теплофизики на основе решения обратных задач теплопроводности методами параметрической оптимизации

Дилигенская А.Н., Колпашиков С.А., Мандра А.Г.  
Самарский государственный технический университет  
Самара, Российская Федерация  
[Adiligenskaya@mail.ru](mailto:Adiligenskaya@mail.ru)

**Аннотация.** Представлена методика решения обратных задач теплопроводности, позволяющая восстанавливать характеристики и параметры объектов технологической теплофизики и основанная на методологии теории оптимального управления объектами с распределенными параметрами. Решение одномерной обратной задачи теплопроводности предусматривает сужение множества искомых решений до класса корректности, в результате чего формулируется условно-корректная задача в экстремальной постановке, в которой идентифицируемая характеристика выступает в роли оптимального управляющего воздействия. Параметризация искомого управления и использование равномерной метрики оценивания отклонения расчетного температурного состояния от заданного позволяют перейти к задаче параметрической оптимизации. Решение полученной задачи относительно оптимальных значений искомых параметров базируется на аналитическом методе минимаксной оптимизации, учитывающем альтернативные свойства искомых оптимальных решений. Приводится пример решения задачи идентификации мощности внутренних источников тепла в процессе индукционного нагрева, подчиненной технологическому ограничению.

**Ключевые слова:** обратная задача теплопроводности, задача параметрической оптимизации, минимаксная оптимизация, мощность внутренних теплоисточников

## ВВЕДЕНИЕ

Качество функционирования технологического оборудования во многом зависит от степени достоверности исходной информации, и проблема повышения эффективности производственных процессов невозможна без их системного анализа, идентификации и оптимизации.

Идентификация математических моделей нестационарных теплофизических процессов, характеризующихся сложным характером теплообмена, подразумевает получение информации о теплофизических характеристиках материала, внутренних или граничных управляющих воздействиях, таких как начальное состояние, функция распределения внутренних источников тепла или значения конвективных коэффициентов теплоотдачи, каждое из которых может являться комплексной величиной, зависящей от сочетания большого числа факторов, и погрешность в их значениях может служить существенным источником ошибок.

Задачи определения неизвестных параметров или характеристик процесса могут быть сформулированы как

обратные задачи  $f(u) = y$  [1, 2], где  $u$  – искомые характеристики теплообменного процесса, определяющие поведение системы,  $y$  – наблюдаемые величины, характеризующие тепловое состояние системы (температурное поле), а  $f$  – оператор, устанавливающий причинно-следственные связи между  $u$  и  $y$ .

Одним из эффективных подходов к решению обратных задач является их формулировка в вариационной постановке [3, 4] и последующее решение как задач оптимального управления [5, 6]. В этом случае при решении обратных задач теплопроводности (ОЗТ) совокупность поля температур, теплофизических характеристик и краевых условий, задающих условия теплообмена, рассматривается как вектор состояния, в любой момент времени однозначно определяющий состояние теплового объекта. Совокупность наблюдаемых величин, которыми в типичных случаях являются зависимости температуры от времени, полученные в конечном числе точек термометрирования, представляет вектор измерений. Обратные задачи предполагают восстановление компонент вектора состояния по вектору измерения.

Нестационарные процессы теплопроводности, в общем случае, представляют собой системы с распределенными параметрами, характеризуются непрерывным изменением вектора состояния во времени и в пространстве и описываются дифференциальными уравнениями в частных производных параболического типа.

Сложность решения обратных задач теплопроводности заключается в некорректности их постановок [7, 8], что обусловлено их спецификой, предусматривающей восстановление характеристик, лежащих в основе теплового процесса, по наблюдаемому следствию. Такое нарушение причинно-следственной связи вызывает неустойчивость решений обратных задач теплопроводности, выражающееся в том, что малым изменениям входных параметров могут соответствовать большие возмущения искомого вектора состояния.

Для решения некорректно поставленных задач применяются специальные подходы, позволяющие получать устойчивые решения, и к настоящему времени разработано большое число методов, использующих различные принципы решения. При этом некорректные задачи решаются либо с помощью методов регуляризации реше-

ний, либо приведением их к условно-корректным постановкам.

Сужение множества возможных решений ОЗТ до компактного множества, представляющего собой класс корректности [7] позволяет строить устойчивые приближенные решения некорректно поставленных задач, причем выбор компактного множества осуществляется на основе физических соображений при решении каждой конкретной задачи.

В данной работе для получения условно-корректной постановки ОЗТ производится сужение множества управляющих воздействий на основе требований их гладкости и формулируется задача минимизации ошибки равномерно приближения расчетной температуры к заданному вектору измерений, что приводит к задаче параметрической оптимизации, решение которой на основе методологии теории оптимального управления системами с распределенными параметрами позволяет получить оптимальные значения искомого параметра [9-11].

#### ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Широкий класс нестационарных процессов теплопереноса в типичных постановках описывается линейным одномерным неоднородным уравнением теплопроводности (относительно температурного поля  $T(x,t)$ ) с внутренними источниками тепла, заданными функцией  $F(x,t)$  распределения их удельной мощности по объему тела

$$\frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = a \nabla^2 T(x,t) + \frac{1}{c\gamma} F(x,t). \quad (1)$$

Здесь  $\nabla^2$  – оператор Лапласа; пространственная координата  $x \in \Omega \subset R^1$ ,  $\partial\Omega$  – граница области  $\Omega$ ; время  $t \in [0, t^0]$ ;  $a, c, \gamma$  – усредненные значения соответственно коэффициента теплопроводности, удельной теплоемкости и плотности нагреваемого металла.

Уравнение (1) дополняется начальным

$$T(x,0) = f_0(x), x \in \Omega \quad (2)$$

и граничными условиями

$$\frac{\partial T(x,t)}{\partial x} = f_1(t), (x,t) \in \partial\Omega \times [0, t^0]. \quad (3)$$

При решении обратных задач теплопроводности искомой пространственно распределенной  $u(x)$  или сосредоточенной  $u(t)$  величиной может являться граничное  $f_1(t)$  или внутреннее воздействие  $[w(x), p(t)]$  при  $F(x,t) = w(x)p(t)$ , начальное состояние  $f_0(x)$  или теплофизические характеристики  $[a, c, \gamma]$  [12-14]. В этом случае при постановке ОЗТ функция  $u = [u(x), u(t)]$  подлежит идентификации, все остальные параметры и характеристики процесса считаются известными. Задана дополнительная информация о векторе измерения в виде температурной кривой  $T^*(t)$ , полученной в некоторой фиксированной точке  $x^* \in \Omega$  на интервале идентификации  $[0, t^0]$ .

В типичных постановках искомая величина, выступающая в качестве управляющего воздействия, подчинена ограничению

$$u \in V, t > 0 \quad (4)$$

принадлежности заданному множеству  $V$  допустимых значений  $u$ , например, в виде известных границ  $V$ .

Оценивание абсолютного отклонения  $|T(x^*, t) - T^*(t)|$  точного решения  $T(x^*, t)$  задачи (1)-(3), соответствующего искомой функции  $u$ , от заданного состояния  $T^*(t)$  производится в равномерной метрике [15, 16], что позволяет сформулировать экстремальную постановку ОЗТ.

Для объекта (1)-(3) требуется определить подчиненное ограничению (4) управляющее воздействие  $u$ , обеспечивающее на заданном временном интервале  $t \in [0, t^0]$  выполнение минимаксного соотношения

$$I(u) = \max_{t \in [0, t^0]} |T(x^*, t) - T^*(t)| \rightarrow \min_{u \in V}. \quad (5)$$

#### МЕТОД РЕШЕНИЯ

Для решения задачи производится сужение класса допустимых решений до физически реализуемых на заданном интервале функций, в качестве которых могут использоваться полиномиальные функции соответствующего аргумента

$$u(t) \in V_1 = \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} \Delta_n t^n, t \in [0, t^0] \right\} \quad (6)$$

или

$$u(x) \in V_2 = \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} \Delta_n x^n, x \in \Omega \right\}. \quad (7)$$

Полином вида (6) или (7) при заданном порядке  $N$  соответствует параметрическому представлению искомого оптимального управления, которое однозначно определяется вектором параметров  $\Delta = \{\Delta_n\}, n = \overline{0, N}$ . В этом случае расчетная температура  $T(x,t) = T(x,t,\Delta)$ , представляющая реакцию на управление  $u = u(t,\Delta)$ , также является функцией параметров  $\Delta$  и рассматривается в параметрической форме на замкнутом ограниченном множестве  $G_{n+1} \ni \Delta$ .

На основе полученного параметрического представления температурного состояния  $T(x,t,\Delta)$  возможно осуществить редукцию исходной задачи к задаче параметрической оптимизации относительно вектора параметров  $\Delta$  [9, 16]

$$I_0(\Delta) = \max_{t \in [0, t^0]} |T(x^*, t, \Delta) - T^*(t)| \rightarrow \min_{\Delta}. \quad (8)$$

Решение задачи минимаксной оптимизации (8) основывается на известных качественных свойствах оптимальных распределений  $T(x^*, t, \Delta^0)$ , обладающих при  $\Delta = \Delta^0$  наилучшим равномерным приближением к заданному состоянию  $T^*(t)$  [15, 17], что позволяет установить конфигурацию погрешности  $T(x^*, t, \Delta^0) - T^*(t)$  аппроксимации требуемого температурного распределения. При  $\Delta = \Delta^0$  на интервале  $t \in [0, t^0]$  в отдельных точках, число которых на единицу превышает количество неизвестных параметров, достигаются знакопередающиеся максимальные по абсолютной величине отклонения  $I_0(\Delta^0)$ . На этом основании составляется соответствующая замкнутая расчетная система уравнений относительно неизвестных –



вектора  $\Delta^0$  и значения  $I_0(\Delta^0)$ , решение которой и дает искомый вектор параметров.

ПРИМЕР РЕШЕНИЯ

Рассматривается задача определения внутреннего сосредоточенного воздействия [18, 19]. Здесь  $u(t) = p(t)$  – закон изменения удельной мощности внутренних источников тепла в процессе периодического индукционного нагрева цилиндрических слитков перед операциями пластической деформации. Рассматривается математическая модель объекта, записанная в относительных единицах [20]

$$\frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = a \left( \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} + \frac{1}{x} \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} \right) + w(x)p(t) \quad (9)$$

$$0 < x < 1; 0 < t \leq t^0$$

$$T(x,0) = 0; \frac{\partial T(0,t)}{\partial x} = 0;$$

$$\frac{\partial T(1,t)}{\partial x} + Bi(T(1,t) - T_{am}(t)) = 0.$$

Здесь  $Bi$  – критерий Био,  $T_{am}$  – температура окружающей среды.

Закон пространственного распределения внутренних источников тепла  $w(x)$  находится из решения уравнения Максвелла для электромагнитного поля индуктора и имеет известный вид

$$w(x) = \frac{\text{ber}'^2(\zeta x) + \text{bei}'^2(\zeta x)}{\text{ber} \zeta \text{ber}' \zeta + \text{bei} \zeta \text{bei}' \zeta} \zeta,$$

где  $\text{ber}(\bullet)$ ,  $\text{bei}(\bullet)$ ,  $\text{ber}'(\bullet)$ ,  $\text{bei}'(\bullet)$  – функции Кельвина и их первые производные;  $\zeta$  – характерный параметр, зависящий от частоты питающего индуктор тока, здесь  $\zeta = \text{const}$ .

Номинальные значения входной температуры были найдены из решения прямой задачи теплопроводности при оптимальном по критерию быстродействия характере управляющего воздействия, подчиненного фазовому ограничению.

Общий вид оптимального по ряду типичных критериев управления состоит из чередующихся интервалов нагрева с максимальной мощностью  $p(t) = p_{\max}$  и выравнивания температур при  $p(t) = 0$  [20]. Требования реальных технологий индукционного нагрева зачастую должны учитывать фазовые ограничения, например, ограничение на максимальную температуру  $T_{\max}(t)$  по объему заготовки в процессе нагрева, и алгоритмы оптимального управления дополняются участками стабилизации максимальной температуры на допустимом уровне  $T_{adm}$ .

Таким образом, алгоритм оптимального управления состоит из участка нагрева с максимальной мощностью и участка стабилизации максимальной температуры на допустимом уровне (участка движения по ограничению) [20]

$$p^0(t) = \begin{cases} p_{\max}, & t \in (0, t_1) \\ p^{\text{limit}}, & t \in (t_1, t^0) \end{cases}$$

На интервале  $t \in (0, t_1)$  учитывалось влияние возмущающего воздействия, распределенного по гармониче-

скому закону с амплитудой  $\sigma = 0.05 p_{\max}$ . Таким образом, искомое управление имеет следующий характер

$$p^0(t) = \begin{cases} p_{\max} + \sigma \cos \beta_1 t, & t \in (0, t_1) \\ \alpha_{21} + \alpha_{22} e^{-\beta_2 t}, & t \in (t_1, t^0) \end{cases} \quad (10)$$

Процедура идентификации мощности  $p^0(t)$  (10) состоит из решения двух ОЗТ. Первая из задач включает интервал  $(0, t_1)$ , (где момент  $t_1$  переключения участков считается известным из алгоритма оптимального управления), решается в классе постоянных функций и предусматривает восстановление  $p^*(t) = p_{\max} = \text{const}$ . Вторая задача решается на интервале  $(t_1, t^0)$  в классе полиномиальных функций вида (6) при  $N = 2$ . Начальным условием для второй задачи является распределение температуры, полученное из решения первой задачи при  $t = t_1$ .

Результаты решения представлены на рисунке 1.

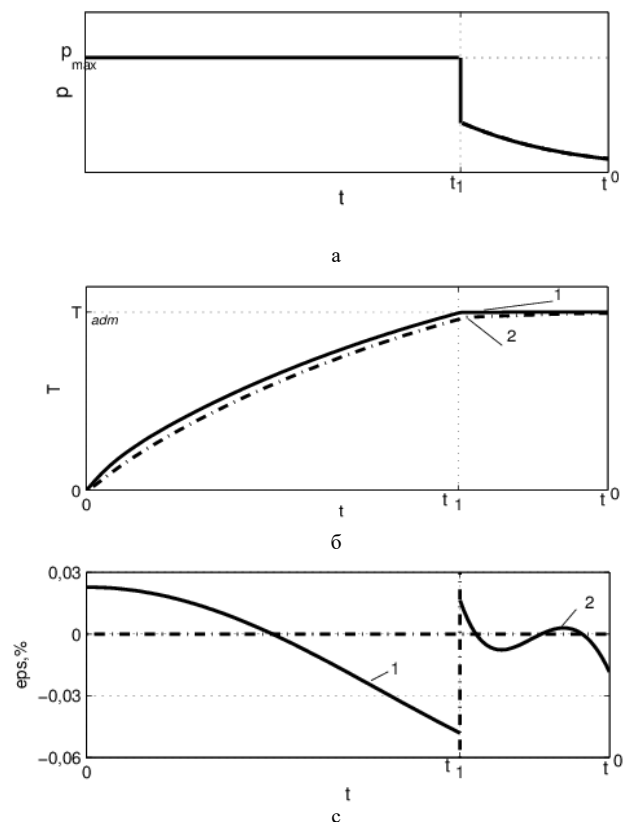


Рис. 1. Основные характеристики исследуемой задачи

а – оптимальное управление  $p^0(t)$ ; б – температурные кривые  $T_{\max}(t)$  – (1) и  $T^*(t)$  – (2); с – ошибка аппроксимации  $\varepsilon = p^0(t) - p^*(t)$ : 1 – на интервале  $[0, t_1]$ , 2 – на интервале  $[t_1, t^0]$ ;  $p^*(t)$  – найденное оптимальное решение.

Анализ результатов решения показывает высокую точность восстановления искомой характеристики  $p(t)$  на основе решения ОЗТ методами параметрической оптимизации. При необходимости ошибка  $\varepsilon = p^0(t) - p^*(t)$  аппроксимации  $p^0(t)$  может быть

уменьшена увеличением порядка  $N$  аппроксимирующего полинома (6) или (7).

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Представленная методика решения ОЗТ методами оптимального управления может быть применена для решения широкого круга задач идентификации неизвестных воздействий и параметров в объектах технологической теплофизики. Подход базируется на сужении множества управляющих воздействий до класса корректности, оценивании ошибки аппроксимации искомой характеристики в равномерной метрике, редукции к задаче параметрической оптимизации и ее последующем решении на основе методов теории оптимального управления объектами с распределенными параметрами.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Алифанов О.М. Обратные задачи теплообмена / О.М. Алифанов. – М.: Машиностроение, 1988. – 280 с.
2. Бек Дж. Некорректные обратные задачи теплопроводности: пер. с англ. / Дж. Бек, Б. Блакуэлл, Ч. Мл. Сент-Клэр. – М.: Мир, 1989. – 312 с.
3. Алифанов О.М. Экстремальные методы решения некорректных задач. / О.М. Алифанов, Е.А. Артюхин, С.В. Румянцев – М.: Наука, 1988. – 288 с.
4. Мацевитый Ю.М. Параметрическая и функциональная идентификация тепловых процессов / Ю.М. Мацевитый, И.В. Гайшун, В.Т. Борухов, А.О. // Проблемы машиностроения. – 2011. – Т. 14, № 3. – С. 40-47.
5. Васильев Ф.П. Методы решения экстремальных задач. – М.: Наука, 1981. – 400 с.
6. Бутковский А.Г. Методы управления системами с распределенными параметрами. – М.: Наука, 1975 – 568 с.
7. Тихонов А.Н. Методы решения некорректных задач. / А.Н. Тихонов, В.Я. Арсенин. – М.: Наука, 1979. – 288 с.
8. Иванов В.К. Теория линейных некорректных задач и ее приложения. / В.К. Иванов, В.В. Васин, В.П. Танана – М.: Наука, 1978. – 200 с.
9. Плешивцева Ю.Э. Метод последовательной параметризации управляющих воздействий в краевых задачах оптимального управления системами с распределенными параметрами / Ю.Э. Плешивцева, Э.Я. Рапопорт // Известия РАН. Теория и системы управления. – 2009. – № 3. – С. 22-33.
10. Дилигенская А.Н. Аналитические методы параметрической оптимизации в обратных задачах теплопроводности с внутренним тепловыделением / А.Н. Дилигенская, Э.Я. Рапопорт // ИФЖ. – 2014. – Т. 87, № 5. – С. 1082-1089.
11. Дилигенская А.Н. Метод минимаксной оптимизации в коэффициентной обратной задаче теплопроводности / А.Н. Дилигенская, Э.Я. Рапопорт // ИФЖ. – 2016. – Т. 89, № 4. – С. 1007-1012.
12. Короткий А.И. Восстановление граничных управлений в параболических системах / А.И. Короткий, Д.О. Михайлова // Тр. ИММ УрО РАН. – 2012. – Т. 18, № 1. – С. 178-197.
13. Морозов В.А. Управление источниками в задаче теплопроводности / В.А. Морозов, В.Г. Лежнев, Н.М. Токарев // Выч. мет. программирование. – 2013. – Т. 14, № 1. – С. 77-81.
14. Победря Б.Е. Идентификация коэффициентов нестационарного уравнения теплопроводности / Б.Е. Победря, А.С. Кравчук, П.А. Аризпе // Вычислительная механика сплошных сред. – 2008. – Т. 1, № 4. – С. 78-87.
15. Рапопорт Э.Я. Альтернативный метод в прикладных задачах оптимизации. – М.: Наука, 2000. – 336 с.
16. Рапопорт Э.Я. Минимаксная оптимизация стационарных состояний в системах с распределенными параметрами // Известия РАН. Теория и системы управления. – 2013. – № 2. – С. 3-18.
17. Collatz L. Approximations Theorie. Tschebysheffsche Approximation mit Anwendungen. / L. Collatz, W. Krabs. – Stuttgart: B.G. Feubner, 1973. – 208 p.
18. Liu Yang. Inverse problem of time-dependent heat sources numerical reconstruction / Liu Yang, Mehdi Dehghan, Jian-Ning Yu, Guan-Wei Luo // Mathematics and Computers in Simulation. – 2011. – Т. 81, № 8. – С. 1656-1672.
19. Cong Shi. Numerical solution for an inverse heat source problem by an iterative method / Cong Shi, Chen Wang, Ting Wei // Applied Mathematics and Computation. – 2014. – Т. 244. – С. 577-597.
20. Рапопорт Э.Я. Оптимальное управление температурными режимами индукционного нагрева. / Э.Я. Рапопорт, Ю.Э. Плешивцева – М.: Наука, 2012. – 309 с.

# Identification of Engineering Thermal Physics Objects Based on Inverse Heat Conduction Problems Solving by Using Parametric Optimization Methods

Diligenskaya A.N., Kolpashchikov S.A., Mandra A.G.  
Samara State Technical University  
Samara, Russian Federation  
[Adiligenskaya@mail.ru](mailto:Adiligenskaya@mail.ru)

*Abstract.* Techniques for solving inverse heat conduction problems that allows to restore the characteristics and parameters of objects of technological thermophysics and based on optimal control theory for systems with distributed parameters is presented. The solution of one-dimensional inverse heat conduction problem involves reduction of the set of desired solutions to the correctness class, which results in a conditionally correct problem in an extreme formulation, where the identifiable characteristics act as an optimal control action. The parameterization of the sought control action and the use of a uniform metric for estimating deviation of the calculated temperature from the given one allow to formulate a problem of parametric optimization. The solution of the formulated problem towards the optimum

values of the sought parameters is based on the analytical minimax-optimization method that takes into account the alternating properties of the sought optimum solutions.

An example of a solution of the problem of identifying the power of internal heat sources in the process of induction heating with technological restriction is given.

*Keywords:* inverse heat conduction problem, problem of parametric optimization, minimax-optimization, power of internal heat sources .

# Имитационная модель функционирования сети Carrier Ethernet для оценки сетевой надежности

Канаев А.К., Логин Э.В., Сахарова М.А.

ФГБОУ ВО ПГУПС, Россия

[kanaevak@mail.ru](mailto:kanaevak@mail.ru) [elinabeneta@yandex.ru](mailto:elinabeneta@yandex.ru) [zuvakamariya@mail.ru](mailto:zuvakamariya@mail.ru)

**Аннотация.** Сети на основе пакетных технологий имеют высокий приоритет при выборе направления развития среди телекоммуникационных сетей различного назначения ввиду большого разнообразия механизмов для управления и контроля состоянием ее элементов. Но на сегодняшний день в явном виде не существует единой методической основы для построения систем управления. Это позволит интегрировать процессы управления и эксплуатации Carrier Ethernet (CE) и с учетом требований и возможностей заказчика. В связи с этим разработанная модель позволит оценить состояние отдельных элементов и маршрутов сети, а также получить параметры надежности для сети в целом. В модели предусматривается построение сети CE любого масштаба и наличие децентрализованного контроля состояния элементов. Поэтому для решения поставленной задачи используется агентный способ имитационного моделирования. К особенностям модели можно отнести то, что исходными данными в ней являются результаты моделирования, полученные на основе нейронных сетей.

**Ключевые слова:** Carrier Ethernet, имитационная модель, нейросетевая модель, сетевая надежность, коэффициент готовности, система управления, мультиагентная система управления.

## ВВЕДЕНИЕ

На сегодняшний день прослеживается рост разнообразия телекоммуникационного оборудования. Вместе с этим возрос интерес к пакетным технологиям, в частности к Carrier Ethernet (CE). В связи с чем актуальной становится задача, связанная с построением такой системы управления (СУ), которая способна обеспечить требуемый уровень показателя надежности сети связи CE.

## CARRIER ETHERNET КАК ОБЪЕКТ УПРАВЛЕНИЯ

Для построения такой системы управления, которая способна обеспечить требуемый уровень надежности, разработана функциональная модель мультиагентной системы управления (МАСУ) [1, 2]. В ней в качестве распределенного объекта управления выступает транспортная сеть на основе Carrier Ethernet. Целью данного моделирования является демонстрация динамики изменения состояния фрагмента сети и получение оценки сетевой надежности как отдельных элементов, так и фрагмента сети в целом.

Объектом управления в данном случае является сеть, построенная на основе технологии Carrier Ethernet. Сеть связи характеризуется наличием конечных устройств для

ввода и вывода информации, каналов передачи информации и строго определенной структуры. В качестве узлов в такой сети может выступать комплекс специального оборудования (маршрутизаторы, коммутаторы, мультиплексоры и пр.), обеспечивающий передачу разного рода информации и требуемую связность сети. Задачей сети связи является выполнение функций предоставления и поддержания услуг связи на всех уровнях с заданными показателями. Особенностью технологии CE является наличие широкого комплекса механизмов для контроля и управления состоянием сетевых элементов (ОАМ).

Все сетевые элементы характеризуются перечнем параметров, отражающих их состояние. Изменение значений параметров в результате воздействия на сеть различного рода факторов влечет за собой изменение состояния соответствующих элементов сети и в целом всего фрагмента сети. В модели для имитации состояния сетевого элемента вводится понятие агента. Агент полностью описывает процессы, происходящие в элементе на множестве характеризующих его параметров, а также отражает все воздействия на реально существующем сетевом элементе CE, имитируя его состояние. Как следствие, такое изменение влияет на формирование новой структуры сети или ее фрагмента.

## ОЦЕНКА СОСТОЯНИЯ МАРШРУТОВ СЕТИ CARRIER ETHERNET С ПОМОЩЬЮ НЕЙРОСЕТЕВОЙ МОДЕЛИ

Для организации управления в перспективной МАСУ необходим комплекс исходных данных. При этом обработка данных о состоянии большого и сложного объекта следует производить с использованием аппарата нейросетевой модели (НС) [3]. В качестве предварительной оценки состояния маршрутов моделируемого фрагмента сети CE проведено диагностирование маршрутов с использованием разработанной нейросетевой модели.

При реализации НС модели в качестве исходных данных были использованы сведения о состоянии элементов CE и их загрузка. Элементы CE могут находиться в следующих состояниях [4]: исправное, работоспособное, предотказное и неисправное. Результаты состояния элементов сети при обеспечении надежности были получены ранее и представлены в [5, 6].

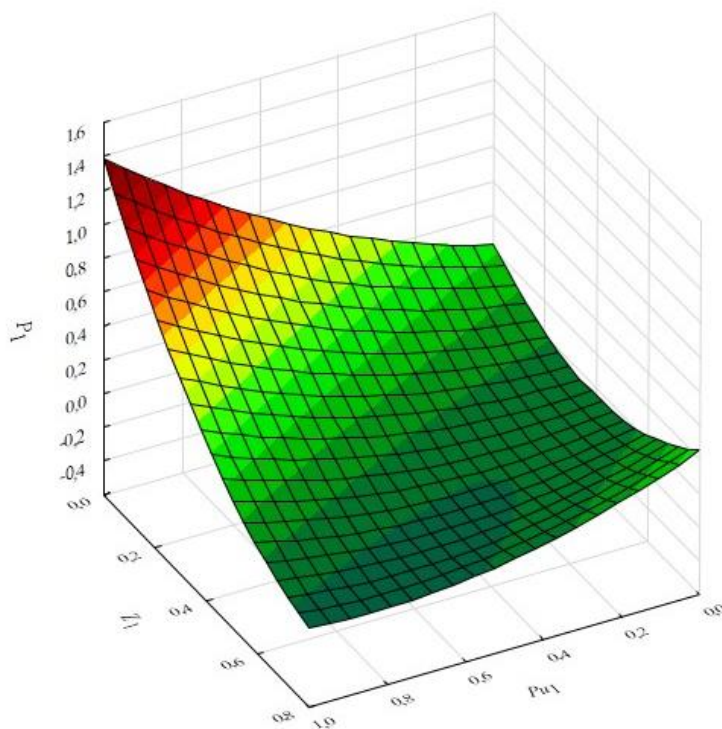


Рис. 1. График зависимости вероятности получения результата 1 ( $P_1$ ) нейросетевой моделью при изменении вероятности выявления исправного состояния элемента ( $P_{u1}$ ) СПД и его загрузки ( $Z_1$ )

На выходе НС модели получаем вероятность, характеризующую одно из заданных состояний маршрута, где 1 – лучший, а 3 – наихудший (см. табл.1).

Таблица 1  
Результаты принятия решений НС моделью

Результаты	1	2	3	Всего
Количество наблюдений (Total)	13	34	148	195
Правильное решение НС (Correct)	13	32	148	193
Неправильное решение НС (Incorrect)	0	2	0	2
Правильное решение НС (Correct (%))	100	94,12	100	98,97
Неправильное решение НС (Incorrect (%))	0	5,88	0	1,03

Результаты моделирования показали, что вероятность обнаружения исследуемого состояния маршрута сети зависит от значения текущего состояния отправителя и его загрузки.

На рис. 1 показано, что при вероятности идентификации исправного состояния элемента сети (отправителя) более 0,6 существенно растет вероятность обнаружения высшего (лучшего) состояния маршрута сети. Следующими по значимости для принятия решений НС моделью являются загрузка и состояние надежности получателя.

Оценку надежности как отдельного элемента сети, так и сети в целом, а также маршрутов для передачи данных можно выполнить с использованием разработанной НС модели. Однако разработанная НС модель позволяет

получить вероятность обнаружения одного из возможных состояний, в котором может находиться сеть СЕ. Представленное ниже решение позволяет расширить возможности модели и получить количественное значение для оценки показателя надежности, а именно коэффициента готовности.

#### ОПИСАНИЕ МОДЕЛИ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ СЕТИ CARRIER ETHERNET

Правила поведения для агентов модели, учитывающих особенности архитектуры OAM Carrier Ethernet основываются на разработанных алгоритмах управления [7]. Данные алгоритмы включают в себя ряд подпроцессов по контролю и управлению неисправностями. Результаты использования некоторых из этих алгоритмов ранее были получены в [8], что позволяет использовать результаты моделирования процессов [9, 10]. В модели учитываются два состояния всех агентов – исправное и неисправное. При этом такая классификация отказов основывается на перечне вводимых для элементов параметров. Деграция присущих элементам параметров позволяет идентифицировать неисправное состояние как параметрический отказ элемента.

Переходы между состояниями задаются с помощью функций распределения случайных величин (ФР СВ) отказов и восстановления. ФР СВ отказа задана с помощью закона случайного распределения Вейбулла-Гнеденко, экспериментально полученное в [11] на основании статистических данных 10 лет работы связевого оборудования. ФР СВ восстановления задана с помощью нормального распределения.

В модели приняты следующие ограничения и допущения:

1. Рассматривается фрагмент сети СЕ;
2. Функции распределения случайных величин относятся к классу нормальных и Вейбулла-Гнеденко;
3. Характеристики случайных величин определяются статистическими способами;
4. Длительность эксперимента не превышает 10 лет модельного времени.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИМИТАЦИОННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ  
ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ СЕТИ CARRIER ETHERNET

Таким образом, с помощью разработанной имитационной модели были получены результаты. В табл. 2 представлены данные величины времени наработки на отказ и времени его восстановления для элементов фрагмента сети. Результатами модели являются статистические данные, полученные в ходе статистической обработки результатов моделирования для каждого элемента сети. В таблице представлены математические ожидания (МО) соответствующих величин.

Таблица 2

Результаты имитационного моделирования функционирования сети СЕ

Номер элемента (j)	Количество зафиксированных отказов в j-м элементе	МО времени наработки на i-й отказ ( $EX_{ij}$ ), ч	МО времени восстановления i-го отказа ( $EQ_{ij}$ ), ч
1	10	7491,2	128
2	2	42833,3	513,2
3	6	14190	71,6
4	3	28239,7	333,3
5	6	14181,3	73,1
6	4	20885,9	260,9
7	7	11452,4	154,1
8	6	13865,5	125,7
9	5	16421	224,6
10	6	12847,9	295,3

11	4	20359,6	392,5
12	4	21578,9	87,7
13	2	43394,7	232,5
14	5	16377,2	233,3
15	6	13988,3	105,2
16	7	11575,2	136,6
17	6	14277,8	57
18	3	29222,2	5,8
19	5	17421	24,6
20	5	16991,2	110,5

В данной работе оцениваются такие показатели надежности как средняя наработка на отказ, среднее время восстановления и коэффициент готовности [12-15]. На основании полученных значений временных параметров состояния элементов сети был определен коэффициент готовности сети ( $K_g$ ), равный 0,991.

Полученный результат оценки надежности фрагмента сети позволяет на этапе проектирования перспективной СУ на базе технологии СЕ выбирать тот или иной вариант применения и использования услуг технологии СЕ. То есть, на основании значений коэффициента готовности сети можно выбрать уже имеющуюся архитектуру и механизмы ОАМ или задать оптимальную структуру и выбрать необходимые механизмы для управления сетевыми элементами в соответствии с требованиями по предельно допустимому значению коэффициента готовности сети, предъявляемыми к перспективной системе управления.

Полученный коэффициент готовности сети чувствителен к количеству элементов в маршруте и к количеству элементов в сети. Таким образом, график на рис. 2 позволяет обеспечить соответствие требованиям по отказоустойчивости сети, выбирая оптимальное количество элементов в маршруте и в сети (в отдельных сформированных фрагментах/доменах сети необходимого масштаба).

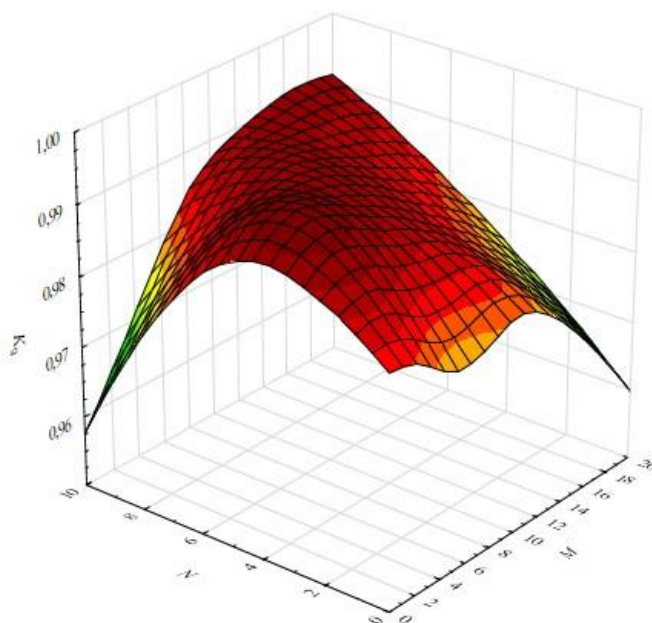


Рис. 2. График зависимости коэффициента готовности ( $K_g$ ) сети от количества элементов в маршруте ( $N$ ) и от количества элементов во фрагменте сети ( $M$ )

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Представленная имитационная модель позволяет решать задачи, связанные с моделированием динамики изменения состояний фрагмента сети СЕ. В соответствии с установленными ограничениями и допущениями, был получен результат, представленный на рисунках 1 и 2 – это графики оценки надежности отдельных элементов и сети в целом. Модель позволяет наблюдать динамику поведения каждого узла и каждой линии со своими значениями ФР СВ отказов и восстановления для структуры сети любой сложности. Полученный результат оценки надежности фрагмента сети СЕ продемонстрировал взаимосвязь параметра коэффициента готовности и количественных значений элементов в маршруте и во фрагменте сети.

Данные состояния элементов и маршрутов фрагмента сети характеризуют последовательные переходы в состояние отказа и восстановления, которые заданы в модели с помощью нормального и Вейбулла-Гнеденко распределений. Использование для моделирования в качестве исходных данных сети СЕ экспериментальных данных эксплуатации существующего оборудования позволило получить оценку надежность сети связи СЕ. На основании чего установлена связь параметра коэффициента готовности с временными параметрами отказа (см. табл. 1). Таким образом, получены средние значения времени наработки на отказ и времени восстановления одного отказа – соответственно 1700 часов и 3 часа. При этом было получено максимальное значение коэффициента  $Kg=0,998$ .

Разработанная модель также позволяет решать задачу, связанную с определением длительности времени до потери связности в маршруте и длительности наработки на отказ всех элементов, а также маршрутов одновременно. Это в свою очередь позволит формировать оценки сетевой надежности и отказоустойчивости при наличии статистических данных по отказам оборудования.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Логин Э.В. Мультиагентный подход к формированию структуры системы управления транспортной сетью связи на основе технологии Carrier Ethernet / Э.В. Логин, А.В. Ануфренко, А.К. Канаев // Актуальные проблемы инфотелекоммуникаций в науке и образовании: сб. научн. ст. – СПб.: СПбГУТ, 2017. – Т. 2. – С. 57-59
2. Улыбин А. В. Мультиагентный подход в имитационном моделировании / А. В. Улыбин, А. А. Арзамасцев // Вестник ТГУ. – 2010. – Т. 15, №5. – С. 1470–1471.
3. Сахарова М.А. Разработка моделей функционирования и методики формирования интеллектуальной системы поддержки принятия решений по управлению сетью передачи данных: дисс. канд. техн. наук. – СПб.: ФГБОУ ВО ПГУПС, 2015. – 161 с.
4. ГОСТ 27.002-2015. Надежность в технике. Термины и определения. – Москва: Стандартинформ, 2016. – 23 с.
5. Kanaev, A.K. Neural network model for the solution of tasks of technical diagnostics of the transport telecommunication network / A. K. Kanaev, M. A. Saharova, E. V. Beneta // Proceedings of the XIX International Conference on Soft Computing and Measurements SCM'2016 : IEEE, 2016. - P.

203-205.

6. Kanaev, A.K. The solution of problems of technical diagnosis of the corporate data transmission network with application of neural networks / A. K. Kanaev, M. A. Saharova // Proceedings of the XIX International Conference on Soft Computing and Measurements SCM'2016 : IEEE, 2016. - P. 235-237.

7. Бенета Э.В. Формирование алгоритма управления отказами в телекоммуникационной сети связи, построенной по технологии Carrier Ethernet / Э.В. Бенета, А.К. Канаев // Информационные технологии на транспорте: сб. материалов секции «Информационные технологии на транспорте» юбилейной XV Санкт-Петербург. Междунар. конф. «Региональная информатика – 2016», Санкт-Петербург, 26-28 окт. 2016 г. – СПб.: ФГБОУ ВО ПГУПС, 2016. – С. 95-100

8. Бенета Э.В. Комплексная математическая модель процесса функционирования интеллектуальной системы управления сетью Carrier Ethernet / Э.В. Бенета, А.К. Канаев, М.А. Сахарова // Сборник докладов в 3-х томах XX Международной конференции по мягким вычислениям и измерениям (SCM-2017), Санкт-Петербург, 24-26 мая 2017 г. – СПб.: СПбГЭТУ «ЛЭТИ», 2017. – Т. 1. – С. 282-285

9. Логин Э.В. Сценарий управления сетью операторского класса Carrier Ethernet и оценка длительности цикла управления / Логин Э.В., Канаев А.К., Сахарова М.А., Муравцов А.А. // Бюллетень результатов научных исследований. – 2017. – вып. 3. – С. 159-170

10. Логин Э. В. Имитационная модель процесса контроля состояния и управления доменами сети Carrier Ethernet / Э. В. Логин, А. К. Канаев // Сборник трудов конференции INTNITEN 2017 «Интернет вещей и 5G», Санкт-Петербург, 20-21 декабря 2017 г. – СПб.: СПбГУТ, 2017. – С. 16-20.

11. Канаев А.К. Методика оценки и прогнозирования технического состояния оборудования сети синхронизации / А.К. Канаев, Е.В. Опарин // Транспорт Урала. – 2015. – №1. – С. 41-47

12. Котов В. К. Научно-методические основы управления надежностью и безопасностью эксплуатации сетей связи железнодорожного транспорта / В.К. Котов, В.Р. Антонец, Г.П. Лабецкая, В.В. Шмытинский // моногр. СПб.: ФГБОУ «Учебно-методический центр по образованию на железнодорожном транспорте», 2012. – 193 с.

13. Безродный Б. Ф. Имитационная модель для расчета коэффициента готовности линейного участка ВОЛП МЦСС / Безродный Б. Ф., Антонец В. Р., Здоровцов И. А. // Проблемы обеспечения эффективности и устойчивости функционирования сложных технических систем: сб. трудов XXII межвед. науч.-техн. конференции. – Серпухов: ВИ РВ, 2003. – С. 249-252

14. Бусленко Н. П. Моделирование сложных систем. – М.: Наука, 1978. – 400 с.

15. Лабецкая Г. П. Проектирование систем технического обслуживания устройств в РЦС / Лабецкая Г. П., Крючкова Т. В., Тулугурова Е. А. // Учебное пособие по курсовому проектированию. – СПб.: ПГУПС, 2008. – 52 с.

# Simulation Model of Carrier Ethernet Network Operation for Network Reliability Estimation

A.K. Kanaev, E.V. Login, M.A. Saharova

St.Petersburg state transport university of the emperor Alexander I  
St.Petersburg, Russia

[kanaevak@mail.ru](mailto:kanaevak@mail.ru), [elinabeneta@yandex.ru](mailto:elinabeneta@yandex.ru), [zuvakamariya@mail.ru](mailto:zuvakamariya@mail.ru)

*Abstract.* Networks based on packet technologies have a high priority in choosing the direction of development among telecommunication networks for various purposes. But for today in an explicit form there is no single methodological basis for building management systems. This will allow to integrate the processes of management and operation of the Carrier Ethernet (CE) and taking into account the requirements and capabilities of the customer. In this regard, the developed model will allow to assess the state of individual elements and routes of the network, as well as to obtain reliability parameters for the network as a whole.

The model provides for the construction of a CE network with any scale and the presence of a decentralized control of the state of the elements. So agent method of simulation is used to solve the task. The peculiarity of the model can be attributed to the fact that the initial data in it are simulation results obtained on the basis of neural networks.

*Keywords:* Carrier Ethernet, simulation model, neural network model, network reliability, availability factor, control system, multi-agent control system.



# Махита-код вывода динамических реакций и обобщенных движущих сил в сочленениях роботов-манипуляторов

Войнов И.В., Телегин А.И., Тимофеев Д.Н.

Южно-Уральский государственный университет (национальный исследовательский университет)  
Миасс, Россия  
[goshanoob@mail.ru](mailto:goshanoob@mail.ru)

**Аннотация.** Предложены расчетные формулы и код на языке Махита для автоматического вывода формул вычисления динамических реакций и обобщенных движущих сил, действующих в сочленениях роботов-манипуляторов (РМ). Рассмотрены примеры автоматического выписывания известных уравнений динамики (УД) и формул вычисления обобщенных движущих сил РМ с тремя и шестью степенями свободы, УД которых являются линейными с постоянными коэффициентами.

**Ключевые слова:** робот манипулятор, уравнения динамики, динамические реакции, обобщенные движущие силы, Махита-функция.

## ВВЕДЕНИЕ

Известны различные формализмы вывода УД РМ и им соответствующие программные системы. Рассматриваются как конкретные РМ [1-4], так и классы РМ [5]. Используются различные языки программирования [6], в том числе языки программирования аналитических вычислений [5]. Публикуются фрагменты кода [6] или полный код [5]. Полученные УД используются для решения задач динамики [7] и синтеза контроллеров [8,9].

Здесь для вывода УД произвольного РМ со структурой одной открытой ветви используется формализм Ньютона-Эйлера и предлагается соответствующий полный код на языке Махита программирования аналитических вычислений. Как известно [10-12], Махита – это свободно распространяемая программа с открытым кодом, которая совершенствуется добровольцами в области программирования. Махита предоставляется с копией исходного кода (на языке Lisp), который можно модифицировать в соответствии с собственными потребностями, а затем делиться с сообществом пользователей.

Многие исследователи в разное время и по-разному использовали формализм Ньютона-Эйлера для вывода УД конкретных РМ и произвольных многосвязанных механических систем. При использовании формализма Ньютона-Эйлера для конкретных многосвязанных систем допускались ошибки [13].

Следует отметить преимущества формализма Ньютона-Эйлера, например, перед формализмами Лагранжа и Аппеля. Во-первых, в формализме Ньютона-Эйлера практически все формулы являются рекуррентными. Во-вторых, по формализму Ньютона-

Эйлера выводятся не только формулы вычисления обобщенных движущих сил, но и формулы вычисления динамических реакций в сочленениях. Попытка преобразовать общие УД древовидных многосвязанных систем, полученных по формализму Аппеля, к рекуррентному виду привела к УД, которые гораздо проще и быстрее получаются по формализму Ньютона-Эйлера [14].

## ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Через  $m_{ok}$  обозначим тело РМ с порядковым номером  $k$  и его массу. С телом  $m_{ok}$  жестко свяжем точку  $O_k$ . Если тело  $m_{ok}$  вращается вокруг оси, жестко связанной с телом  $m_{ok-1}$ , то точку  $O_k$  будем выбирать на оси этого вращения. Введем в обращение бинарный код  $\delta_k$  по правилу:  $\delta_k=1$ , если тело  $m_{ok}$  может вращаться относительно тела  $m_{ok-1}$  вокруг оси  $O_k\mathbf{q}_k$  и  $\delta_k=0$ , если тело  $m_{ok}$  может двигаться поступательно вдоль оси  $O_k\mathbf{q}_k$ , где  $\mathbf{q}_k$  – орт оси относительного движения тела  $m_{ok}$ . Главный вектор системы сил, действующих на тело  $m_{ok}$  со стороны тела  $m_{ok-1}$ , обозначим через  $\mathbf{F}_k$ . Главный момент системы сил относительно точки  $O_k$ , действующих на тело  $m_{ok}$  со стороны тела  $m_{ok-1}$ , обозначим через  $\mathbf{M}_k$ . Обобщенную движущую силу тела  $m_{ok}$  обозначим через  $Q_k$ .

Требуется разработать простой и короткий код Махита-функции QFM для вывода формул вычисления величин  $Q_k$ ,  $\mathbf{F}_k$ ,  $\mathbf{M}_k$ ,  $k=1,2, \dots, N$ , где  $N$  – количество тел РМ. Для этого использовать формулы, которые доказываются просто и коротко на основе известных теорем динамики. Следует учесть, что РМ имеет структуру одной ветви, два типа сочленений (кодируются числами  $\delta_k = 0$ ,  $\delta_k = 1$ ) и направления орт  $\mathbf{q}_k$  в системах координат тел  $m_{ok}$  могут быть любыми, но постоянными.

Вид, к которому нужно привести УД РМ зависит от решаемой задачи. Например, если УД выводятся для решения второй задачи динамики, то необходимо привести подобные при обобщенных ускорениях. Если на основе УД будут решаться задачи идентификации параметров (геометрических или инерционных), то необходимо приводить подобные при этих параметрах. Если УД нужны для вычисления требуемой мощности приводов РМ, то в УД желательно выделить гироскопические инерционные силы, так как их мощность равна нулю. Поэтому процессы преобразований выводимых УД необходимо вынести за пределы функции QFM.

Авторы статьи выражают благодарность фонду содействия развитию малых форм предприятий в научно-технической сфере за грантовую поддержку проекта «Разработка методического, алгоритмического и программного обеспечения автоматической генерации X3D-моделей управляемых механических систем для решения задач механики и управления роботизированным производством», договор №8699ГУ/2015 от 16.12.2015. Статья выполнена при поддержке Правительства РФ (Постановление №211 от 16.03.2013 г.) соглашение № 02.А03.21.0011.

Функция QFN должна возвращать формулы вычисления динамических реакций  $\mathbf{F}_k, \mathbf{M}_k$  в сочленениях тел  $m_{ok-1}, m_{ok}$  и обобщенную движущую силу  $Q_k$ , где  $Q_k$  измеряется в Н, если  $\delta_k = 0$  и в Н·м, если  $\delta_k = 1$ . Это важно для учета трения в сочленениях. В зависимости от конструкции  $k$ -го сочленения для учета трения необходимы проекции векторов  $\mathbf{F}_k, \mathbf{M}_k$  на те или иные оси. Поэтому в функции учета трения в  $k$ -м сочленении величины  $\mathbf{F}_k, \mathbf{M}_k, Q_k$  должны быть входными параметрами.

ОСНОВНЫЕ РАСЧЕТНЫЕ ФОРМУЛЫ

Для вычисления  $\mathbf{F}_k, \mathbf{M}_k$  и  $Q_k$  будем использовать

**Утверждение 1.** Величины  $\mathbf{F}_k, \mathbf{M}_k$  и  $Q_k$  можно вычислять по следующим формулам

$$\mathbf{F}_k = m_{ok}(\mathbf{W}_{ck} - \mathbf{g}) + \mathbf{F}_{k+1},$$

$$\mathbf{M}_k = \dot{\mathbf{K}}_k + \mathbf{c}_k \times \mathbf{F}_k + (\mathbf{R}_{k+1} - \mathbf{c}_k) \times \mathbf{F}_{k+1} + \mathbf{M}_{k+1}, \quad (1)$$

$$Q_k = (1 - \delta_k) \mathbf{q}_k \cdot \mathbf{F}_k + \delta_k \mathbf{q}_k \cdot \mathbf{M}_k,$$

где  $\mathbf{W}_{ck} = \ddot{\mathbf{r}}_k + \ddot{\mathbf{c}}_k$ ;  $\mathbf{r}_k = \mathbf{O}\mathbf{O}_k$ ;  $O$  – начало неподвижной системы координат  $Oxyz$ ;  $\mathbf{c}_k = \mathbf{O}_k\mathbf{C}_k$ ;  $C_k$  – центр масс тела  $m_{ok}$ ;  $\mathbf{g}$  – ускорение свободного падения;  $\mathbf{K}_k$  – кинетический момент тела  $m_{ok}$  относительно точки  $C_k$ ;  $\dot{\mathbf{K}}_k = \mathbf{I}_k^c \boldsymbol{\varepsilon}_k + \boldsymbol{\omega}_k \times \mathbf{I}_k^c \boldsymbol{\omega}_k$ ;  $\mathbf{I}_k^c$  – тензор инерции тела  $m_{ok}$  относительно точки  $C_k$ ;  $\boldsymbol{\omega}_k$  – абсолютная угловая скорость тела  $m_{ok}$ ;  $\boldsymbol{\varepsilon}_k$  – абсолютное угловое ускорение тела  $m_{ok}$ ;  $\mathbf{R}_{k+1} = \mathbf{O}_k\mathbf{O}_{k+1}$ ;  $\mathbf{F}_{N+1} = \mathbf{M}_{N+1} = \mathbf{0}$ .

**Доказательство.** Мысленно разорвём сочленения тела  $m_{ok}$  с телами  $m_{ok-1}, m_{ok+1}$ . Действие тела  $m_{ok-1}$  на тело  $m_{ok}$  определяется векторами  $\mathbf{F}_k, \mathbf{M}_k$ , которые будем считать положительными. Тогда по третьему закону Ньютона действие тела  $m_{ok+1}$  на тело  $m_{ok}$  определяется силой  $(-\mathbf{F}_{k+1})$  и моментом силы  $(-\mathbf{M}_{k+1})$ , взятым относительно точки  $O_{k+1}$ . На тело  $m_{ok}$  действует сила тяжести  $m_{ok}\mathbf{g}$ . Следовательно, по второму закону Ньютона получим  $m_{ok}\mathbf{W}_{ck} = m_{ok}\mathbf{g} + \mathbf{F}_k - \mathbf{F}_{k+1}$ . Отсюда следует формула вычисления вектора  $\mathbf{F}_k$ .

После мысленного разрыва сочленений тела  $m_{ok}$  с телами  $m_{ok-1}, m_{ok+1}$ , можно считать, что тело  $m_{ok}$  вращается вокруг точки  $C_k$  под действием  $\mathbf{F}_k, \mathbf{M}_k, -\mathbf{F}_{k+1}, -\mathbf{M}_{k+1}$ . Перенесём  $\mathbf{F}_k, \mathbf{M}_k$  из точки  $O_k$  в точку  $C_k$ . Перенесём  $(-\mathbf{F}_{k+1}), (-\mathbf{M}_{k+1})$  из точки  $O_{k+1}$  в точку  $C_k$ . Тогда по закону об изменении момента импульса свободного тела относительно его центра масс получим следующее уравнение вращательного движения тела  $m_{ok}$  вокруг точки  $C_k$ .

$$\dot{\mathbf{K}}_k = \mathbf{M}_k - \mathbf{M}_{k+1} + \mathbf{C}_k \mathbf{O}_k \times \mathbf{F}_k + \mathbf{C}_k \mathbf{O}_{k+1} \times (-\mathbf{F}_{k+1}).$$

Здесь учтено, что при переносе силы  $\mathbf{F}_k$  из точки  $O_k$  в точку  $C_k$  возникает дополнительный момент силы  $\mathbf{C}_k \mathbf{O}_k \times \mathbf{F}_k$ . Аналогично, при переносе силы  $(-\mathbf{F}_{k+1})$  из точки  $O_{k+1}$  в точку  $C_k$  возникает дополнительный момент силы  $\mathbf{C}_k \mathbf{O}_{k+1} \times (-\mathbf{F}_{k+1})$ . Теперь с учётом доказанной формулы (1) и равенств

$$\mathbf{C}_k \mathbf{O}_k = -\mathbf{O}_k \mathbf{C}_k, \quad \mathbf{O}_k \mathbf{C}_k + \mathbf{C}_k \mathbf{O}_{k+1} = \mathbf{O}_k \mathbf{O}_{k+1} = \mathbf{R}_{k+1}$$

получим

$$\dot{\mathbf{K}}_k = \mathbf{M}_k - \mathbf{M}_{k+1} - \mathbf{O}_k \mathbf{C}_k \times (m_{ok} \mathbf{W}_{ck} - m_{ok} \mathbf{g} + \mathbf{F}_{k+1}) - \mathbf{C}_k \mathbf{O}_{k+1} \times \mathbf{F}_{k+1} = \mathbf{M}_k - \mathbf{M}_{k+1} - m_{ok} \mathbf{c}_k \times (\mathbf{W}_{ck} - \mathbf{g}) - \mathbf{R}_{k+1} \times \mathbf{F}_{k+1}.$$

Отсюда  $\mathbf{M}_k = m_{ok} \mathbf{c}_k \times (\mathbf{W}_{ck} - \mathbf{g}) + \dot{\mathbf{K}}_k + \mathbf{R}_{k+1} \times \mathbf{F}_{k+1} + \mathbf{M}_{k+1}$ .

Подставим сюда выражение  $m_{ok}(\mathbf{W}_{ck} - \mathbf{g}) = \mathbf{F}_k - \mathbf{F}_{k+1}$ . То-

гда для вычисления  $\mathbf{M}_k$  получим

$$\mathbf{M}_k = \mathbf{c}_k \times (\mathbf{F}_k - \mathbf{F}_{k+1}) + \dot{\mathbf{K}}_k + \mathbf{R}_{k+1} \times \mathbf{F}_{k+1} + \mathbf{M}_{k+1}.$$

Отсюда следует искомая формула вычисления вектора  $\mathbf{M}_k$ .

Для  $\delta_k = 0$  проекция силы  $\mathbf{F}_k$  на ось  $O_k \mathbf{q}_k$  равна движущей силе привода. Для  $\delta_k = 1$  проекция момента силы  $\mathbf{M}_k$ , на ось  $O_k \mathbf{q}_k$  равна движущему моменту силы привода. Следовательно,  $Q_k = (1 - \delta_k) \mathbf{q}_k \cdot \mathbf{F}_k + \delta_k \mathbf{q}_k \cdot \mathbf{M}_k$ . *Утверждение доказано.*

Для вычисления векторов в формулах (1) будем использовать следующие известные конечные

$$\ddot{\mathbf{c}}_i = \boldsymbol{\varepsilon}_i \times \mathbf{c}_i + \boldsymbol{\omega}_i \times (\boldsymbol{\omega}_i \times \mathbf{c}_i), \quad \mathbf{R}_i = \mathbf{R}_{oi} + (1 - \delta_i) \mathbf{q}_i \mathbf{q}_i,$$

$$\mathbf{R}_{oi} = \mathbf{O}_{i-1} \mathbf{O}_{oi}, \quad (2)$$

и рекуррентные формулы [14]

$$\boldsymbol{\omega}_i = \boldsymbol{\omega}_{i-1} + \delta_i \dot{\mathbf{q}}_i \mathbf{q}_i,$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}_i = \boldsymbol{\varepsilon}_{i-1} + \delta_i (\ddot{\mathbf{q}}_i \mathbf{q}_i + \dot{\mathbf{q}}_i \boldsymbol{\omega}_{i-1} \times \mathbf{q}_i),$$

$$\ddot{\mathbf{r}}_i = \ddot{\mathbf{r}}_{i-1} + \boldsymbol{\varepsilon}_{i-1} \times \mathbf{R}_i + \boldsymbol{\omega}_{i-1} \times (\boldsymbol{\omega}_{i-1} \times \mathbf{R}_i) + (1 - \delta_i) (\ddot{\mathbf{q}}_i \mathbf{q}_i + 2\dot{\mathbf{q}}_i \boldsymbol{\omega}_{i-1} \times \mathbf{q}_i), \quad (3)$$

где  $i=1, 2, \dots, N$ ;  $\boldsymbol{\omega}_o = \boldsymbol{\varepsilon}_o = \ddot{\mathbf{r}}_o = \mathbf{0}$ ;  $q_i, \dot{q}_i, \ddot{q}_i$  – обобщенные координата, скорость и ускорение тела  $m_{oi}$ .

Многие исследователи орт  $\mathbf{z}_i$  направляют вдоль оси относительного движения тела  $m_{oi}$ . Мы используем другой подход. Оси  $O_i \mathbf{x}_i, O_i \mathbf{y}_i, O_i \mathbf{z}_i$  связываем с телом  $m_{oi}$  так, чтобы в исходном ( $q_i=0$ ) положении тела  $m_{oi}$  относительно тела  $m_{oi-1}$  в случае  $\delta_i=1$  выполнялись равенства  $\mathbf{x}_i=\mathbf{x}, \mathbf{y}_i=\mathbf{y}, \mathbf{z}_i=\mathbf{z}$ , где орт  $\mathbf{x}$  направлен горизонтально вправо,  $\mathbf{y}$  – вертикально вверх ( $\mathbf{g} = -g\mathbf{y}$ ),  $\mathbf{z}$  дополняет орты  $\mathbf{x}, \mathbf{y}$  до правого репера. Этот подход имеет два преимущества. Во-первых, если  $\delta_i=0$ , то матрица поворота  $\mathbf{P}_i$  системы координат  $O_i \mathbf{x}_i \mathbf{y}_i \mathbf{z}_i$  к  $O_{i-1} \mathbf{x}_{i-1} \mathbf{y}_{i-1} \mathbf{z}_{i-1}$  является единичной. Во-вторых, если на рисунке кинематической схемы РМ поворотные тела изображать в исходном относительном положении, то оси связанных систем координат тел можно не изображать, что значительно упрощает кинематические схемы РМ.

Если  $\mathbf{q}_i = q_{xi} \mathbf{x}_i + q_{yi} \mathbf{y}_i + q_{zi} \mathbf{z}_i$ , где  $(q_{xi}, q_{yi}, q_{zi})$  – направляющие косинусы оси  $O_i \mathbf{q}_i$  в системах координат  $O_i \mathbf{x}_i \mathbf{y}_i \mathbf{z}_i$  и  $O_{i-1} \mathbf{x}_{i-1} \mathbf{y}_{i-1} \mathbf{z}_{i-1}$ , то в случае  $\delta_i=1$  матрицу поворота от системы координат  $O_i \mathbf{x}_i \mathbf{y}_i \mathbf{z}_i$  к системе  $O_{i-1} \mathbf{x}_{i-1} \mathbf{y}_{i-1} \mathbf{z}_{i-1}$  можно формализовать по известной формуле

$$\mathbf{P}_i = \begin{pmatrix} q_{xi}^2 c_{li} + c_i & q_{xi} q_{yi} c_{li} - q_{zi} s_i & q_{xi} q_{zi} c_{li} + q_{yi} s_i \\ q_{xi} q_{yi} c_{li} + q_{zi} s_i & q_{yi}^2 c_{li} + c_i & q_{yi} q_{zi} c_{li} - q_{xi} s_i \\ q_{xi} q_{zi} c_{li} - q_{yi} s_i & q_{yi} q_{zi} c_{li} + q_{xi} s_i & q_{zi}^2 c_{li} + c_i \end{pmatrix}, \quad (4)$$

где  $s_i = \sin q_i, c_i = \cos q_i, c_{li} = 1 - c_i$ . Матрица  $\mathbf{P}_{oj}$  поворота  $O_i \mathbf{x}_i \mathbf{y}_i \mathbf{z}_i$  вычисляется через матрицы поворота  $\mathbf{P}_i$  по рекуррентной формуле  $\mathbf{P}_{oj} = \mathbf{P}_j^T \mathbf{P}_{oj-1}$ , где  $j=1, 2, \dots, i, \mathbf{P}_{o0} = \mathbf{E}$ .

МАХИМА-ФУНКЦИЯ ВЫВОДА (ВЫЧИСЛЕНИЯ)  $\mathbf{F}_k, \mathbf{M}_k$  И  $Q_k$

Скалярные ( $\delta_i, m_{oi}, q_i, \dot{q}_i, \ddot{q}_i, Q_i$ ), векторные ( $\mathbf{q}_i, \mathbf{R}_{oi}, \mathbf{c}_i, \boldsymbol{\omega}_i, \boldsymbol{\varepsilon}_i, \ddot{\mathbf{r}}_i, \mathbf{F}_i, \mathbf{M}_i$ ) и матричные ( $\mathbf{I}_i^c, \mathbf{P}_i, \mathbf{P}_{oi}$ ) величины, где  $i=1, 2, \dots, N$ , будем хранить в списках. Махима-функция QFM вывода или вычисления элементов списков  $Q_i, \mathbf{F}_i, \mathbf{M}_i$  представлена в следующем коде

```

QFM(CJ,MB,GC,GV,GA,CM,Ro,q,J,g):=block(
[b,N,i,qx,qy,qz,c,s,c1,P,Pt,P0,R,AAV,AAA,rtt,ctt,F,M,Q],
rowCol(b):=block(transpose(b)[1]), N:length(CJ),
/* Calculating P, Pt */
for i:1 thru N do ( if CJ[i]=0 then P[i]:ident(3) else (qx:q[i][1],
qy:q[i][2], qz:q[i][3], c:cos(GC[i]), s:sin(GC[i]), c1:1-c,
P[i]:matrix( [qx*qx*c1+c, qx*qy*c1-qz*s, qx*qz*c1+qy*s],
[qx*qy*c1+qz*s, qy*qy*c1+c, qy*qz*c1-qx*s],
[qx*qz*c1-qy*s, qy*qz*c1+qx*s, qz*qz*c1+c]),
Pt[i]:transpose(P[i]) ),
/* Calculating AAV, AAA, rtt, ctt */
AAV[1]:CJ[1]*GV[1]*q[1], AAA[1]:CJ[1]*GA[1]*q[1],
rtt[1]:(1-CJ[1])*GA[1]*q[1], ctt[1]:express(AAA[1]~CM[1])+
express(AAV[1]~express(AAV[1]~CM[1])), P0[1]:Pt[1],
for i:2 thru N do ( R[i]:Ro[i]+(1-CJ[i])*GC[i]*q[i],
AAV[i]:rowCol(Pt[i].(AAV[i-1]+CJ[i]*GV[i]*q[i])),
AAA[i]:rowCol(Pt[i].(AAA[i-1]+CJ[i]*(GA[i]*q[i]+
GV[i]*express(AAV[i-1]~q[i])))),
ctt[i]:express(AAA[i]~CM[i])+
express(AAV[i]~express(AAV[i]~CM[i])),
rtt[i]:rowCol(Pt[i].(rtt[i-1]+express(AAA[i-1]~R[i])+
express(AAV[i-1]~(express(AAV[i-1]~R[i]))+
(1-CJ[i])*GA[i]*q[i]+2*GV[i]*express(AAV[i-1]~q[i])))),
P0[i]:Pt[i].P0[i-1]),
/* Calculating F, M */
F[N]:MB[N]*(rtt[N]+ctt[N]+rowCol(P0[N].[0,g,0])),
M[N]:rowCol(J[N].AAA[N])+
express(AAV[N]~rowCol(J[N].AAV[N]))+
express(CM[N]~F[N]),
for i:N-1 thru 1 step -1 do (
F[i]:MB[i]*(rtt[i]+ctt[i]+rowCol(P0[i].[0,g,0]))+
rowCol(P[i+1].F[i+1]),
M[i]:rowCol(J[i].AAA[i])+
express(AAV[i]~rowCol(J[i].AAV[i]))+express(CM[i]~F[i])+
express((R[i+1]-CM[i])~rowCol(P[i+1].F[i+1]))+
rowCol(P[i+1].M[i+1]) ),
/* Calculating Q */
for i:1 thru N do ( if CJ[i]=0 then Q[i]:q[i].F[i] else
Q[i]:q[i].M[i] ), [Q,F,M] )$

```

Элементами пяти входных списков (CJ,MB,GC,GV,GA) являются числа, где  $CJ[i] = \delta_i$ ,  $MB[i] = m_{oi}$ ,  $GC[i] = q_i$ ,  $GV[i] = \dot{q}_i$ ,  $GA[i] = \ddot{q}_i$ . Шестой список CM в  $i$ -м элементе содержит координаты вектора  $c_i = O_i C_i$  в системе координат тела  $m_{oi}$ . Седьмой список Ro в  $i$ -м элементе содержит координаты точки  $O_{oi}$  в системе координат тела  $m_{oi-1}$ , т.е. содержит координаты вектора  $R_{oi} = O_{i-1} O_{oi}$ . Восьмой список q в  $i$ -м элементе содержит координаты орта  $q_i$  в системе координат тела  $m_{oi-1}$ , которые совпадают с координатами этого орта в системе координат тела  $m_{oi}$ . Девятый список J в  $i$ -м элементе содержит матрицу инерции  $I_{ci}$  тела  $m_{oi}$ , элементы которой заданы в системе координат  $C_i x_i y_i z_i$ .

Функция QFM содержит четыре цикла по  $i$ . В первом на основе списков CJ, q входных кинематических параметров по формуле (4) формируются списки матриц поворота P и их транспонированные копии Pt. Во втором цикле по формулам (2) и (3) выводятся формулы вычисления кинематических величин. В третьем цикле по рекуррентным формулам (1) выводятся формулы вычисления  $F_i$  и  $M_i$ . В последнем цикле формируется список Q, содержа-

щий формулы вычисления обобщенных движущих сил  $Q_1, Q_2, \dots, Q_N$ .

#### ТЕСТОВЫЕ ПРИМЕРЫ

Для тестирования приведенного кода выводятся известные УД РМ. В примерах приведён код соответствующих тестов. В двух последних тестах выводятся формулы вычисления  $Q_i$  для РМ, массы тел которых распределены так, что УД являются линейными с постоянными коэффициентами. Кинематические схемы этих РМ представлены на рис.1.

**Пример 1.** УД поступательного движения тела массой  $m$  вдоль горизонтальной оси  $Ox$  с ускорением  $a$  имеет вид  $ma=F$ . Левая часть этого уравнения выводятся следующим кодом

```

QFM([0],[m],[x],[v],[a],[[r,0,0]],[[0,0,0]],[[1,0,0]],
[diag_matrix(Ix,Iy,Iz),g][1][1];
(%o3) a*m

```

**Пример 2.** УД маятника в вертикальной плоскости имеет вид  $J_o \ddot{q} + mgL \sin q = M$ , где  $q$  – угол поворота вокруг оси  $O_1 z$ ,  $O=O_1$ ,  $J_o$  – момент инерции маятника относительно оси  $Oz$ ,  $m$  – масса маятника,  $L$  – расстояние от оси вращения до центра масс маятника. Следующий код выводит левую часть этого УД.

```

trigsimp(fullratsimp(QFM([1],[m],[q1],[qt],[qtt],
[[0,-L,0],[[0,0,0],[[0,0,1],[diag_matrix(Ix,Iy,Iz),g][1][1]]);
(%o4) (L^2*m+Iz)*qtt+L*g*m*sin(q1)

```

**Пример 3.** УД РМ на рис.9.6 книги [15] на стр.209 совпадают с УД, которые выводит следующий код.

```

CJ:[0,0]$ MB:[m1,m2]$ GC:[q1,q2]$ GV:[qt1,qt2]$
GA:[qtt1,qtt2]$ CM:[[0,b,0],[a,0,0]]$ Ro:[[0,hy,0],[hx,0,0]]$
q:[[0,1,0],[1,0,0]]$ J:[diag_matrix(Ix1,Iy1,Ix1),
diag_matrix(Ix2,Iy2,Iy2)]$

```

```

FM:QFM(CJ,MB,GC,GV,GA,CM,Ro,q,J,g)$ FM[1][1];
FM[1][2];

```

```
(%o5) m2*(qtt1+g)+m1*(qtt1+g)
```

```
(%o6) m2*qtt2
```

**Пример 4.** УД РМ на рис. 9.7 книги [15] выводятся следующим кодом.

```

CJ:[1,1]$ MB:[m1,m2]$ GC:[q1,q2]$ GV:[qt1,qt2]$
GA:[qtt1,qtt2]$ CM:[[lc1,0,0],[lc2,0,0]]$
Ro:[[0,0,0],[1,0,0]]$ q:[[0,0,1],[0,0,1]]$
J:[diag_matrix(Ix1,Iz1,Iz1), diag_matrix(Ix1,Iz2,Iz2)]$
FM:QFM(CJ,MB,GC,GV,GA,CM,Ro,q,J,g)$

```

```

trigsimprat(a):=block(fullratsimp(trigreduce(trigsimp(a))))$
trigsimprat(FM[1][1]); trigsimprat(FM[1][2]);

```

```
(%o7) (11*lc2*m2*cos(q2)+lc2^2*m2+Iz2)*qtt2+
(2*11*lc2*m2*cos(q2)+(lc2^2+11^2)*m2+
lc1^2*m1+Iz2+Iz1)*qtt1-11*lc2*m2*sin(q2)*qt2^2-
2*11*lc2*m2*sin(q2)*qt1*qt2+g*lc2*m2*cos(q2+q1)+
(g*11*m2+g*lc1*m1)*cos(q1)

```

```
(%o8) (lc2^2*m2+Iz2)*qtt2+(11*lc2*m2*cos(q2)+
lc2^2*m2+Iz2)*qtt1+11*lc2*m2*sin(q2)*qt1^2+
```

$$g \cdot l c^2 m^2 \cos(q_2 + q_1)$$

**Пример 5.** Свободное тело массой  $m$  в вертикальной плоскости имеет следующие УД  $m\ddot{x} = F_x$ ,  $m\ddot{y} + mg = F_y$ ,  $I_z \ddot{q} = M$ . Эти УД выписывает следующий код.

```
CJ:[0,0,1]$ MB:[0,0,m]$ GC:[x,y,q3]$ GV:[xt,yt,qt]$
GA:[xtt,ytt,qtt]$ CM:[[0,0,0],[0,0,0],[0,0,0]]$
Ro:[[0,0,0],[0,0,0],[0,0,0]]$ q:[1,0,0],[0,1,0],[0,0,1]]$
J:[diag_matrix(0,0,0), diag_matrix(0,0,0),
diag_matrix(Ix,Iy,Iz)]$
```

```
FM:QFM(CJ,MB,GC,GV,GA,CM,Ro,q,J,g)$
trigsimp(fullratsimp(FM[1][1]));
trigsimp(fullratsimp(FM[1][2])); FM[1][3];
```

```
(%o9) m*xtt
```

```
(%o10) m*ytt+g*m
```

```
(%o11) Iz*qtt
```

На рис. 1 представлены РМ, для которых в статье [16] синтезированы ограничения на геометрические и инерционные параметры тел. Выполнение этих ограничений обеспечивает линейность УД соответствующих РМ. В следующих примерах результаты статьи [16] использованы для тестирования предложенного Махима-кода автоматического вывода УД РМ.

**Пример 6.** Массы двух последних тел РМ на рис. 1.а. распределены так, что их УД являются линейными.

```
CJ:[1,1,1]$ MB:[m01,m02,m03]$ GC:[q1,q2,q3]$
GV:[qt1,qt2,qt3]$ GA:[qtt1,qtt2,qtt3]$ a2:-m03*L/m02$
CM:[[0,-a,0],[a2,0,0],[0,0,0]]$ Ro:[[0,0,0],[0,0,0],[L,0,0]]$
q:[0,1,0],[0,0,1],[0,0,1]]$
J:[diag_matrix(Iz1,Iy1,Iz1),diag_matrix(Iy2+m02*a2*a2+m03
*L*L,Iy2,Iz2), diag_matrix(Iy3,Iy3,Iz3)]$
```

```
FM:QFM(CJ,MB,GC,GV,GA,CM,Ro,q,J,g)$
trigsimprat(FM[1][1]); trigsimprat(FM[1][2]);
trigsimprat(FM[1][3]);
```

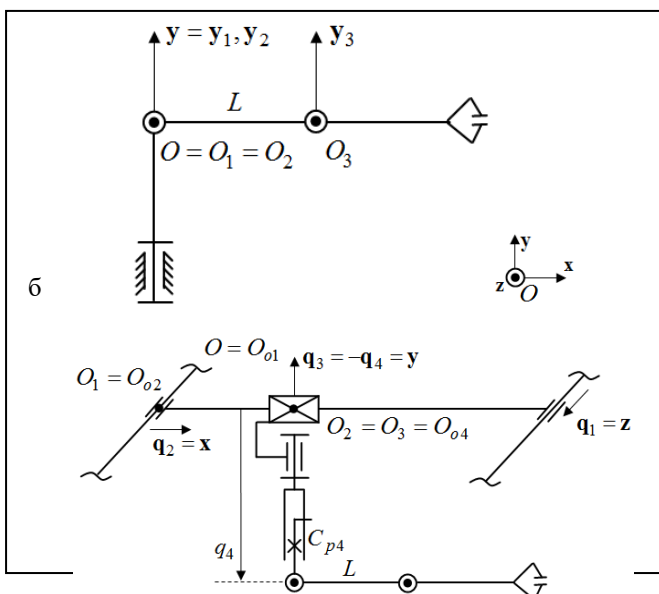


Рис. 1. Кинематические схемы РМ, УД которых можно привести к линейному виду

```
(%o12) ((L^2*m03^2+L^2*m02*m03+
(Iy3+Iy2+Iy1)*m02)*qtt1)/m02
```

```
(%o13) (Iz3*m02*qtt3+(L^2*m03^2+L^2*m02*m03+
(Iz3+Iz2)*m02)*qtt2)/m02
```

```
(%o14) Iz3*qtt3+Iz3*qtt2
```

**Пример 7.** Массы двух последних тел РМ на рис. 1.б. распределены так, что их УД являются линейными.

```
a5:-m06*L/m05$ GC:[q1,q2,q3,q4,q5,q6]$
GV:[qt1,qt2,qt3,qt4,qt5,qt6]$
GA:[qtt1,qtt2,qtt3,qtt4,qtt5,qtt6]$
CM:[[a,0,0],[0,0,0],[0,-b,0],[0,d,0],[a5,0,0],[0,0,0]]$
Ro:[[0,0,0],[0,0,0],[0,0,0],[0,0,0],[0,0,0],[L,0,0]]$
q:[0,0,1],[1,0,0],[0,1,0],[0,1,0],[0,0,1],[0,0,1]]$
J:[diag_matrix(Ix1,Iy1,Iz1), diag_matrix(Ix2,Iy2,Iz2),
diag_matrix(Iz3,Iy3,Iz3), diag_matrix(Ix4,Iy4,Iz4),
diag_matrix(Iy5+m05*a5*a5+m06*L*L,Iy5,Iz5),
diag_matrix(Iy6,Iy6,Iz6)]$
```

```
FM:QFM(CJ,MB,GC,GV,GA,CM,Ro,q,J,g)$
trigsimprat(FM[1][1]);trigsimprat(FM[1][2]);
trigsimprat(FM[1][3]); trigsimprat(FM[1][4]);
trigsimprat(FM[1][5]); trigsimprat(FM[1][6]);
```

```
(%o15) (m06+m05+m04+m03+m02+m01)*qtt1
```

```
(%o16) (m06+m05+m04+m03+m02)*qtt2
```

```
(%o17) ((L^2*m06^2+L^2*m05*m06+(Iy6+Iy5+Iy4+
Iy3)*m05)*qtt3)/m05
```

```
(%o18) (m06+m05+m04)*qtt4+g*m06+g*m05+g*m04
```

```
(%o19) (Iz6*m05*qtt6+(L^2*m06^2+L^2*m05*m06+
(Iz6+Iz5)*m05)*qtt5)/m05,
```

```
(%o20) Iz6*qtt6+Iz6*qtt5
```

ЛИТЕРАТУРА

1. Elshabasy M.M.Y.B. Power optimization of planar redundant manipulator moving along constrained-end trajectory using hybrid techniques / M.M.Y.B. Elshabasy, K.T. Mohamed, A.A. Ata // Alexandria Engineering Journal. – 2017. – vol. 56, is. 4. – P. 439-447.
2. Dynamic characterization and simulation of two-link soft robot arm with pneumatic muscles / A. Hošovský, J. Pitel, K. Židek a, M. Tóthová, J. Sárosi, L. Cveticanin // Mechanism and Machine Theory. – 2016. – №103. – P. 98-116.
3. Korayem M.H. Dynamic modeling of nonholonomic wheeled mobile manipulators with elastic joints using recursive Gibbs–Appell formulation / M.H. Korayem, A.M. Shafei, H.R. Shafei // Scientia Iranica. – 2012. – vol. 19, is. 4. – P. 1092–1104.
4. Shala A. Propulsion Effect Analysis of 3Dof Robot under Gravity / A. Shala, R. Likaj, M. Bruqi, X. Bajrami // Procedia Engineering. – 2015. – vol. 100. – P. 206–212.
5. Sadati S.M.H. An Automatic Algorithm to Derive Linear Vector Form of Lagrangian Equation of Motion with Collision and Constraint / S.M.H. Sadati, S. E. Naghibi, M. Naraghi // Procedia Computer Science. – 2015. – vol. 76. – P. 217–222.
6. Siciliano B. Handbook of Robotics. / B. Siciliano, O. Khatib. – Berlin Heidelberg: Springer, 2016. – p. 2227.

7. Fontes J.V. On the dynamic performance of parallel kinematic manipulators with actuation and kinematic redundancies / J.V. Fontes, M.M. da Silva // Mechanism and Machine Theory 103 (2016) 148–166.

8. A.T.M. Amin, A.H.A. Rahim, C.Y. Low, Adaptive controller algorithm for 2-DOF humanoid robot arm, Procedia Technology. – 2014. – vol. 15. – P. 765–774.

9. F.L. Lewis, D.M. Dawson, C.T. Abdallah, Robot Manipulator Control: Theory and Practice, Marcel Dekker, Inc., New York, 2004, pp. 110–118.

10. Souza P.N de. The Maxima Book. / P.N. de Souza, R.J. Fateman, J. Moses, C.Yapp. – 2004.

11. Woollett E.L. Maxima by Example. / E.L. Woollett. – 2010.

12. Rand R. Introduction to Maxima. / R. Rand. – Dept. of Theoretical and Applied Mechanics, Cornell University, 2010.

13. He Z. Comments to the: “Closed-form dynamic equations of the general Stewart platform through the Newton-Euler approach” and “ A Newton-Euler formulation for the inverse dynamics of the Stewart platform manipulator” / Z. He, X. Song, D. Xue // Mechanism and Machine Theory. – 2016. – vol. 102. – P. 229–231.

14. Телегин А.И. Уравнения математических моделей механических систем: учеб. пособие. / А.И. Телегин. – Челябинск: ЮУрГУ, 1999. – 181 с.

15. Spong M.W. Robot Dynamics and Control. / M.W. Spong, S. Hutchinson, M. Vidyasagar. – Wiley, 2004.

16. Voynov I.V. Synthesis of robot manipulators with specified properties / I.V. Voynov, A.I. Telegin, D.N. Timofeev // 2017 International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM) – 2017. –P. 1–4.

# Maxima-Code for Derivation of Dynamic Reactions and Generalized Driving Forces in the Joints of Robotic Manipulators

Voinov I.V., Telegin A.I., Timofeev D.N.

South Ural State University

Miass, Russia

[goshanoob@mail.ru](mailto:goshanoob@mail.ru)

*Abstract.* The calculation formulas and code in the Maxima language for the automatic derivation of formulas for calculating dynamic reactions and generalized driving forces acting in the joints of robotic manipulators (RM) are proposed. Examples of automatic derivation of the known dynamics equations (DE) and formulas for calculating the generalized driving forces of RMs

with three and six degrees of freedom are considered. The DEs of RMs are linear with constant coefficients.

*Keywords:* robot manipulator, dynamics equations, dynamic reactions, generalized driving forces, Maxima-function.

# Робот-манипулятор МР-48 для атомной промышленности

Войнов И.В., Казанцев А.М., Носиков М.В.  
Филиал ФГАОУ ВО «ЮУрГУ (НИУ)» в г. Миассе  
Миасс, Российская Федерация

[voinoviv@susu.ru](mailto:voinoviv@susu.ru), [kazantcevam@susu.ru](mailto:kazantcevam@susu.ru), [nosikovmv@susu.ru](mailto:nosikovmv@susu.ru)

**Аннотация.** В статье описан состав и функциональные характеристики робота-манипулятора МР-48, разработанного для замены устаревших электро-механических копирующих манипуляторов типа МЭМ-10. Представлены основные требования технического задания к конструкции, условиям эксплуатации манипулятора. Приведены структурная схема и режимы работы манипулятора, математический аппарат для решения обратной кинематической задачи, алгоритмы системы управления, человеко-машинный интерфейс программного обеспечения управления манипулятором.

**Ключевые слова:** робот-манипулятор, атомная промышленность, кинематическая задача, представление Денавита-Хатенберга, система управления.

## ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время на целом ряде предприятий атомной промышленности РФ при проведении лабораторных исследований и в производственном цикле широко используются электромеханические манипуляторы типа МЭМ-10 [1]. В процессе работы манипулятор, как правило, крепится к верхней крышке герметичной камеры и по команде оператора, который располагается снаружи камеры, перемещает инструменты, приспособления и технологическую тару с радиоактивными или другими опасными материалами. Управляющее воздействие на приводы внутрикамерного манипулятора задается оператором путем механического (с помощью рук) перемещения кинематически подобного управляющего органа – манипулятора, размещенного на рабочем месте оператора. Герметичная камера, внутри которой исполнительным органом (ИО) манипулятора производятся заданные технологические операции, выполняет роль экрана, защищающего персонал от воздействия радиационного излучения, а прозрачная стенка камеры обеспечивает возможность визуального контроля оператора за технологическим процессом.

Необходимость использования манипуляторов в таких жестких условиях эксплуатации, кроме обычных для промышленных роботов требований по грузоподъемности, точности позиционирования и рабочей зоне обслуживания, содержит и ряд специфических требований, главным из которых является обеспечение работоспособности ИО манипулятора при высоких уровнях радиационных излучений и наличии химически активной среды внутри герметичной камеры. С целью выполнения данных требований, в конструкции исполнительного органа необходимо предусмотреть следующее:

- электронные устройства системы управления ИО манипулятора должны быть выполнены либо на радиационноустойчивой элементной базе (что значительно увеличивает стоимость манипулятора), либо защищены свинцовым

экраном (что приведет к увеличению массогабаритных параметров ИО и, как следствие, к необходимости повышения мощности применяемых электродвигателей), либо вынесены за пределы герметичной камеры. Реализованная в МЭМ-10 система типа «сельсин-датчик – сельсин-приемник» монтируется вне герметичной камеры;

- конструкция ИО должна исключать (либо минимизировать) попадание элементов химически активной среды в виде жидкости или твердых частиц внутрь подвижных сочленений ИО. Конструкция МЭМ-10 не обеспечивает герметичность его сочленений, в результате чего в процессе эксплуатации под воздействием указанной активной среды происходит частичное разрушение трущихся поверхностей кинематических пар, что приводит к появлению люфтов, зазоров и, как следствие, снижению точности позиционирования схвата ИО.

Манипуляторы МЭМ-10 эксплуатируются на предприятиях отрасли с 70-х годов прошлого века, неоднократно исчерпали свой ресурс, морально и физически устарели, а завод-изготовитель прекратил выпуск как самих манипуляторов, так и запасных частей к ним. Комплекс перечисленных проблем обуславливает необходимость скорейшего создания современных роботов-манипуляторов для проведения работ внутри герметичных камер с радиоактивными и другими агрессивными средами.

Лабораторией робототехники филиала Южно-Уральского государственного университета в г. Миассе в 2015 году по заказу одного из ведущих предприятий атомной промышленности проведена опытно-конструкторская работа, в результате которой был спроектирован и изготовлен опытный образец внутрикамерного робота-манипулятора. В соответствии с требованиями технического задания (ТЗ) на проектирование, в состав изделия должен входить 6-ступенной исполнительный орган (ИО), оснащенный схватом с плавным регулированием усилия его губок, и пульт управления (ПУ) оператора со встроенной системой управления (СУ). ИО должен обеспечивать сферическую зону обслуживания заданного радиуса и требуемую грузоподъемность. В техническом задании определена конструкция стыковочного устройства кисти для стандартных схватов от манипулятора типа МЭМ-10, сформулированы требования к скрытому электромонтажу и размещению силовых приводов внутри герметичных корпусных деталей ИО, заданы геометрические параметры подвижных звеньев, максимальные углы поворота и угловые скорости в шарнирных соединениях ИО. Требования по условиям эксплуатации включают в себя как климатические факторы (температура окружающей среды, относительная влажность воздуха, рабочее

атмосферное давление), так и воздействующие радиационные факторы (гамма-излучение, нейтронное излучение, бета-излучение).

Манипулятор робототехнического комплекса МР-48 конструктивно представляет собой шестизвенный манипулятор с вращательными степенями свободы в каждом сочленении. Кинематическая схема манипулятора, а также системы координат, связанные с каждым из звеньев, заданные в соответствии с правилами Денавита-Хартенберга [1], представлены на рис. 1, 2.

В конструкцию ИО заложены технические решения, описанные в [2]. Силовые приводы манипулятора включают в себя электродвигатели фирмы «Махон» [3] и планетарно-циклоидные передачи [4]. Все электронные элементы системы управления вынесены из ИО за пределы рабочей зоны камеры и размещены в пульте управления оператора.

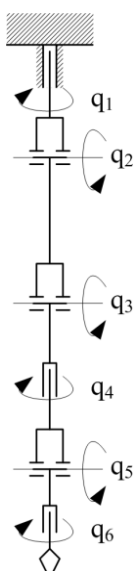


Рис. 1. Кинематическая схема манипулятора МР-48

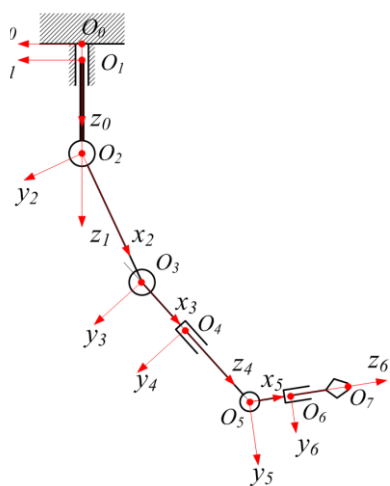


Рис. 2. Оси систем координат, связанные со звеньями

Структурная схема робототехнического комплекса МР-48 представлена на рис. 3.

На лицевую панель пульта управления должна выводиться визуальная информация, необходимая оператору для работы, и размещаться органы управления ИО – джойстики и элементы управления на сенсорном экране. Встроенная в ПУ система управления должна обеспечивать возможность реализации следующих режимов управления:

- отдельно по каждой степени подвижности ИО («Ручной» режим);
- по вектору скорости полюса схвата (режим «Схват»);
- автоматическое воспроизведение запрограммированных траекторий движения с регулируемой скоростью перемещения и заданной точностью позиционирования в контрольных точках (режим «Траектория»);
- сервисный режим для настройки и калибровки манипулятора.



Рис. 3. Структурная схема робототехнического комплекса МР-48

Перечисленные режимы управления (за исключением сервисного режима) должны обеспечивать транспортировку исполнительным органом специальной тары с радиоактивным материалом из определенной точки внутри герметичной камеры, в которую посредством межкамерной транспортной системы загружается данная тара, на технологическое оборудование, расположенное так же внутри камеры. После завершения заданных технологических операций ИО перемещает тару на другое оборудование либо осуществляет возврат к межкамерной транспортной системе. При этом режим «Траектория» позволяет выполнять эти операции автоматически, что значительно упрощает работу персонала и снижает риск ошибок при наличии повторяющихся операций. Координаты и последовательность точек траектории движения могут быть заранее внесены в программу, либо система управления запоминает и отслеживает первоначально заданную аппаратом траекторию.

Реализация вышеуказанных режимов управления осуществляется аппаратно-программной системой управления. Ядром системы управления (СУ) является ЭВМ пульта оператора, сопряженная с органами управления, датчиками и исполнительными устройствами посредством модулей ввода-вывода, также являющимися аппаратно-программными компонентами системы управления. Входными и промежуточными сигналами системы управления манипулятора являются:

1. Воздействия оператора на органы управления  $M_i$ ;
2. Мгновенные углы поворота (ориентации) звеньев  $q_i$ ;
3. Мгновенные угловые скорости поворота звеньев  $\omega_i$ ;
4. Требуемые значения углов и угловых скоростей  $q_i^{уст}$ ,  $\omega_i^{уст}$ , формируемые в контурах системы управления.

Выходными сигналами системы управления являются токи  $I_i$  ( $i=1...6$ , т.е. для каждого исполнительного электродвигателя в составе звена), формируемые в каждый мо-

мент времени таким образом, чтобы манипулятор осуществлял требуемый характер движения.

В целом система управления является дискретной, с периодом формирования управляющих воздействий 20 мс. В силу специфики объекта управления (манипулятора) и режимов его работы, СУ реализована в виде нескольких вложенных контуров управления, реализованных на аппаратном, аппаратно-программном либо программном уровнях.

Функциональная схема системы управления представлена на рис. 4.



Рис. 4. Функциональная схема системы управления с контуром формирования траектории

РЕЖИМЫ УПРАВЛЕНИЯ ИО:

«РУЧНОЙ» РЕЖИМ И РЕЖИМ «СХВАТ»

Оператор управляет исполнительным органом при помощи двух джойстиков, расположенных на пульте управления:

1. Трехстепенной левый джойстик (рис. 5);
2. Четырехстепенной правый джойстик (рис. 6).

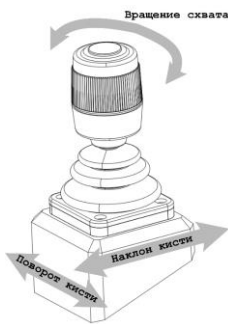


Рис. 5. Трехстепенной джойстик ПУ



Рис. 6. Четырехстепенной джойстик ПУ

В режиме «Ручного» управления (режим выбирается кнопкой на правом джойстике) сигналы от каждого из джойстиков интерпретируются системой управления как уставки по скорости по соответствующим осям поворота звеньев. Уставки напрямую подаются в вычислительное устройство, где на частоте 400 Гц обрабатываются системой управления на основе ПИД-регулятора, а затем поступают на силовые электроприводы. Данный режим предназначен для быстрого изменения общей конфигурации ИО и для вывода его из вырожденных конфигураций, которые могут возникнуть в режиме «Схват».

В режиме «Схват» (управление пространственным и угловым положением схвата ИО) сигналы от джойстиков интерпретируются как уставки по линейной и угловой скорости полюса схвата. Система управления (на рис. 3 – вычислительное устройство) в этом случае формирует команды на электроприводы (рис. 3 – исполнительные

устройства) с учетом текущих значений углов поворота осей ИО и угловых скоростей движения каждой оси. Уставки по линейной и угловой скорости могут задаваться как в базовой неподвижной системе координат, связанной с основанием манипулятора, так и в подвижной системе координат, связанной непосредственно со схватом. В зависимости от выполняемых действий оператор выбирает наиболее удобную ему в данный момент систему. Данный режим предназначен для выполнения точных операций с объектами манипулирования. Алгоритм работы системы управления реализован таким образом, что в каждый момент времени обрабатывается только одна, максимальная по абсолютному значению, уставка по линейной и угловой скорости. Это облегчает работу оператора и позволяет сделать управление нечувствительным к точности отработки скорости по осям ИО, т.е. отпадает необходимость в калибровке системы.

Для работы в режиме «Схват» управляющая программа решает обратную задачу кинематики. Конфигурация исполнительного органа описывается представлением Денавита-Хатенберга [5].

Управляющая программа вычислительного устройства на частоте 50 Гц получает от бортовой системы управления коды углов поворота и скорости поворота по осям ИО и формирует уставки скорости вращения приводов. На первом шаге такта управления решается прямая задача кинематики и формируется матрица однородных преобразований  $T$ , описывающая переход в однородных координатах от базовой системы координат к системе координат схвата.

$$T(\theta) = \prod_{i=1}^6 A_{i-1}^i(\theta_i) = \begin{bmatrix} R_{3 \times 3} & p_{3 \times 1} \\ 0 & 1 \end{bmatrix}; \quad (1)$$

$$A_{i-1}^i(\theta_i) = \begin{bmatrix} \cos\theta_i & -\cos\alpha_i \cdot \sin\theta_i & \sin\alpha_i \cdot \sin\theta_i & a_i \cdot \cos\theta_i \\ \sin\theta_i & \cos\alpha_i \cdot \cos\theta_i & -\sin\alpha_i \cdot \cos\theta_i & a_i \cdot \sin\theta_i \\ 0 & \sin\alpha_i & \cos\alpha_i & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (2)$$

где

$\theta_i$  – углы поворота по осям манипулятора,  $i = 1 \dots 6$ ,

$\alpha_i, a_i, d_i$  – параметры представления Денавита-Хатенберга,  $i = 1 \dots 6$ ,

$R_{3 \times 3}$  – матрица ориентации схвата в базовой системе координат,

$p_{3 \times 1}$  – вектор положения схвата в базовой системе координат.

Матрица  $R$  может быть выражена как матрица поворота, представляющего собой результат последовательного выполнения поворотов сначала на угол  $\alpha$  вокруг оси  $OX$ , затем на угол  $\chi$  вокруг оси  $OZ$ , затем на угол  $\varphi$  вокруг оси  $OY$  базовой системы координат:

$$R_{3 \times 3} = R_{y,\varphi} \cdot R_{z,\chi} \cdot R_{x,\alpha} = \begin{bmatrix} \cos\varphi & 0 & \sin\varphi \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin\varphi & 0 & \cos\varphi \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos\chi & -\sin\chi & 0 \\ \sin\chi & \cos\chi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\alpha & -\sin\alpha \\ 0 & \sin\alpha & \cos\alpha \end{bmatrix}. \quad (3)$$



Зная численное значение матрицы  $R$ , рассчитанное по углам  $\theta_i$ ,  $i = 1-6$ , можно, разрешив данное уравнение, получить значение углов  $\varphi$ ,  $\chi$ ,  $\alpha$ .

Вычисление уставок  $\omega(k)$  по скорости для бортовой системы управления на такте  $k$ , описывается следующим алгоритмом:

$$\Delta T(k) = T(\theta(k)) \cdot T_*^{-1}(k); \quad (4)$$

$$T_*(k) = D(k) \cdot T_*(k-1),$$

$$k = 1 \dots \infty, T_*(0) = T(\theta(0)); \quad (5)$$

$$D(k) = \begin{bmatrix} R_{y,\varphi(k)} \cdot R_{z,\chi(k)} \cdot R_{x,\alpha(k)} & \begin{bmatrix} p_x(k) \\ p_y(k) \\ p_z(k) \end{bmatrix} \\ [0 \ 0 \ 0] & 1 \end{bmatrix}; \quad (6)$$

$$v(k) = v(k-1) + c_v \cdot s_v \cdot d_v(k),$$

$$v = \{\varphi, \chi, \alpha\}; \quad (7)$$

$$p_v(k) = p_v(k-1) + c_v \cdot s_v \cdot d_v(k),$$

$$v = \{x, y, z\},$$

$$v_0 = v; \quad (8)$$

$$s_v = \begin{cases} 1, & \text{если } v = \underset{v}{\operatorname{argmax}}(|d_v(k)|) \\ 0, & \text{если } v \neq \underset{v}{\operatorname{argmax}}(|d_v(k)|) \end{cases}; \quad (9)$$

$$T_*(k) = \begin{cases} T(\theta(k)), & \text{если } v_0 \neq v; \\ T_*(k), & \text{если } v_0 = v; \end{cases} \quad (10)$$

$$\Delta \bar{T}(k) = \Delta T_{3 \times 4}(k) - \text{матрица, разверн. в столбец } 12 \times 1;$$

$$\bar{T}(k) = T_{3 \times 4}(k) - \text{матрица, разверн. в столбец } 12 \times 1;$$

$$J(k) = \left[ \frac{\partial \bar{T}(k)}{\partial \theta} \right] - \text{якобиан } 12 \times 6.$$

Тогда

$$m(k) = [K \cdot (J(k) \cdot J(k)^T)^{-1} \cdot J(k)^T \cdot \Delta \bar{T}(k)], \quad (11)$$

$$\omega(k) = \begin{cases} m(k), & \text{если } \max_i |m_i(k)| \leq 127 \\ \frac{m(k)}{|m(k)|} \cdot 127, & \text{если } \max_i |m_i(k)| > 127, \end{cases}$$

где  $c_v$  – масштабные коэффициенты,  
 $d_v(k)$  – коды джойстиков на такте  $k$ ,  
 $[x]$  – округление до целой части;  
 $K$  – диагональная матрица коэфф. усиления  $6 \times 6$ .

При переключении на режим прямого управления в системе координат схвата (режим «Схват») угловые и линейные сигналы джойстиков предварительно через матрицу  $R^{-1}(k)$  преобразуются в базовую систему координат и далее вычисления проводятся как описано выше.

РЕЖИМ ДВИЖЕНИЯ ИО ПО ЗАДАННОЙ ТРАЕКТОРИИ (РЕЖИМ «ТРАЕКТОРИЯ»)

Движение по заданной траектории состоит из следующей последовательности шагов:

1. Формируется набор опорных точек в присоединенных координатах (углах поворота осей исполнительного

органа). Для данной операции можно использовать любой из реализованных в системе режимов управления. На количество опорных точек и расстояние между ними ограничений не накладывается. Для каждой точки оператор задает относительную скорость ее прохождения от 0 до 1, где 1 – соответствует максимально возможной скорости. При непосредственной обработке траектории оператор имеет возможность ограничить максимальную скорость для всей траектории;

2. Выполняется аппроксимация опорных точек кубическим сплайном, что обеспечивает построение гладкой кривой, точно проходящей через опорные точки с заданным значением первой производной. Конкретное значение первой производной определяется по условным ограничениям, наложенным при планировании траектории и заданным в ТЗ максимальным скоростям движения по осям. По полученному сплайну, путем его интерполяции с шагом  $\Delta$  в пространстве присоединенных координат, формируются два массива. Первый массив  $\theta^*$  содержит точки траектории, а второй  $\omega^*$  – значение скорости в этих точках;

3. Выполняется обработка траектории, описываемая следующим алгоритмом:

$k = 0$  – начальное значение счетчика точек опорной траектории,

$\omega = [0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]^T$  – начальное значение уставки,

$\mu = [0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]^T$ ;

если  $k > N$ , где  $N$  – общее количество опорных точек, то закончить обработку траектории;

$k = \begin{cases} k + 1, & \text{если } |\theta - \theta^*(k)| < \Delta \\ k, & \text{если } |\theta - \theta^*(k)| \geq \Delta, \end{cases}$

$m = [K_1 \cdot (\alpha \cdot (\omega^*(k) + K_2 \cdot (\theta^*(k) - \theta)) + (1 - \alpha) \cdot \mu]$ ,

$\mu = \omega$ ,

$\alpha = 0.2-0.3$ ,

$\omega = \begin{cases} m, & \text{если } \max_i |m_i| \leq 127 \\ \frac{m}{|m|} \cdot 127, & \text{если } \max_i |m_i| > 127, \end{cases}$

где  $\theta$  – вектор текущих углов поворота ИО,  
 $\Delta$  – допуск на приведение в точку траектории.

Перейти к шагу 2.

РЕЖИМ ИМИТАЦИИ (СЕРВИСНЫЙ РЕЖИМ)

В управляющей программе пульта реализован режим имитации, который позволяет оператору освоить управление исполнительным органом на его имитационной модели. В режиме имитации управление на ИО не подается, но результат действий оператора можно наблюдать по 3D-модели на экране пульта управления. Модель имитатора достаточно точно соответствует реальному ИО. Режим имитации можно также использовать при штатной работе для прогнозирования предстоящих операций.

ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ РОБОТОТЕХНИЧЕСКОГО КОМПЛЕКСА МР-48

Расчет и проектирование опытного образца МР-48 выполняются по техническому заданию с учетом следующих исходных данных по условиям эксплуатации (табл. 1, 2):

Таблица 1

Климатические условия эксплуатации МР-48

№	Климатический фактор	Климатические условия
1	Температура окружающей среды, °С: рабочая хранения	-15 – +35 -25 – +55
2	Относительная влажность воздуха, %: среднее значение	80% при 20°С
3	Рабочее атмосферное давление, кПа (мм рт.ст.):	86,6 (650) – 106,7 (800)

Таблица 2

Радиационные факторы при эксплуатации МР-48

№	Воздействующие факторы	Характеристики воздействующих факторов	Значения
1	Гамма-излучение	Максимальная мощность экспозиционной дозы с энергией от 0,1 до 3 Мэв, Гр/ч, экспозиционная доза, Гр	10 1000
2	Нейтронное излучение	Флюенс нейтронов при плотности потока $10^2$ н/см <sup>2</sup> со средней энергией 0,1 Мэв, н/см <sup>2</sup>	$10^8$
3	Бета-излучение	Плотность потока бета-частиц, 1/мин см <sup>2</sup> Флюенс бета-частиц, 1/см <sup>2</sup>	1-10000 10-10000

ИО манипулятора имеет следующие характеристики:

- число степеней подвижности – 6;
- общая длина подвижных звеньев – 900 мм;
- погрешность позиционирования в контрольных точках (режим «Траектория»), не более  $\pm 2$  мм;
- грузоподъемность максимальная при вылете руки 900 мм – 10 кг;
- сила сжатия губок схвата – не менее 100 Н;
- максимальные угловые скорости относительного вращения звеньев по осям, угл. град./с, не менее:

ротация плеча	$\pm 40$	ротация предплечья	$\pm 90$
качание плеча	$\pm 40$	качание кисти	$\pm 90$
качание предплечья	$\pm 90$	ротация схвата	$\pm 90$

- максимальные углы поворота звеньев, угл. градусы от исходного положения, не менее:

ротация плеча	$\pm 190$	ротация предплечья	$\pm 190$
качание плеча	$\pm 110$	качание кисти	$\pm 110$
качание предплечья	$\pm 110$	ротация схвата	$n * 360$

Система управления и пульт управления исполнительным органом выполнены в виде моноблока, устанавливаемого непосредственно на рабочем месте оператора перед герметичной камерой. Все внешние элементы ИО манипулятора выполнены из нержавеющей стали. Степень герметичности конструкции манипулятора соответствует IP65 [6].

Масса пульта управления – 30 кг, масса исполнительного органа – не более 65 кг. Источник питания манипулятора – однофазная сеть 180–260 В, 50 Гц. Мощность потребления робота-манипулятора – не более 1 кВт.

Внешний вид исполнительного органа и пульта управления приведены на рис. 7 (а,б).

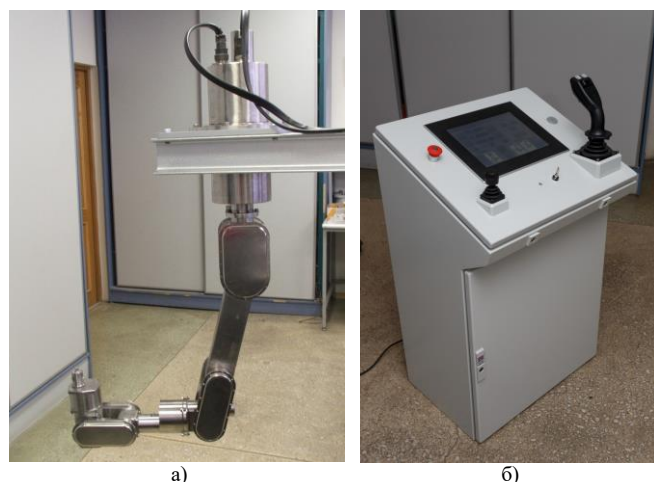


Рис. 7. Общий вид манипулятора МР-48 и его пульта управления

В настоящее время опытный образец робота-манипулятора проходит этап опытной эксплуатации и отработки технологии выполнения операций у заказчика в одной из рабочих камер производства.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Робот-манипулятор МР-48 имеет следующие преимущества перед используемым в настоящее время манипулятором МЭМ-10:

1. Более широкие функциональные возможности, позволяющие реализовать три режима управления, включая автоматический режим «Траектория»;
2. Потребляемая мощность МР-48 составляет 1 кВт, что значительно ниже мощности, потребляемой МЭМ-10 (6 кВт);
3. Герметичность конструкции исполнительного органа МР-48 предотвращает попадание химически активной среды внутрь ИО, чем обеспечивается повышенная износостойкость кинематических пар и повышается точность позиционирования. Кроме того, повышенная ремонтпригодность МР-48 обусловлена модульным принципом конструкции ИО, в частности, применением планетарно-циклоидных передач, каждая из которых выполнена в отдельном корпусе, в отличие от длинных валов с коническими зубчатыми парами в конструкции МЭМ-10.

Конструкция и элементы системы управления защищены патентом РФ № 172431 [7].

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Юревич Е.И. Основы робототехники / Е.И. Юревич. – СПб: БХВ-Петербург, 2010. – 368 с., ил.
2. И.В. Войнов, И.Ф. Круглов, Б.А. Морозов, Д.Ю. Смекалин. Мобильный робототехнический комплекс «Богомол 3М» // Патент России №56996.
3. <https://www.maxonmotor.com> (дата обращения 01.09.2016). Электронный каталог производителя электроприводов MAXON (Швейцария) – URL: <https://www.maxonmotor.com/maxon/view/catalog/>.

4. Материалы международного семинара «Планетоходы, космическая робототехника и наземные роверы для экстремальных условий», Санкт-Петербург, 2006 г.
5. Зенкевич С.Л. Управление роботами / С.Л. Зенкевич, А.С. Ющенко. – М: Издательство МГТУ им. Баумана, 2000. – 400 с.
6. ГОСТ 14254-96 «Степени защиты, обеспечиваемые оболочками (код IP)».
7. И.В. Войнов, И.Ф. Круглов, Б.А. Морозов, А.М. Казанцев, М.В. Носиков. Манипулятор МР-48 для атомной промышленности // Патент России №172431. 2016.
8. Юревич Е.И. Динамика управления роботами / Е.И. Юревич, В.В. Козлов, В.П. Макарычев – М: Наука, 1984. – 336 с.
9. Юревич Е.И. Интеллектуальные роботы / Е.И. Юревич, И.А. Каляев, В.М. Лохин – М: Машиностроение, 2007. – 360 с.
10. P. Corke. Robotics, Vision and Control: Fundamental algorithms in MATLAB, – Springer, 2011, 570p.
11. Dan B. Marghitu. Mechanisms and Robots Analysis with MATLAB. – Springer, 2009, 479p.
12. Robert H Sturges. Practical field robotics : a systems approach. – Wiley, 2015, 479p.
13. Field and Service Robotics. Results of the 8th International Conference. – Springer Heidelberg New York Dordrecht London, 2014, XIII, 658 p., 426 illus.
14. Nilanjan Sarkar. Human-Robot Interaction. – I-Tech Education and Publishing, Vienna, Austria, 2007.
15. Field and Service Robotics. Results of the 10th International Conference. – Springer Heidelberg New York Dordrecht London, 2016, 646 p.
16. B. Corves. New advances in Mechanisms, Mechanical Transmissions and Robotics. Proceedings of The Joint International Conference of the XII International Conference on Mechanisms and Mechanical Transmissions (MTM) and the XXIII International Conference on Robotics (Robotics '16). Springer International Publishing. 472.pp.
17. <http://multicore.ru> (дата обращения 01.12.2016). Научно-производственный центр «Электронные вычислительно-информационные системы» – URL: <http://multicore.ru> (дата обращения 01.12.2016).
18. <http://multicore.ru/index.php?id=1343>(дата обращения 01.12.2016). Радиационно-стойкий процессор 1892BM12AT. – URL: <http://multicore.ru/index.php?id=1343> (дата обращения 01.12.2016).
19. <http://www.atmel.com> (дата обращения 01.12.2016). Радиационно-стойкие специализированные ИС. – URL: <http://www.atmel.com/ru/ru/products/rad-hard/rad-hard-asics/default.aspx>.
20. Bruno Siciliano. Handbook of Robotics. – Springer, 2016, 2155 pp.
21. A.B. Schwartz, X.T. Cui, D.J. Weber, D.W. Man:Brain-controlled interfaces: Movement restoration with neural prosthetics, Neuron 52(1), 205–220 (2006).
22. M. Ito, K. Noda, Y. Hoshino, J. Tani: Dynamic and interactive generation of object handling behaviors by a small humanoid robot using a dynamic neural network model, Neural Netw. 19(3), 323–337 (2006).
23. F Nagata, K. Watanabe. Controller design for industrial robots and machine tools. – Woodhead Publishing Limited, 2013, 357 pp.

## Robot-Manipulator MR-48 for Nuclear Industry

I.V. Voinov, A.M. Kazantsev, M.V. Nosikov

Miass branch of South Ural State University (National Research University)  
Miass, Russian Federation

[voinoviv@susu.ru](mailto:voinoviv@susu.ru), [kazantcevam@susu.ru](mailto:kazantcevam@susu.ru), [nosikovmv@susu.ru](mailto:nosikovmv@susu.ru)

**Abstract.** This article covers the architecture and functional specifications of a 6-motion axis manipulator MR-48 designed for the replacement of an outdated human-driven copying-type manipulator MEM-10. The main technical requirements for the mechanical design and operating conditions are presented. The article describes the structure of the manipulator and its control system, operating modes, math algorithms of inverse kinematic

problem, control system algorithms, human-machine interface of manipulator software.

**Keywords:** robot, manipulator, nuclear industry, inverse kinematic calculation, Denavit-Hartenberg parameters, control system.

# Автоматическая система двухступенчатого вакуумного захвата

Рачков М.Ю., Бебенин В.Г.

Московский политехнический университет

Москва, Россия

[michyur@gmail.com](mailto:michyur@gmail.com)

**Аннотация.** Разработана и исследована автоматическая система вакуумного захвата, позволяющая промышленному роботу захватывать и манипулировать изделиями с изогнутой и шероховатой поверхностью. Система имеет двухступенчатый захват, состоящий из уплотнительных и силовых элементов, и строится на базе стандартных компонентов. Получены экспериментальные рабочие характеристики системы по усилию захвата. Исследованы динамические свойства системы для различных поверхностей изделий. Найдены зависимости коэффициента трения для различных материалов рабочей поверхности захвата и окружающей среды, позволяющие рассчитать диаметры захватов. Определены величины утечек в захвате от характерного размера неровностей профиля изделий. Благодаря малому весу и компактному исполнению, система захвата способна эффективно использоваться в комбинации с промышленными роботами для работы с широким диапазоном изделий машиностроения.

**Ключевые слова:** автоматика, манипулятор, вакуумный захват, шероховатость, неровность, коэффициент трения.

## ВВЕДЕНИЕ

Вакуумные системы захвата используются для автоматизации операций на роботизированных производствах. Система захвата присоединяется к манипулятору и, таким образом, становится связующим звеном между роботом и перемещаемым изделием.

В зависимости от вида захватываемого изделия могут использоваться различные генераторы вакуума, такие как встроенный эжектор или вакуумный насос [1-3]. Однако, захват изделий с изогнутой или шероховатой поверхностью не может осуществляться с помощью стандартных захватных устройств из-за утечек вакуума через неплотности при захвате. В таких случаях прибегают к увеличению площади захвата или к специальным материалам уплотнителей [4-12], что не всегда позволяет решить проблему надежного захвата при больших массах изделий и приводит к существенному увеличению габаритов системы захвата.

Для решения указанной задачи разработана и исследована автоматическая система двухступенчатого вакуумного захвата на базе стандартных компонентов.

## СХЕМА ВАКУУМНОЙ СИСТЕМЫ

Стандартные силовые захваты имеют фиксирующие усилия, превышающие 1000 Н, однако они нуждаются в начальном усилии прижатия порядка 150 Н для того, чтобы уплотнить неровности поверхности захватываемого изделия. С другой стороны, маломощные эластичные захваты могут уплотнять неровности без существенного начального усилия прижатия. Однако они не в состоянии

развивать значительное захватывающее усилие из-за недостаточной прочности своих рабочих поверхностей [13-17]. Комбинация указанных двух видов захватов делает возможным достижение больших захватывающих усилий на поверхностях с существенными неровностями.

Схема вакуумной системы представлена на рис. 1. Конечное звено манипулятора оснащено упругим кронштейном с силовыми захватными устройствами и уплотняющими захватными устройствами. Такое соединение дает возможность всей рабочей поверхности захватных устройств войти в контакт с поверхностью изделия, в частности, имеющей кривизну. Допустимая кривизна поверхности регулируется с помощью настроечного узла, установленного на конечном звене манипулятора. Датчик уровня вакуума установлен на силовом захвате. Он дает сигнал в систему управления для автоматического включения приводов манипулятора на перемещение изделия при достижении требуемого уровня вакуума в силовом захвате.

Вакуумные линии для силовых и уплотняющих захватов независимы друг от друга. Благодаря разделению источников вакуума для силовых и уплотняющих захватов достигается двойная страховка по питанию.

При необходимости уменьшения габаритов системы захвата используется концентрическое захватное устройство, реализующее двухступенчатый захват. Принцип действия такого захватного устройства показан на рис. 2.

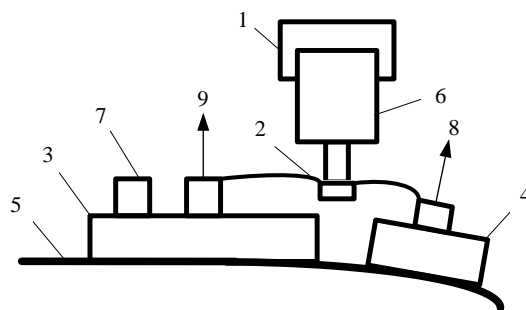


Рис. 1. Схема вакуумной системы  
1 – конечное звено манипулятора, 2 – упругий кронштейн, 3 – силовое захватное устройство, 4 – уплотняющее захватное устройство, 5 – поверхность изделия, 6 – настроечный узел, 7 – датчик уровня вакуума, 8, 9 – вакуумные линии

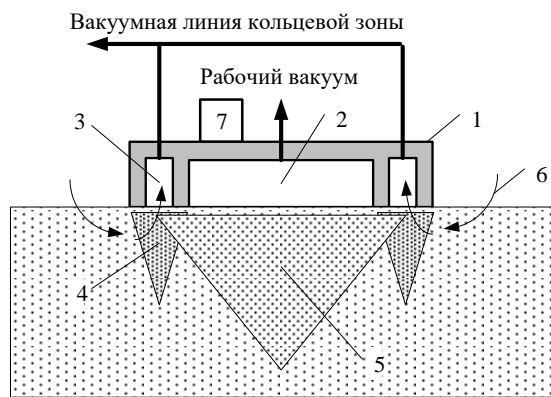


Рис. 2. Концентрическое захватное устройство

- 1 – корпус, 2 – зона силового захвата, 3 – зона уплотнения, 4 – кольцевой вакуумный конус, 5 – рабочий вакуумный конус, 6 – поток воздуха, 7 – датчик вакуума

Концентрическое захватное устройство содержит корпус с двумя концентрическими вакуумными рабочими зонами. Центральная зона предназначена для образования силового захвата. Периферийная зона выполняет уплотняющую функцию в случае захвата пористых или шероховатых поверхностей, а также поверхностей с трещинами. Она формирует кольцевой вакуумный конус вокруг рабочего центрального вакуумного конуса. Поток воздуха проходит через пористую поверхность из атмосферы главным образом в ближнюю кольцевую зону. Благодаря этому, вакуум под захватным устройством имеет ступенчатую конфигурацию, что обеспечивает более низкую разницу давления между двумя вакуумными зонами и, как результат, позволяет сохранять высокий уровень вакуума в главной рабочей зоне. Датчик вакуума позволяет начать перемещение захваченной детали по своему сигналу в автоматическом режиме при достижении заданной степени вакуума в зоне силового захвата.

#### ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ И РАСЧЕТ СИСТЕМЫ

Принцип работы двухступенчатой системы захвата проиллюстрирован экспериментальной характеристикой для стандартных захватов [3] на рис. 3.

Число и размеры захватов могут варьироваться в зависимости от свойств поверхности захвата и условий окружающей среды, от которых зависит усилие захвата. Диаметр одного захвата рассчитывается по формуле

$$d = \sqrt{\frac{4F_n}{n\pi\Delta p}},$$

где  $n$  – количество захватов,  $\Delta p$  – разница между атмосферным давлением и давлением в захвате,  $F_N$  – нормальная удерживающая сила, при этом

$$F_N \geq \frac{F_T}{\mu} + F_d,$$

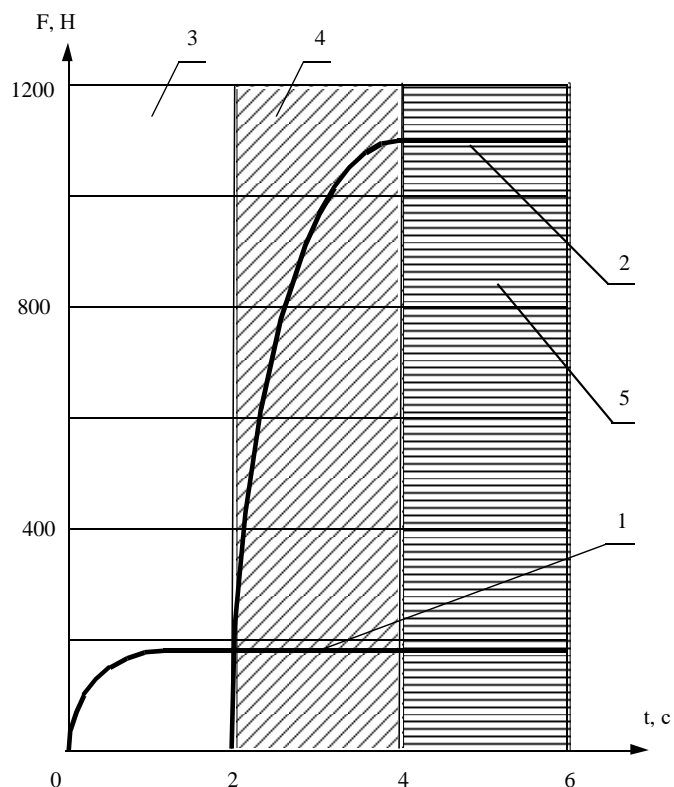


Рис. 3. Двухступенчатая система захвата

- 1 – динамическая характеристика уплотняющего захвата (диаметр 50 мм), 2 – динамическая характеристика силового захвата (диаметр 125 мм), 3 – ступень уплотнения, 4 – ступень силового захвата, 5 – рабочая зона захвата

где  $F_T$  – тангенциальная удерживающая сила,  $\mu$  – коэффициент трения между рабочей поверхностью захвата и поверхностью изделия,  $F_d$  – динамическая нагрузка при перемещении.

Важным параметром при расчете автоматической системы является время эвакуации воздуха из рабочего объема захвата. Для оценки этого времени можно использовать эмпирическую формулу

$$t = k \frac{V}{s} \ln \frac{p_1}{p_2},$$

где  $V$  – рабочий объем захвата,  $s$  – производительность вакуумного генератора,  $\frac{p_1}{p_2}$  – отношение атмосферного

давления к требуемому значению вакуума,  $k$  – поправочный коэффициент [1], зависящий от требуемого значения вакуума  $p_2$ .

При расчетах следует иметь в виду, что теоретическая зависимость удерживающей силы от прижимающего давления отличается от реальной величины этой силы для различных материалов рабочей поверхности захвата. Усредненные результаты проведенных исследований по этой проблеме приведены на рис. 4.

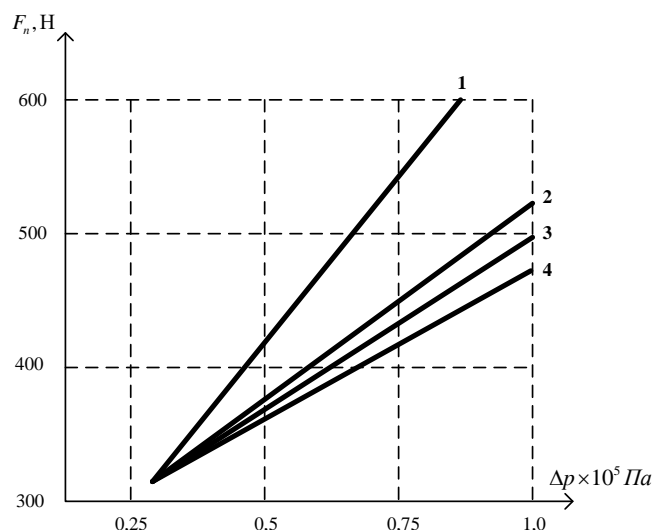


Рис. 4. Теоретическая и экспериментальные зависимости нормальной удерживающей силы для различных материалов рабочей поверхности захвата  
1 – теоретическая зависимость, 2 – вулколлан, 3 – пербунан, 4 – силопрен

Из приведенных результатов следует, что реальная величина удерживающей силы меньше теоретической зависимости для всех испытанных материалов рабочей поверхности захвата. При этом наиболее близкая к расчетной характеристике является характеристика рабочей поверхности захвата из вулколлана, а наиболее отличающаяся от расчетной – характеристика рабочей поверхности захвата из силопрена.

Результаты исследований динамических свойств системы для различных поверхностей изделий приведены на рис. 5.

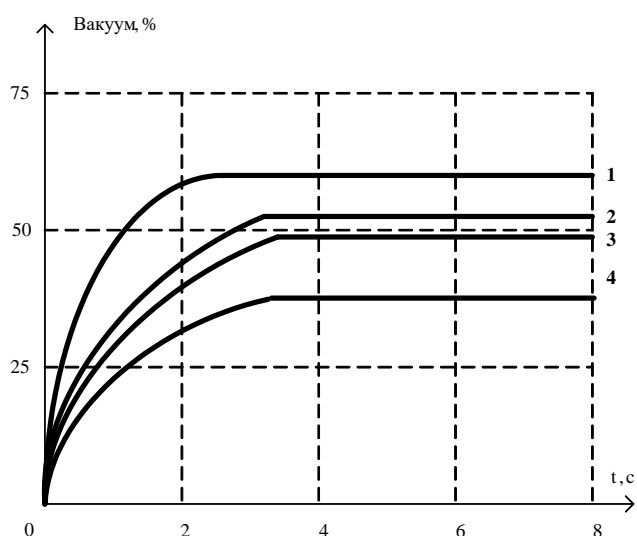


Рис. 5. Динамические свойства системы для различных поверхностей изделий  
1 – металлическая поверхность с ржавчиной, 2 – оштукатуренная поверхность, 3 – плитка со швом (ширина 4 мм, глубина 4 мм), 4 – пористый кирпич

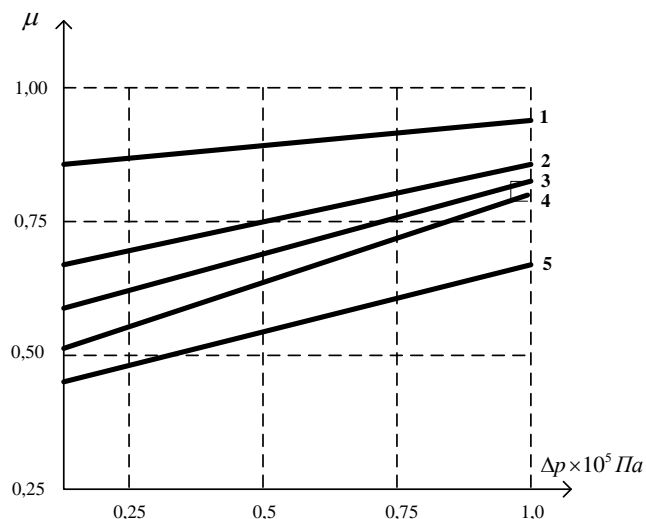


Рис. 6. Зависимость коэффициента трения для различных материалов рабочей поверхности захвата и окружающей среды  
1 – вулколлан в атмосфере, 2 – силопрен в атмосфере, 3 – пербунан в атмосфере, 4 – силопрен во влажной среде, 5 – силопрен на масляной поверхности

Для металлической поверхности со средним уровнем ржавчины достигаемая глубина вакуума составляет около 60%, для неровной оштукатуренной поверхности и для плитки вакуум находится в пределах около 50%, а для пористого кирпича снижается до 38%.

Экспериментальные зависимости коэффициента трения для различных материалов рабочей поверхности захвата и окружающей среды при захвате металлической поверхности приведены на рис. 6.

Коэффициент трения возрастает с увеличением упругих свойств материала и довольно существенно падает при работе во влажной среде и на масляной поверхности.

Пример реализации двухступенчатой вакуумной системы при захвате неровной поверхности с трещинами приведен на рис. 7.

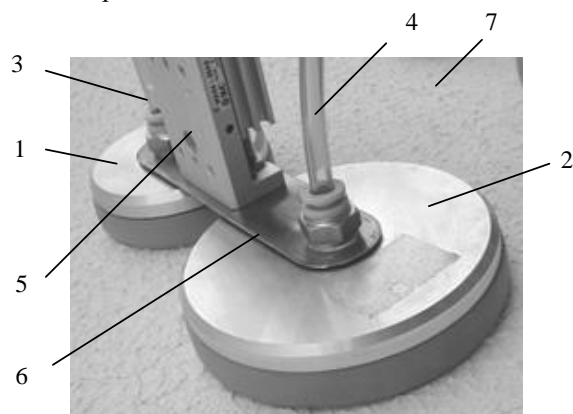


Рис. 7. Пример реализации вакуумной системы  
1 – уплотняющее захватное устройство, 2 – силовое захватное устройство, 3, 4 – вакуумные линии, 5 – настроечный узел, 6 – упругий кронштейн, 7 – поверхность изделия

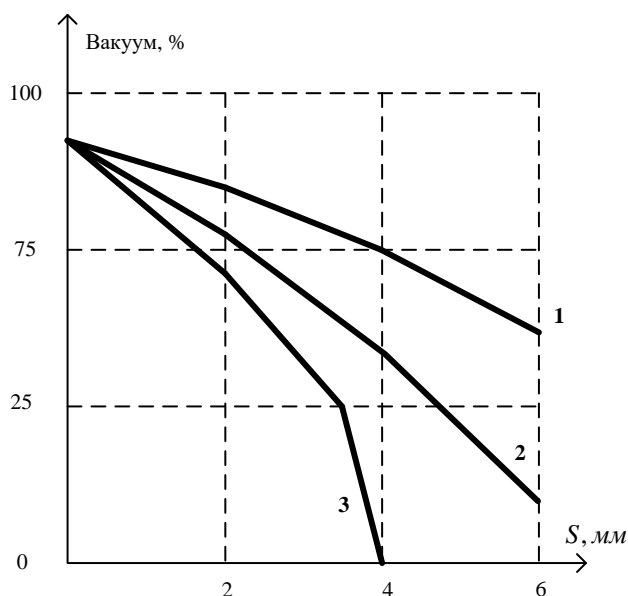


Рис. 8. Зависимость глубины вакуума в захвате от характерного размера неровности

- 1 – полукруглое сечение с диаметром S,  
 2 – равносторонний треугольник с высотой S,  
 3 – прямоугольное сечение с высотой S и шириной 5 мм

Для этой конструкции захвата были проведены испытания на поверхностях с неровностями различных типов. Результаты испытаний приведены на рис. 8 в виде зависимостей глубины вакуума в захвате от характерного размера неровности.

Профили с выступами в виде полукруглых сечений уплотняются наиболее эффективно и имеют наименьшую величину утечек. Наиболее сложно уплотняемыми профилями являются профили, имеющие прямоугольное сечение выступов, что объясняется остаточными зазорами у их основания.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Решена задача разработки и исследования автоматической системы вакуумного захвата, позволяющая промышленному роботу захватывать и манипулировать изделиями с изогнутой и шероховатой поверхностью. Система имеет двухступенчатый захват, состоящий из уплотнительных и силовых элементов. Она строится на базе стандартных компонентов, что существенно упрощает ее реализацию. С целью увеличения компактности системы разработана также специальная концентрическая структура захватного устройства.

Получены экспериментальные рабочие характеристики системы по усилию захвата. Исследованы динамические свойства системы для различных поверхностей изделий. Найдены зависимости коэффициента трения для различных материалов рабочей поверхности захвата и окружающей среды, позволяющие рассчитать диаметры захватов. Приведены методы расчета диаметра захвата и времени вакуумирования рабочего объема захвата. Определены величины утечек в захвате от характерного размера неровностей профиля изделий.

Результаты исследований могут быть использованы при расчете автоматических систем вакуумного захвата для изделий с различными формами и характеристиками захватываемой поверхности.

Благодаря малому весу и компактному исполнению система захвата способна эффективно использоваться в комбинации с промышленными роботами для работы с широким диапазоном изделий машиностроения.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Насосы и промышленное оборудование / Ампики. Каталог. – 2017.
2. Вакуумные компоненты / Schmalz. Каталог. – 2016/2017.
3. Вакуумная техника / FESTO. Каталог. – 2016/2017.
4. Mantriota G. Theoretical model of the grasp with vacuum gripper / Mantriota G. // Mechanism and Machine Theory. – 2007. – 42(1). – P. 2-17.
5. Rantala M. Vacuum gripper for transferring articles / Rantala M., Pitkäranta J. // PCT/FI2005/050352. – 2005.
6. Рачков М.Ю. Рабочая поверхность захватного устройства // патент России 1684225. 1991. Бюл. № 38.
7. Рачков М.Ю. Пневматические средства автоматизации. / Рачков М.Ю. – Москва: МГИУ, 2005. – 288 с.
8. Rachkov M. Climbing robot for porous and rough surfaces // Rachkov M., Marques L., Almeida A. / Proc. of the 5th Int. Conf. on Climbing Robots and Walking Robots. – Paris. – 2002. – P. 1013-1020.
9. Якимчук Н.В., Определение усилия вакуумного захвата для пористых материалов // Якимчук Н.В., Гавва А.Н. / Хранительна наука, техника и технологии. – Пловдив. – 2011. С. – 391-398.
10. Chen, G. Research on vacuum gripper based on fuzzy control for micromanipulators / Chen G., Huang X., Wang M.J. // Journal of Control Theory and Applications. – 2005, v. 3, Issue 3, P. 295-301.
11. Tsourveloudis N. Fuzzy control of a suction-based robotic gripper system // Tsourveloudis N., Kolluru R., Valavanis K. / Proc. of the IEEE Int. Conf. on Control Applications. – Trieste, – 1998. – v.1. – P. 653-657.
12. Jaiswall A.K. Vacuum gripper – an important material handling tool / Jaiswall A.K., Kumar B. // International Journal of Science & Technology. – 2017, v. 7, Issue 1, P. 1-8.
13. <http://www.active-robots.com/rethink-vacuum-gripper-starter-kit> (дата обращения 01.12.2017).
14. <https://www.generationrobots.com/en/401518-vacuum-cup-gripper-kit-for-baxter-research-robot.html> (дата обращения 01.12.2017).
15. [http://www.arlift.ru/vakuumnye-zakhvaty/sandwich-paneli/?gclid=CjwKCAiAvf3RBRBBEiwAH5XYqNDb2hC\\_U57KvVVg64rEi6WePs7H3ZAONBPCscfqdSkW8lnFbCEcGhoC-QYQAvD\\_BwE](http://www.arlift.ru/vakuumnye-zakhvaty/sandwich-paneli/?gclid=CjwKCAiAvf3RBRBBEiwAH5XYqNDb2hC_U57KvVVg64rEi6WePs7H3ZAONBPCscfqdSkW8lnFbCEcGhoC-QYQAvD_BwE) (дата обращения 01.12.2017).
16. <https://vacuumlift.tiu.ru/p101257705-vakuumnyj-zahvatprisoski-dlya.html> (дата обращения 01.12.2017).
17. <http://smc138.valuehost.ru/c5/zpt.pdf> (дата обращения 01.12.2017).

# Automatic System of Two-Stage Vacuum Capture

Rachkov M.YU., Bebenin V.G.

Moscow Polytechnic University

Moscow, Russia

[michyur@gmail.com](mailto:michyur@gmail.com)

*Abstract.* An automatic vacuum gripping system has been developed and investigated that allows an industrial robot to grasp and manipulate products with a curved and rough surface. The system has a two-stage gripper, consisting of sealing and power elements, and is built on the basis of standard components. Experimental operating characteristics of the system on the gripping force are obtained. Dynamic properties of the system for various surfaces of products are investigated. The dependences of the coefficient of friction for various materials of the working surface of the gripper and the surrounding medium are found, which makes it possible to calculate the diameters of the grippers.

The values of the leakage in the grip from the characteristic size of the unevenness of the profile of the articles are determined. Due to its low weight and compact design, the gripper system can be effectively used in combination with industrial robots to work with a wide range of engineering products.

*Keywords:* автоматика, манипулятор, вакуумный захват, шероховатость, неровность, коэффициент трения.



# Собственные инерционные движения роботизированного космического модуля. Динамика приведенной системы

Белоножко П.П.  
МГТУ им. Н.Э. Баумана  
Москва, Россия  
[byelonozhko@mail.ru](mailto:byelonozhko@mail.ru)

**Аннотация.** Важный принцип организации движения роботов – обеспечение соответствия свободных и вынужденных движений манипулятора. Применительно к перспективному классу систем – монтажно-сервисным роботизированным космическим модулям – рассмотрена задача исследования собственных инерционных движений по степеням подвижности манипулятора. На примере плоского движения системы двух твердых тел (подвижного основания и груза), связанных идеальным одноступенным вращательным шарниром, показано, что для представляющего прикладной интереса режима отсутствия внешних сил и моментов независимому уравнению динамики относительного движения по шарнирной координате в форме уравнения Рауса может быть поставлена в соответствие приведенная нелинейная колебательная система. В отсутствие управляющего момента в шарнире имеет место интеграл энергии уравнения приведенной системы – уравнение семейства фазовых траекторий. При этом кинетическая энергия исходной системы может быть интерпретирована как полная энергия приведенной системы, представляющая собой сумму кинетической и потенциальной составляющих.

**Ключевые слова:** монтажно-сервисные роботизированные космические модули, собственные инерционные движения по степеням подвижности манипулятора, приведенная система, уравнение Рауса, фазовый портрет.

## ВВЕДЕНИЕ

В [1-13] проведена оценка перспектив космической техники вообще и космической робототехники в частности. В [1-9] рассмотрена концепция монтажно-сервисных роботизированных космических модулей, обоснована целесообразности их разработки, создания и использования. Выделена актуальная задача автоматизированной сборки крупногабаритных космических объектов [1, 2, 10-12]. Отмечена возможность характерных режимов управляемого движения монтажно-сервисных роботизированных космических модулей, важной особенностью которых является отсутствие внешних по отношению к системе сил и моментов [1, 2, 14-17]. В [18], одним из базовых при организации движения роботов назван принцип соответствия свободных и вынужденных движений манипулятора. Таким образом, исследование собственных инерционных движений роботизированных космических модулей по степеням подвижности манипулятора представляет не только теоретический, но и прикладной интерес, а рассмотрение модельных задач, допускающих аналитическое изучение динамических режимов, становится весьма актуальным [19-23].

## ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Рассмотрим плоское движение системы двух твердых тел 1 и 2 (подвижного основания и груза), связанных идеальным одноступенным вращательным шарниром (рис. 1). Данная расчетная схема может быть поставлена в соответствие, например, системе из роботизированного космического модуля с грузом в схвате одноступенного манипулятора [1, 2, 16, 17, 20, 22, 23].

Массы тел 1 и 2 –  $m_1$  и  $m_2$  соответственно,  $J_1$  и  $J_2$  – моменты инерции тел 1 и 2 относительно их центров масс  $C_1$  и  $C_2$ ,  $l_1$  и  $l_2$  – расстояния от центров масс тел до шарнира. Рассматривается движение по отношению к не вращающейся системе координат  $ХСУ$  с началом в центре масс системы  $C$ , которая в отсутствие действия на систему внешних сил и моментов будет инерциальной. Положение системы по отношению к  $ХСУ$  определяется углом  $\varphi_1$ , характеризующим абсолютное движение основания, и шарнирным углом  $q$ , характеризующим движение груза относительно основания (рис. 1).

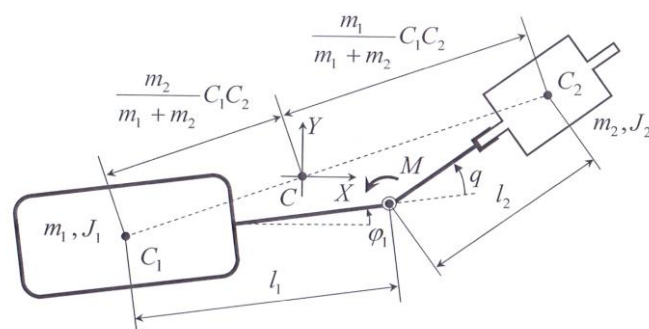


Рис. 1. Расчетная схема системы «подвижное основание – одноступенный манипулятор – перемещаемый груз»

В шарнире, связывающем основание и груз, приложен управляющий момент  $M$ .

Кинетическая энергия системы

$$T = T(\dot{\varphi}_1, \dot{q}, q) = \frac{1}{2} a_{\varphi_1} \dot{\varphi}_1^2 + a_{\varphi_1 \dot{q}} \dot{\varphi}_1 \dot{q} + \frac{1}{2} a_q \dot{q}^2, \quad (1)$$

где

$$\begin{aligned} a_{\dot{\varphi}_1} &= a_{\varphi_1}(q) = J_1 + J_2 + \tilde{m}l_1^2 + \tilde{m}l_2^2 + 2\tilde{m}l_1l_2 \cos q, \\ a_{\dot{\varphi}_1\dot{q}} &= a_{\varphi_1\dot{q}}(q) = J_2 + \tilde{m}l_2^2 + \tilde{m}l_1l_2 \cos q, \\ a_{\dot{q}} &= a_{\dot{q}}(q) = J_2 + \tilde{m}l_2^2, \\ \tilde{m} &= \frac{m_1m_2}{m_1 + m_2}. \end{aligned} \quad (2)$$

Точкой в (1) и далее обозначена производная по времени  $t$ .

Пусть внешние по отношению к системе силы и моменты отсутствуют. Тогда координата  $q$  является позиционной, а координата  $\varphi_1$  – циклической, и имеет место циклический интеграл

$$\frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_1} = a_{\dot{\varphi}_1}\dot{\varphi}_1 + a_{\varphi_1\dot{q}}\dot{q} = L = const, \quad (3)$$

отражающий факт постоянства кинетического момента системы  $L$  в отсутствие внешних моментов.

Рассматривается задача получения независимого уравнения динамики управляемого относительного движения как уравнения некоторой приведенной системы и построение фазового портрета полученного уравнения для случая  $M = 0$  собственных инерционных движений системы.

УРАВНЕНИЕ ДИНАМИКИ УПРАВЛЯЕМОГО ДВИЖЕНИЯ ПРИБВЕННОЙ СИСТЕМЫ

Выразим из (3)  $\dot{\varphi}_1$

$$\dot{\varphi}_1 = f_{\varphi_1} = f_{\varphi_1}(\dot{q}, q, L) = -\frac{a_{\varphi_1\dot{q}}}{a_{\varphi_1}}\dot{q} + \frac{1}{a_{\varphi_1}}L. \quad (4)$$

Запишем очевидные вспомогательные соотношения

$$\dot{a}_{\varphi_1} = \frac{d}{dt}a_{\varphi_1} = \frac{\partial a_{\varphi_1}}{\partial q}\dot{q}, \quad \dot{a}_{\varphi_1\dot{q}} = \frac{d}{dt}a_{\varphi_1\dot{q}} = \frac{\partial a_{\varphi_1\dot{q}}}{\partial q}\dot{q}, \quad \dot{a}_{\dot{q}} = \frac{d}{dt}a_{\dot{q}} = \frac{\partial a_{\dot{q}}}{\partial q}\dot{q}, \quad (5)$$

$$\frac{\partial f_{\varphi_1}}{\partial \dot{q}} = -\frac{a_{\varphi_1\dot{q}}}{a_{\varphi_1}}, \quad (6)$$

$$\frac{\partial f_{\varphi_1}}{\partial q} = \frac{1}{a_{\varphi_1}^2} \left( \frac{\partial a_{\varphi_1}}{\partial q} a_{\varphi_1\dot{q}} \dot{q} - \frac{\partial a_{\varphi_1\dot{q}}}{\partial q} a_{\varphi_1} \dot{q} - \frac{\partial a_{\varphi_1}}{\partial q} L \right), \quad (7)$$

$$f_{\varphi_1}^2 = \frac{a_{\varphi_1\dot{q}}^2}{a_{\varphi_1}^2} \dot{q}^2 - 2 \frac{a_{\varphi_1\dot{q}}}{a_{\varphi_1}} \dot{q} L + \frac{1}{a_{\varphi_1}^2} L^2, \quad (8)$$

$$\dot{f}_{\varphi_1} = \frac{d}{dt}f_{\varphi_1} = \frac{\partial f_{\varphi_1}}{\partial \dot{q}} \ddot{q} + \frac{\partial f_{\varphi_1}}{\partial q} \dot{q}. \quad (9)$$

Соотношения (5) – (9) справедливы для более общего по отношению к рассматриваемому случаю, когда коэффициенты квадратичной формы (1) являются некоторыми функциями позиционной координаты  $q$ , не обязательно имеющими вид (2).

Рассмотрим уравнение Лагранжа 2 рода для позиционной координаты в форме.

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial T(\dot{\varphi}_1, \dot{q}, q)}{\partial \dot{q}} \right) \bigg|_{\dot{\varphi}_1=f_{\varphi_1}} - \frac{\partial T(\dot{\varphi}_1, \dot{q}, q)}{\partial q} \bigg|_{\dot{\varphi}_1=f_{\varphi_1}} = M. \quad (10)$$

Имеем

$$\frac{\partial T(\dot{\varphi}_1, \dot{q}, q)}{\partial \dot{q}} \bigg|_{\dot{\varphi}_1=f_{\varphi_1}} = a_{\varphi_1\dot{q}}f_{\varphi_1} + a_{\dot{q}}\dot{q}, \quad (11)$$

$$\frac{\partial T(\dot{\varphi}_1, \dot{q}, q)}{\partial q} \bigg|_{\dot{\varphi}_1=f_{\varphi_1}} = \frac{1}{2}f_{\varphi_1}^2 \frac{\partial a_{\varphi_1}}{\partial q} + f_{\varphi_1}\dot{q} \frac{\partial a_{\varphi_1\dot{q}}}{\partial q} + \frac{1}{2}\dot{q}^2 \frac{\partial a_{\dot{q}}}{\partial q}, \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \left( \frac{\partial T(\dot{\varphi}_1, \dot{q}, q)}{\partial \dot{q}} \bigg|_{\dot{\varphi}_1=f_{\varphi_1}} \right) &= \\ &= \frac{\partial a_{\varphi_1\dot{q}}}{\partial q} f_{\varphi_1}\dot{q} + a_{\varphi_1\dot{q}} \frac{\partial f_{\varphi_1}}{\partial \dot{q}} \ddot{q} + a_{\varphi_1\dot{q}} \frac{\partial f_{\varphi_1}}{\partial q} \dot{q} + \frac{\partial a_{\dot{q}}}{\partial q} \dot{q}^2 + a_{\dot{q}} \ddot{q}. \end{aligned} \quad (13)$$

Подставляя, с учетом (6) – (8), (12) и (13) в (10), после преобразований получим

$$\begin{aligned} \ddot{q} \left( a_{\dot{q}} - \frac{a_{\varphi_1\dot{q}}^2}{a_{\varphi_1}} \right) &+ \dot{q}^2 \left( \frac{1}{2} \frac{a_{\varphi_1\dot{q}}^2}{a_{\varphi_1}^2} \frac{\partial a_{\varphi_1}}{\partial q} - \frac{a_{\varphi_1\dot{q}}}{a_{\varphi_1}} \frac{\partial a_{\varphi_1\dot{q}}}{\partial q} + \frac{1}{2} \frac{\partial a_{\dot{q}}}{\partial q} \right) - \\ - L^2 \frac{1}{2} \frac{1}{a_{\varphi_1}^2} \frac{\partial a_{\varphi_1}}{\partial q} &= M. \end{aligned} \quad (14)$$

Подставим теперь (4) в (1)

$$\begin{aligned} T^* &= T^*(\dot{q}, q, L) = T(\dot{\varphi}_1, \dot{q}, q) \bigg|_{\dot{\varphi}_1=f_{\varphi_1}} = \\ &= \frac{1}{2} a_{\varphi_1} f_{\varphi_1}^2 + a_{\varphi_1\dot{q}} f_{\varphi_1} \dot{q} + \frac{1}{2} a_{\dot{q}} \dot{q}^2. \end{aligned} \quad (15)$$

Имеем

$$\begin{aligned} \frac{\partial T^*(\dot{q}, q, L)}{\partial \dot{q}} &= a_{\varphi_1\dot{q}} f_{\varphi_1} + a_{\dot{q}} \dot{q} + \\ &+ a_{\varphi_1} \frac{\partial f_{\varphi_1}}{\partial \dot{q}} f_{\varphi_1} + a_{\varphi_1\dot{q}} \frac{\partial f_{\varphi_1}}{\partial \dot{q}} \dot{q}, \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial T^*(\dot{q}, q, L)}{\partial q} &= \frac{1}{2} f_{\varphi_1}^2 \frac{\partial a_{\varphi_1}}{\partial q} + f_{\varphi_1} \dot{q} \frac{\partial a_{\varphi_1\dot{q}}}{\partial q} + \frac{1}{2} \dot{q}^2 \frac{\partial a_{\dot{q}}}{\partial q} + \\ &+ a_{\varphi_1} \frac{\partial f_{\varphi_1}}{\partial q} f_{\varphi_1} + a_{\varphi_1\dot{q}} \frac{\partial f_{\varphi_1}}{\partial q} \dot{q}. \end{aligned} \quad (17)$$

На основании (3), (11), (12), (16) и (17) имеем

$$\begin{aligned} \frac{\partial T^*(\dot{q}, q, L)}{\partial \dot{q}} - \frac{\partial T(\dot{\varphi}_1, \dot{q}, q)}{\partial \dot{q}} \bigg|_{\dot{\varphi}_1=f_{\varphi_1}} &= \\ &+ \frac{\partial f_{\varphi_1}}{\partial \dot{q}} (a_{\varphi_1} f_{\varphi_1} + a_{\varphi_1\dot{q}} \dot{q}) = \frac{\partial}{\partial \dot{q}} (f_{\varphi_1} \cdot L), \\ \frac{\partial T^*(\dot{q}, q, L)}{\partial q} - \frac{\partial T(\dot{\varphi}_1, \dot{q}, q)}{\partial q} \bigg|_{\dot{\varphi}_1=f_{\varphi_1}} &= \\ &+ \frac{\partial f_{\varphi_1}}{\partial q} (a_{\varphi_1} f_{\varphi_1} + a_{\varphi_1\dot{q}} \dot{q}) = \frac{\partial}{\partial q} (f_{\varphi_1} \cdot L). \end{aligned} \quad (18)$$

Из (10), (18) и (19) следует, что, вводя в рассмотрение функцию Рауса [24]

$$R = R(\dot{q}, q, L) = T^*(\dot{q}, q, L) - f_{\varphi_1}(\dot{q}, q, L) \cdot L, \quad (20)$$

можем записать (14) в форме уравнения Рауса

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial R}{\partial \dot{q}} \right) - \frac{\partial R}{\partial q} = M. \quad (21)$$

Учитывая (4), (8) и (15), запишем (20) в виде

$$R = \frac{1}{2} \left( a_{\dot{q}} - \frac{a_{\varphi_1\dot{q}}^2}{a_{\varphi_1}} \right) \dot{q}^2 + \frac{a_{\varphi_1\dot{q}}}{a_{\varphi_1}} L \dot{q} - \frac{1}{2} \frac{1}{a_{\varphi_1}} L^2. \quad (22)$$

В [20, 22, 23] показано, что, уравнение (14) можно рассматривать как уравнение некоторой приведенной нелинейной колебательной системы с одной степенью свободо-

ды, соответствующей исходной системе, изображенной на рис. 1. Кинетическая и потенциальная энергия приведенной системы определяются выражениями

$$E_k = \frac{1}{2} \left( a_{\dot{q}} - \frac{a_{\dot{\varphi}_1 \dot{q}}}{a_{\dot{\varphi}_1}} \right) \dot{q}^2, \quad E_p = \frac{1}{2} \frac{1}{a_{\dot{\varphi}_1}} L^2, \quad (23)$$

и уравнение (14) может быть интерпретировано как уравнение Лагранжа 2 рода

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial E_k}{\partial \dot{q}} \right) - \frac{\partial E_k}{\partial q} = M - \frac{\partial E_p}{\partial q}. \quad (24)$$

Собственные инерционные движения.

ФАЗОВЫЙ ПОРТРЕТ УРАВНЕНИЯ ПРИВЕДЕННОЙ СИСТЕМЫ

Подставляя (2) в (23), получим

$$E_k = \frac{1}{2} \frac{(J_1 + \tilde{m}l_1^2)(J_2 + \tilde{m}l_2^2) - \tilde{m}^2 l_1^2 l_2^2 \cos^2 q}{(J_1 + J_2 + \tilde{m}l_1^2 + \tilde{m}l_2^2 + 2\tilde{m}l_1 l_2 \cos q)} \dot{q}^2, \quad (25)$$

$$E_p = \frac{1}{2} \frac{1}{(J_1 + J_2 + \tilde{m}l_1^2 + \tilde{m}l_2^2 + 2\tilde{m}l_1 l_2 \cos q)} L^2. \quad (26)$$

Обобщенная координата  $q$  есть угол, выбором значения  $q$  в пределах

$$-\pi < q \leq \pi \quad (27)$$

может быть задано любое положение приведенной системы. Поскольку потенциальная энергия определена с точностью до постоянной составляющей, потребуем равенства потенциальной энергии нулю в положении  $q=0$  – нижнем положении устойчивого равновесия приведенной системы, т.е. будем рассматривать в качестве потенциальной энергии переменную составляющую выражения (26)

$$E_{pv} = \frac{1}{2} \frac{1}{(J_1 + J_2 + \tilde{m}l_1^2 + \tilde{m}l_2^2 + 2\tilde{m}l_1 l_2 \cos q)} L^2 - \frac{1}{2} \frac{1}{(J_1 + J_2 + \tilde{m}l_1^2 + \tilde{m}l_2^2 + 2\tilde{m}l_1 l_2)} L^2. \quad (28)$$

Тогда в отсутствие управляющего момента в шарнире  $M=0$  имеем уравнение (24) собственных колебаний приведенной системы в форме

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial E_k}{\partial \dot{q}} \right) - \frac{\partial E_k}{\partial q} = - \frac{\partial E_{pv}}{\partial q}. \quad (29)$$

Уравнение (29) имеет интеграл энергии

$$E_k + E_{pv} = E_0 = const. \quad (30)$$

Постоянная энергии  $E_0$ , для рассматриваемого режима собственных инерционных движений равная кинетической энергии (1) исходной системы, имеет одновременно смысл полной механической энергии приведенной системы. Учитывая (25) и (28),  $E_0$  очевидным образом определяется начальными условиями

$$E_0 = \frac{1}{2} \frac{(J_1 + \tilde{m}l_1^2)(J_2 + \tilde{m}l_2^2) - \tilde{m}^2 l_1^2 l_2^2 \cos^2 q_0}{(J_1 + J_2 + \tilde{m}l_1^2 + \tilde{m}l_2^2 + 2\tilde{m}l_1 l_2 \cos q_0)} \dot{q}_0^2 + \frac{1}{2} \frac{1}{(J_1 + J_2 + \tilde{m}l_1^2 + \tilde{m}l_2^2 + 2\tilde{m}l_1 l_2 \cos q_0)} L^2 - \frac{1}{2} \frac{1}{(J_1 + J_2 + \tilde{m}l_1^2 + \tilde{m}l_2^2 + 2\tilde{m}l_1 l_2)} L^2, \quad (31)$$

и является параметром семейства фазовых траекторий. Уравнение фазовой траектории для конкретного значения  $E_0$  получим, подставив (25) и (28) в (30)

$$\frac{1}{2} \frac{(J_1 + \tilde{m}l_1^2)(J_2 + \tilde{m}l_2^2) - \tilde{m}^2 l_1^2 l_2^2 \cos^2 q}{(J_1 + J_2 + \tilde{m}l_1^2 + \tilde{m}l_2^2 + 2\tilde{m}l_1 l_2 \cos q)} \dot{q}^2 + \frac{1}{2} \frac{1}{(J_1 + J_2 + \tilde{m}l_1^2 + \tilde{m}l_2^2 + 2\tilde{m}l_1 l_2 \cos q)} L^2 - \frac{1}{2} \frac{1}{(J_1 + J_2 + \tilde{m}l_1^2 + \tilde{m}l_2^2 + 2\tilde{m}l_1 l_2)} L^2 = E_0. \quad (32)$$

Как показано в [20, 22, 23], в зависимости от начальных условий возможны либрационное, лимитационное и ротационное движение приведенной системы. Лимитационному движению по сепаратрисе соответствует значение постоянной энергии

$$E_0 = E_s = \frac{1}{(J_1 + J_2 + \tilde{m}l_1^2 + \tilde{m}l_2^2 - 2\tilde{m}l_1 l_2)} L^2 - \frac{1}{(J_1 + J_2 + \tilde{m}l_1^2 + \tilde{m}l_2^2 + 2\tilde{m}l_1 l_2)} L^2. \quad (33)$$

В случае

$$E_0 < E_s \quad (33)$$

имеют место колебания относительно положения устойчивого равновесия  $q=0$ .

В случае

$$E_0 > E_s \quad (33)$$

имеют место круговращения.

На рис. 2 представлен фазовый портрет приведенной системы, построенный в соответствии с уравнением семейства фазовых траекторий (32), при значениях масс-инерционных и геометрических параметров (34)

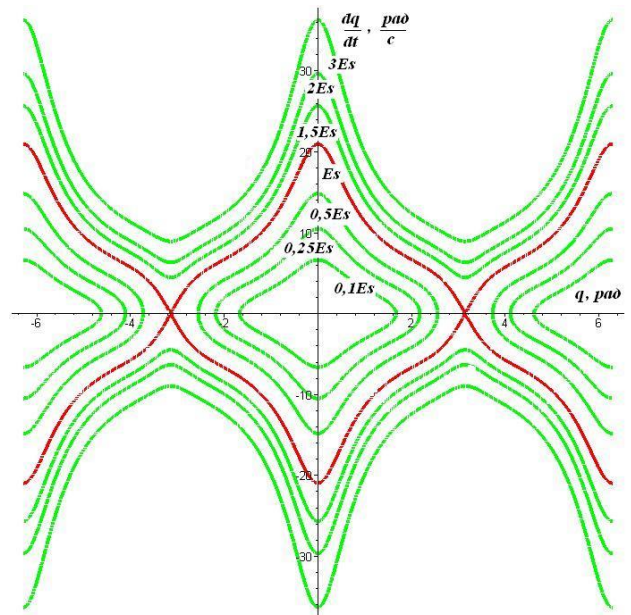


Рис. 2. Фазовый портрет приведенной системы, соответствующей системе, представленной на рис. 1

$$\begin{aligned} m_1 &= 10 \text{ кг}, m_2 = 10 \text{ кг}, \\ J_1 &= 1 \text{ кг} \cdot \text{м}^2, J_2 = 1 \text{ кг} \cdot \text{м}^2, \\ l_1 &= 1 \text{ м}, l_2 = 1 \text{ м} \end{aligned} \quad (34)$$

и кинетическом моменте  $L = 22 \frac{\text{кг} \cdot \text{м}^2}{\text{с}}$ .

#### ВЫВОДЫ

По результатам анализа тенденций развития космической робототехники выделен перспективный класс монтажно-сервисных автономных роботизированных космических модулей, важной особенностью которых является многообразие возможных режимов функционирования, предполагающих различные варианты сочетания управляемого перемещения подвижного основания в инерциальном пространстве с управляемым перемещением груза относительно основания при помощи манипулятора.

Для обеспечения соответствия свободных и вынужденных движений манипулятора при построении управления сформулирована задача изучения собственных инерционных движений космического роботизированного модуля по степеням подвижности манипулятора, аналогичных собственным формам колебаний механической системы.

Для свободного в инерциальном пространстве плоского двухзвенника получено независимое уравнение динамики управляемого относительно движения по шарнирной координате в форме уравнения Рауса.

Предложена интерпретация полученного уравнения как уравнения некоторой приведенной нелинейной колебательной системы, рассматриваемой в качестве объекта управления.

В выражении для кинетической энергии исходной системы, трактуемой в качестве полной энергии приведенной системы, выделены кинетическая и потенциальная составляющие.

Для случая отсутствия управляющего воздействия в шарнире записан интеграл энергии уравнения приведенной системы, представляющий собой уравнение семейства фазовых траекторий.

Построен фазовый портрет уравнения приведенной системы. Выделены собственные инерционные движения либрационного, лимитационного и ротационного типа.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Белоножко П.П. Перспективные монтажно-сервисные роботизированные космические модули // Робототехника и техническая кибернетика. 2015. – № 2(7). – С. 18 – 23.
2. Белоножко П.П. Космическая робототехника. Современное состояние, перспективные задачи, тенденции развития. Аналитический обзор. // Наука и образование. МГТУ им. Н.Э. Баумана. Электрон. журн. 2016. – № 12. С. 110-153. DOI: 10.7463/1216.0853919.
3. Moosavian S. Ali A., Papadopoulos E. Free-flying robots in space: an overview of dynamics modeling, planning and control // Robotica 2007. Volume 25. – P. 537 – 547. DOI:10.1017/S0263574707003438
4. Богомолов В.П. Проектирование оптимальной механической структуры свободнолетающего космического робототехнического модуля как объекта автоматического управления / В.П. Богомолов, В.Ю. Рутковский, В.М. Су-

ханов // Автоматика и телемеханика. – 1998. – вып. 5. – С. 27 – 40.

5. Глумов В.М., Рутковский В.Ю., Суханов В.М. Анализ особенностей управления перелетами космического роботизированного модуля вблизи поверхности орбитальной станции. I Управление ориентацией модуля // Известия Академии наук. Теория и системы управления. 2002. № 2. С. 162 – 169.

6. Глумов В.М. Анализ особенностей управления перелетами космического роботизированного модуля вблизи поверхности орбитальной станции. II Управление траекторными перемещениями модуля / В.М. Глумов, В.Ю. Рутковский, В.М. Суханов // Известия Академии наук. Теория и системы управления. – 2002. – № 3. – С. 140 – 148.

7. Рутковский В.Ю. Уравнения движения и управление свободнолетающим космическим манипуляционным роботом в режиме реконфигурации / В.Ю. Рутковский, В.М. Суханов, В.М. Глумов // Автоматика и телемеханика. – 2010. – вып. 1. – С. 80 - 98

8. В.Ю. Рутковский, В.М. Некоторые задачи управления свободнолетающими космическими манипуляционными роботами I / В.Ю. Рутковский, В.М. Суханов, В.М. Глумов // Мехатроника, автоматизация, управление. – 2010. – № 10. – С. 52 - 59.

9. В.Ю. Рутковский, В.М. Некоторые задачи управления свободнолетающими космическими манипуляционными роботами II / В.Ю. Рутковский, В.М. Суханов, В.М. Глумов // Мехатроника, автоматизация, управление. – 2010. – № 12. – С. 54 - 65.

10. Земляков С.Д. Некоторые проблемы управления при роботизированной сборке больших космических конструкций на орбите / С.Д. Земляков, В.Ю. Рутковский, В.М. Суханов // Автоматика и телемеханика. – 2006. – № 8. – С. 36 – 50.

11. Лысый С.Р. Научно-технические проблемы и перспективы развития робототехники специального (космического) назначения // Экстремальная робототехника // Труды международной научно-технической конференции. – Санкт-Петербург: Изд-во «Политехника-сервис», 2015. – С. 29 - 32.

12. Этапы и перспективы развития модульного принципа построения робототехнических систем / А.В. Лопота, Е.И. Юревич // Научно-технические ведомости СПбГПУ. – 2013. – № 1. – С. 98 – 103.

13. Тимофеев А.Н. Проблемы применения в космосе антропоморфных роботов / А.Н. Тимофеев, И.В. Шардыко // Робототехника и техническая кибернетика. – 2013. – № 1. – С. 37 – 41.

14. Алпатов А.П. Моделирование динамики космических манипуляторов на подвижном основании / А.П. Алпатов [и др.] // Робототехника и техническая кибернетика. – 2013. – № 1. – С. 59 – 65.

15. Артеменко Ю.Н. Использование механизмов параллельной структуры для взаимного позиционирования полезной нагрузки и космического аппарата / Ю.Н. Артеменко [и др.] // Робототехника и техническая кибернетика. – 2013. – № 1. – С. 65 – 71.

16. Алпатов А.П. Особенности синтеза системы управления космическим манипулятором / А.П. Алпатов, П.А. Белоножко, П.П. Белоножко, С.В. Тарасов, А.А. Фоков //

Актуальные проблемы авиационных и аэрокосмических систем. – 2010. – Т. 15, № 2(31). – С. 38 – 57.

17. Artemenko Yu.N., Karpenko A.P., Belonozhko P.P. Features of manipulator dynamics modeling into account a movable platform // Smart electromechanical systems. Studies in Systems, Decision and Control 49. A.E. Gorodetskiy (ed.) – Springer International Publishing Switzerland, 2016 – P. 177 – 190. DOI 10.1007/978-3-319-27547-5\_17

18. Юревич Е.И. Основы робототехники: учеб. пособие. – 3-е изд., перераб и доп. – СПб.: БХВ-Петербург, 2010. – 368 с.

19. Смольников Б.А. Проблемы механики и оптимизации роботов. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1991. – 232 с.

20. Белоножко П.П. Исследование плоских инерционных движений космического манипулятора на подвижном основании как нелинейной колебательной системы // «Робототехника и техническая кибернетика», № 4(13) 2016. – С. 52 – 58.

21. Artemenko Yu.N., Karpenko A.P., Belonozhko P.P. Synthesis of Control of Hinged Bodies Relative Motion Ensuring Move of Orientable Body to Necessary Absolute Posi-

tion // Smart Electromechanical Systems: The Central Nervous System. Studies in Systems, Decision and Control 95. Andrey E. Gorodetskiy, Vugar G. Kurbanov (ed.) – Springer International Publishing Switzerland, 2017 – P. 231 – 239. DOI 10.1007/978-3-319-53327-8\_16

22. Belonozhko P.P. Methodical Features of Acquisition of Independent Dynamic Equation of Relative Movement of One-Degree of Freedom Manipulator on Movable Foundation as Control Object // Smart Electromechanical Systems: The Central Nervous System. Studies in Systems, Decision and Control 95. Andrey E. Gorodetskiy, Vugar G. Kurbanov (ed.) – Springer International Publishing Switzerland, 2017 – P. 261 – 270. 10.1007/978-3-319-53327-8\_19

23. Белоножко П.П. Анализ приведенной нелинейной колебательной системы, соответствующей одностепенным манипуляторам на подвижном и шарнирно закрепленном основании // «Робототехника и техническая кибернетика», № 3(16) 2017. – С. 44 – 52.

24. Лурье А. И. Аналитическая механика / А. И. Лурье. — М. : Физматгиз, 1961. — 824 с.

## Proper Inertial Motion of Robotic Space Module. Reduced system dynamics

P.P. Belonozhko

Bauman MSTU

Moscow, Russia

[byelonozhko@mail.ru](mailto:byelonozhko@mail.ru)

**Abstract.** Ensuring accord between free and forced motions of a manipulator is essential in managing robot movement. The article examines inertial proper motions by manipulator degree of freedom with regard to assembly and service robotic space modules as a progressive system class. Plane motion of a system of two rigid bodies (moving platform and load) bound by a perfect single-pivot point ball-socket joint is reviewed as an example. It is through this system that the author reveals that, absent any external force and moments, the independent dynamic equation in respect to pivot point coordinates in Routh equation form may be associated with reduced nonlinear oscillating system. Should

there be no control moment energy integral of reduced system equation in the joint is a phase path equation. Kinetic energy of the initial system may be interpreted as total energy of the reduced system, which is essentially a sum of kinetic and potential components.

**Keywords:** assembly and service robotic space modules; proper inertial motion by degree of freedom of manipulator; reduced system; Routh equation; phase portrait.

# Экспериментальная проверка контактных ситуаций в зоне сопряжения при роботизированной сборке прецизионных цилиндрических соединений

Вартанов М.В., Петров В.К., Мищенко Р.С.

Московский политехнический университет  
Москва, Россия

[m.v.vartanov@mospolytech.ru](mailto:m.v.vartanov@mospolytech.ru), [vkp77@bk.ru](mailto:vkp77@bk.ru), [roman.mishchen@gmail.com](mailto:roman.mishchen@gmail.com)

**Аннотация.** В статье рассматривается модель двухточечного контакта при роботизированной сборке в квазистатической постановке. Приводится описание экспериментальной установки с роботом, оснащённым силомоментным датчиком. Обсуждается согласованность аналитического решения и результатов физического эксперимента.

**Ключевые слова:** роботизированная сборка, силомоментный датчик, модель сопряжения, позиционно-силовое управление.

## ВВЕДЕНИЕ

Из теории автоматической сборки и промышленной практики известно, что обеспечение условий собираемости является весьма сложной задачей при жестком базировании деталей. Условия сборки усложняются в связи с постоянным ростом точности деталей машин и их соединений. Даже современные промышленные роботы, имеющие точность позиционирования 0,03...0,07 мм, не обеспечивают достаточную технологическую надежность процесса.

Целью работы является повышение технологической надежности роботизированной сборки прецизионных соединений на основе применения активной адаптации.

Для достижения данной цели и реализации способа сборки с активной адаптацией необходимо решить задачу создания обратной связи в системе управления промышленным роботом и разработать адаптивный алгоритм управления. Сенсорное устройство, которое реализует обратную связь в системе управления – шестикомпонентный датчик сил и моментов.

Для достижения данной цели и реализации способа сборки с активной адаптацией необходимо решить задачу создания обратной связи в системе управления промышленным роботом и разработать адаптивный алгоритм управления. Сенсорное устройство, которое реализует обратную связь в системе управления – шестикомпонентный датчик сил и моментов.

Метод решения поставленной задачи основан на исследовании условий собираемости как основы для разработки алгоритма позиционно-силового управления сборочным роботом. В качестве теоретической базы выступают основные положения технологии машиностроения, теории автоматического управления, теоретической и аналитической механики, а также робототехники.

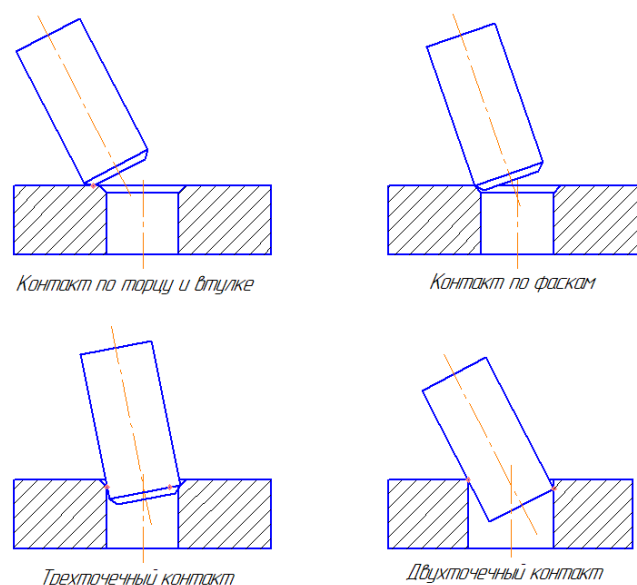


Рис. 1. Контактные ситуации

## ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ОПЕРАЦИИ СБОРКИ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ СОЕДИНЕНИЙ

Из теории управления манипуляционными системами условия протекания автоматической сборки рассматриваются на основе нескольких этапов. Для различных видов соединений число этапов конечно [2]. Основные этапы сопряжения цилиндрических соединений показаны на рисунке 1.

Выделяют четыре этапа: контакт по торцу и втулке, контакт по фаскам, трехточечный контакт и двухточечный контакт. Каждый из этапов характеризуется определенным соотношением сил и моментов, возникающих в момент контакта в ортогональной системе координат. Таким образом, оценивая ситуацию в зоне сборки предполагается разработать алгоритм позиционно-силового управления сборочным роботом.

Целью проведения экспериментального исследования являлось подтверждение или опровержение предположения, сделанного в работах [4] и [5], о том, что при роботизированной сборке цилиндрических соединений с малыми зазорами до 0,01 мм в зоне сборки возникает двухточечный контакт.

### МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДВУХТОЧЕЧНОГО КОНТАКТА

На рисунке 2 изображена схема действия сил в рассчитываемой математической модели.

Уравнения равновесия:

$$\begin{cases} F_x - N_B + N_A \cos \varphi - F_{T_{rA}} \sin \varphi = 0 \\ F_z - F_{T_{rB}} - F_{T_{rA}} \cos \varphi - N_A \sin \varphi = 0 \\ F_{T_{rB}} z - N_B \left( l - \frac{q}{\cos \varphi} \right) + N_A \cos \varphi l - N_A \sin \varphi z - F_{T_{rA}} \cos \varphi z - F_{T_{rA}} \sin \varphi l - M = 0 \end{cases}$$

Основное расчетное уравнение:

$$M_y = \left[ F_x + \frac{F_z - f F_x}{2f + 2\frac{R-r}{q}(1-f^2)} \cdot \left( 1 - 2f\frac{R-r}{q} \right) \right] \cdot (fr - l + q) + \frac{F_z - f F_x}{2f + 2\frac{R-r}{q}(1-f^2)} \cdot \left[ l - fz - 2\frac{R-r}{q}(r + fl) \right]$$

(1)

Взяв значения  $F_x$  и  $F_z$  с датчика, необходимо вычислить  $M_y$  по формуле (1) и сравнить с показаниями  $M_y$  силомоментного датчика.

### ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА

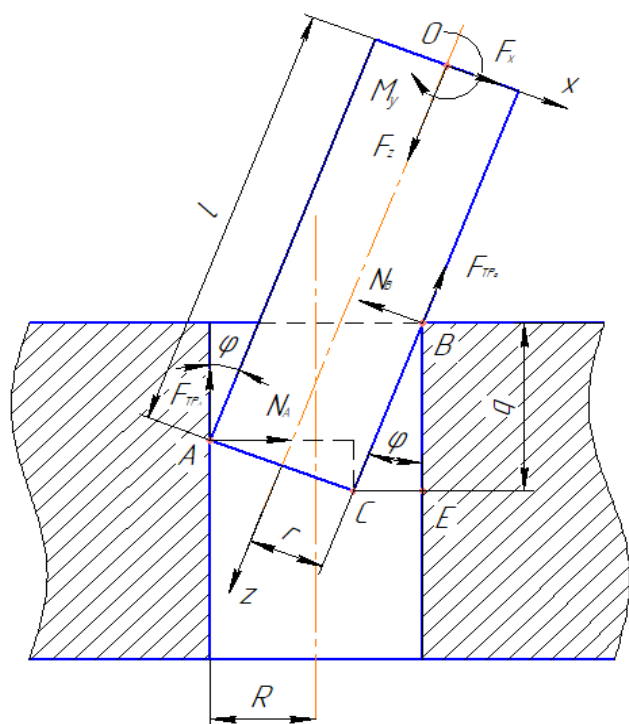


Рис. 2. Схема действия сил при двухточечном контакте

В докладе представлена экспериментальная установка для исследования роботизированной сборки, дооснащенная адаптивным захватным устройством (рис. 3). Приводится описание её структуры и алгоритм функционирования. Установка собрана на базе промышленного робота ABB IRB 140 (1) с контроллером IRC5. Собираемые детали (3) цилиндрические вал и втулка жёстко базируются в адаптивном захватном устройстве (2) и трехкулачковом самоцентрирующемся патроне (4) соответственно. Информация о возникающих в зоне сборки силах и моментах считывается силомоментным датчиком и поступает в систему управления промышленным роботом, а также регистрируется персональным компьютером.

### ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТА

Как отмечалось выше, целью эксперимента являлось подтверждение теории о возникновении двухточечного контакта в зоне сборки.

Как видно из рисунка 2 одним из основных параметров математической модели является глубина погружения  $q$ .

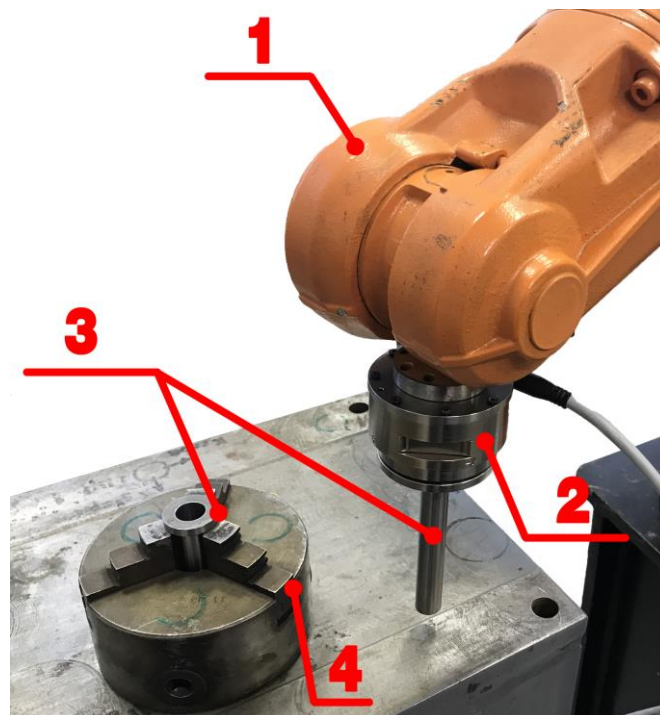


Рис. 3. Экспериментальная установка для исследования роботизированной сборки с адаптацией: 1 – промышленный робот ABB IRB 140; 2 – адаптивное захватное устройство; 3 – экспериментальные образцы; 4 – трехкулачковый самоцентрирующийся патрон.

Контроль данного параметра производился алгоритмом позиционного управления промышленным роботом. Как видно из таблицы 1 измерения проводились в 13 точках в процессе сопряжения экспериментальных образцов.

Таблица 1

### Экспериментальные данные

Point №	Fx, N	Fy, N	Fz, N	Mx, N	My, N	Mz, N	q, mm	My(calc), Nm	My(coll), Nm
1	-2,8	-0,8	0	0,1	-0,3	0	0	-	-
2	-3,1	-0,9	0	0,1	-0,4	0	0,25	0,392	0,4
3	-2,7	-0,7	0	0,1	-0,3	0	0,5	0,343	0,3
4	-3,3	-0,8	0,1	0,1	-0,4	0	0,75	0,418	0,4
5	-2,9	-0,7	0,05	0,1	-0,3	0	1	0,367	0,3
6	-4	-0,9	0,05	0,12	-0,5	0	1,25	0,506	0,5
7	-3,6	-1,1	-0,5	0,15	-0,45	0	1,5	0,455	0,45
8	-5,2	-1,5	-6,9	0,2	-0,6	0	1,75	0,646	0,6
9	-6,2	-1,3	-24,3	0,25	-0,6	0	2	0,724	0,6
10	-8,8	-1,1	-45,6	0,3	-0,75	0	2,25	0,962	0,75
11	-12,2	-0,9	-64	0,37	-0,98	0	2,5	1,275	0,98
12	-15,3	-0,5	-83,6	0,4	-1,2	0	2,75	1,514	1,2
13	-17,5	-0,02	-109	0,45	-1,3	0	3	1,572	1,3

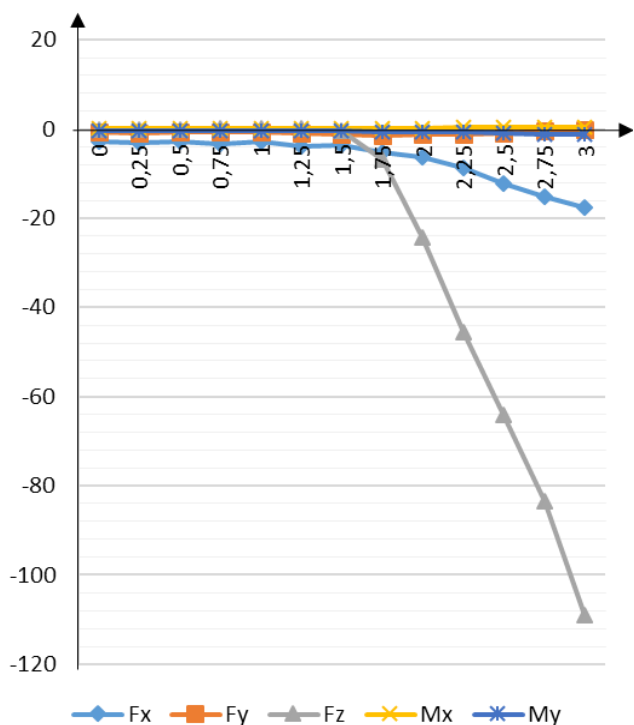


Рис. 4. Зависимость компонент главного вектора сил от глубины погружения.

Таким образом, глубина погружения вала во втулку составила 3 мм, это обусловлено резким ростом составляющей главного вектора сил  $F_z$ , что свидетельствует о возникновении заклинивания в зоне сборки (рис. 4). Во избежание повреждения оборудования решено было остановиться на значении в 109 Н. Шаг приращения выбран 0,25 мм и подбирался экспериментально, в процессе исследования.

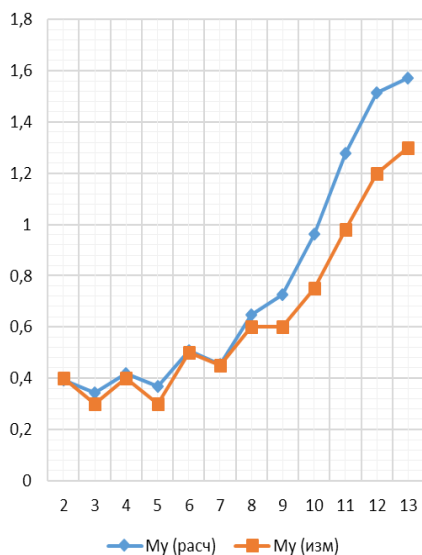


Рис. 5. Сравнение расчетного и измеренного  $M_y$

Полученные данные были обработаны в соответствии с методикой, описанной выше. На рисунке 5 показано сравнение графиков:  $M_y$  (расч), описываемый основным расчетным уравнением (2) и графика  $M_y$  (изм) по данным измеренным в процессе эксперимента в 13 точках.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, можно сделать заключение о возникновении двухточечного контакта и подтверждении адекватности созданной математической модели сопряжения цилиндрических соединений при роботизированной сборке.

Данная математическая модель будет полезна при создании алгоритма адаптивного алгоритма управления промышленным роботом.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Божкова Л.В. Этапы создания алгоритмического обеспечения интеллектуальной роботизированной сборки / Л.В. Божкова, М.В. Вартанов, Б.В. Шандров // Известия Волгоградского государственного технического университета. – 2014. – № 21(148).
2. Черняховская Л.Б. Кинематический и динамический анализы автоматической сборки цилиндрических деталей: монография. / Л.Б. Черняховская. – Самара: Самар. гос.техн. ун-т, 2011. – 75 с.: 55 ил.
3. Мищенко Р.С. Задача разработки позиционно-силового управления для повышения технологической надежности роботизированной сборки / Р.С. Мищенко, М.В. Вартанов, М.В. Архипов // Интеллектуальные системы, управление и мехатроника: материалы Всероссийской научно-технической конференции молодых ученых, аспирантов и студентов. – 2016. – 245 с.
4. Вартанов М.В. Экспериментальные исследования условий собираемости при активной роботизированной сборке / М.В. Вартанов [и др.] // Станки Инструмент. – 2017. – №4. – С. 14-16.
5. Архипов М.В. Обучение робота показом движения с учетом деформирования среды / М.В. Архипов [и др.] // Известия ЮФУ. Технические науки. - 2015. – № 10 (171). – С. 213 - 227.



# **Experimental Study of Contact States in the Zone of Conjugation Using the Robotic Assembly of Precision Cylindrical Joints**

Vartanov M.V., Petrov V.K., Mishchenko R.S.

Moscow Polytechnic University

Moscow, Russia

[m.v.vartanov@mospolytech.ru](mailto:m.v.vartanov@mospolytech.ru), [vkp77@bk.ru](mailto:vkp77@bk.ru), [roman.mishchen@gmail.com](mailto:roman.mishchen@gmail.com)

*Abstract.* A two-point contact model in robotic assembly is considered, in a quasi-static formulation. In the experiments, a robot equipped with a force and torque sensor is employed. The consistency of theoretical analysis with physical experiments is discussed.

*Keywords:* robotic assembly, force and torque sensor, active adaptation, position–force control.

# К задаче построения самонастраивающейся системы электрического отопления жилых помещений

Файда Е.Л., Сивкова А.П., Никонова Т.Ю.  
Южно-Уральский государственный университет  
Челябинск, Россия  
[89080858765@mail.ru](mailto:89080858765@mail.ru)

**Аннотация.** Отмечено, что релейные системы регулирования не обеспечивают требуемого качества температурного режима помещений, а ПИД-регуляторы требуют тщательной индивидуальной настройки параметров. Альтернативным решением является создание адаптивных самонастраивающихся систем управления. С учетом физических процессов теплообмена составлена система дифференциальных уравнений теплового баланса помещения с источником тепла, поступающим от электрообогревателя, и тепловоспринимающими поверхностями ограждений. Помещение рассматривается как объект с сосредоточенными параметрами. Определены виды передаточной функции электрообогревателя и обогреваемого помещения. Приведены графики изменения температуры электрообогревателя и температуры воздуха при разогреве. Определены параметры математических моделей электрообогревателя и обогреваемого помещения: постоянные времени и коэффициенты передачи, по переходным процессам разогрева электрообогревателя и обогреваемого помещения. Полученные результаты могут быть использованы для синтеза самонастраивающейся системы регулирования, обеспечивающей требуемое качество регулирования температуры воздуха в помещениях с электроотоплением.

**Ключевые слова:** системы регулирования, температурный режим помещения, электроотопление, параметры объекта регулирования, переходный процесс.

## ВВЕДЕНИЕ

В ряде труднодоступных и отдаленных от больших поселений районах, а также в некоторых коттеджных поселках существует достаточно много мотиваций, и в том числе экономически оправданных, для отопления помещений электричеством [1–6]. В частности, в центре Челябинска было построено несколько многоэтажных жилых домов с электроотоплением. Опыт эксплуатации показал, что даже при индивидуальном регулировании температуры в каждом отдельном помещении с помощью двухпозиционных релейных регуляторов не удается добиться высокого потребительского качества отопления из-за большой тепловой инерционности объектов регулирования [7–9]. Применение других типов регуляторов, в том числе ПИД-регуляторов, хотя и позволяло значительно повысить качество регулирования, но было связано с большой трудоемкостью их настройки [10,11]. Поэтому вполне актуальным стал вопрос создания самонастраивающейся системы регулирования температурным режимом помещения.

**1. Определение вида передаточной функции объекта регулирования**

Для выбора оптимального закона регулирования необходимо знать: какое динамическое звено в системе представляет объект регулирования и его параметры.

При составлении математической модели теплового режима помещения приняты следующие допущения:

- объект регулирования является объектом с сосредоточенными параметрами;
- электрообогреватель (радиаторного типа) представляет идеально однородное твердое тело, все точки которого, в том числе и на поверхности, имеют одинаковую температуру.

Процесс регулирования температурного режима помещения разделим на два этапа. На первом этапе осуществляется натоп (разогрев) помещения, а на втором – стабилизация температурного режима.

Далее будем рассматривать тепловые процессы на этапе натопа помещения. При этом будем полагать, что за время натопа изменяется лишь температура воздуха в помещении, а температура поверхностей ограждений не успевает измениться. Изменение температуры поверхностей ограждений происходит в промежутке перехода от этапа натопа к квазистационарному режиму стабилизации температуры.

Для пустого помещения с единственным источником тепла, поступающим от электрообогревателя, и тепловоспринимающими поверхностями ограждений (стены, пол, потолок) система уравнений теплового баланса запишется как [12,13]

$$\begin{cases} c_{об}G \frac{dt_{об}(\tau)}{d\tau} = \alpha_{об}F_{об}[t_e(\tau) - t_{об}(\tau)] + p(\tau); \\ c_e\rho V \frac{dt_e(\tau)}{d\tau} = \alpha_e F_{II}[\Theta_{II} - t_e(\tau)] + \alpha_{об}F_{об}[t_{об}(\tau) - t_e(\tau)], \end{cases} \quad (1)$$

где  $\tau$  – время, сек;  $t_e(\tau)$  – среднеобъемная температура воздуха,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $t_{об}(\tau)$  – температура электрообогревателя,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $c_e$  – удельная изобарная теплоемкость воздуха, Дж/кг  $^{\circ}\text{C}$ ;  $c_{об}$  – удельная теплоемкость обогревателя, Дж/кг  $^{\circ}\text{C}$ ;  $\rho$  – плотность воздуха, кг/м<sup>3</sup>;  $G$  – масса обогревателя, кг;  $V$  – объем воздуха в помещении, м<sup>3</sup>;  $\alpha_e$  – средний коэффициент теплоотдачи между воздухом и поверхностью ограждений помещения, Вт/м<sup>2</sup>  $^{\circ}\text{C}$ ;  $\alpha_{об}$  – средний коэффициент теплоотдачи между воздухом и поверхностью электрообогревателя, Вт/м<sup>2</sup>  $^{\circ}\text{C}$ ;  $F_{II}$  – площадь поверхности ограждений помещения, м<sup>2</sup>;  $F_{об}$  – площадь поверхности обогревателя,

теля, м<sup>2</sup>;  $\Theta_{II}$  – средняя температура поверхности ограждений помещения, °C;  $p(\tau)$  – мощность электрообогревателя (тепловыделения обогревателя в единицу времени), кВт.

Первое выражение в системе уравнений (1) описывает тепловой баланс электрообогревателя, второе выражение – тепловой баланс помещения.

Рассмотрим динамический процесс разогрева воздуха в помещении от начальной температуры  $t_o$  до заданного значения  $t_s$ . Учитывая, что ограждения помещения обладают большой тепловой инерционностью (измеряемой часами), изменением температуры поверхности ограждений за время разогрева воздуха в помещении можно пренебречь и считать  $\Theta_{II} = \text{constant}$ .

Для сокращения времени разогрева воздуха в помещении (уменьшения времени переходного процесса) целесообразно электрообогреватель на время разогрева включить на полную (максимальную) мощность:

$$p(\tau) = P. \quad (2)$$

Будем считать, что начальные температуры электрообогревателя, воздуха и поверхностей ограждения помещения одинаковы, значение которых  $t_o = \Theta_{II}$ .

Обозначим соответственно избыточную температуру электрообогревателя и избыточную среднеобъемную температуру воздуха:

$$\begin{aligned} \theta_{oo}(\tau) &= t_{oo}(\tau) - t_o; \\ \theta_s(\tau) &= t_s(\tau) - t_o. \end{aligned} \quad (3)$$

Подставив значения  $t_{oo}(\tau)$  и  $t_s(\tau)$  из первого выражения (1) во второе и проведя преобразования с учетом (2) и (3), получим

$$T_{oo} T_s \frac{d^2 \theta_s}{d\tau^2} + \left[ \left( 1 + \frac{\alpha_{oo} F_{oo}}{\alpha_s F_{II}} \right) T_{oo} + T_s \right] \frac{d\theta_s}{d\tau} + \theta_s = k_s P, \quad (4)$$

где  $T_s = \frac{c_s \rho V}{\alpha_s F_{II}}$  – постоянная времени тепловых процессов

воздуха, сек;  $T_{oo} = \frac{c_{oo} G}{\alpha_{oo} F_{oo}}$  – постоянная времени тепловых

процессов электрообогревателя, сек;  $k_s = \frac{1}{\alpha_s F_{II}}$  – переда-

точный коэффициент по каналу "температура воздуха – теплопоглощение поверхностей ограждения", °C/Вт.

Для стационарного режима второе выражение системы уравнений (1) запишется как

$$\alpha_s F_{II} [\Theta_{II} - t_s(\tau)] + \alpha_{oo} F_{oo} [t_{oo}(\tau) - t_s(\tau)] = 0, \quad (5)$$

тогда

$$\frac{\alpha_{oo} F_{oo}}{\alpha_s F_{II}} = \frac{t_s(\tau) - \Theta_{II}}{t_{oo}(\tau) - t_s(\tau)}. \quad (6)$$

Учитывая, что температура воздуха в стационарном режиме отличается от температуры ограждений на единицы градусов, а температура электрообогревателя отличается от температуры воздуха на десятки градусов, то отношение

$$\frac{t_s(\tau) - \Theta_{II}}{t_{oo}(\tau) - t_s(\tau)} \ll 1, \quad (7)$$

следовательно

$$\frac{\alpha_{oo} F_{oo}}{\alpha_s F_{II}} \ll 1. \quad (8)$$

Если пренебречь величиной  $\frac{\alpha_{oo} F_{oo}}{\alpha_s F_{II}}$  по сравнению с единицей, то (4) преобразуется к принятому в теории автоматического управления стандартному виду

$$T_{oo} T_s \frac{d^2 \theta_s}{d\tau^2} + (T_{oo} + T_s) \frac{d\theta_s}{d\tau} + \theta_s = k_s P \quad (9)$$

Из (9) передаточный коэффициент по воздуху  $k_s$ , характеризующий свойства объекта в стационарном режиме

при  $\frac{d\theta_s}{d\tau} = 0$ , равен

$$k_s = \frac{\Theta_s}{P}, \quad (10)$$

где  $\Theta_s$  – установившееся значение избыточной температуры воздуха в помещении при включении электрообогревателя на полную мощность P.

Выражение (9) описывает инерционное звено второго порядка с передаточной функцией

$$W(s) = \frac{k_s}{T_{oo} T_s s^2 + (T_{oo} + T_s) s + 1}, \quad (11)$$

где s – комплексная переменная в изображениях Лапласа [14].

Инерционное звено второго порядка можно представить как два последовательно соединенных звена первого порядка с передаточными функциями электрообогревателя и воздуха внутри помещения соответственно

$$W_{oo}(s) = \frac{1}{(T_{oo} s + 1)}, \quad (12)$$

$$W_s(s) = \frac{k_s}{(T_s s + 1)}. \quad (13)$$

Определим параметры этих звеньев:  $T_{oo}$ ,  $T_s$  и  $k_s$  по переходным процессам разогрева электрообогревателя и воздуха в помещении.

**2. Определение инерционности электрообогревателя по переходному процессу**

Инерционное звено первого порядка при  $p(\tau) = P$  описывается уравнением [15]

$$T_{об} \frac{d\theta_{об}(\tau)}{d\tau} + \theta_{об}(\tau) = \Theta_{об}, \quad (14)$$

где  $\Theta_{об}$  – установившееся значение избыточной температуры электрообогревателя при включении его на полную мощность  $P$ .

Решением (14) является экспоненциальная функция

$$\theta_{об}(\tau) = \Theta_{об} \left( 1 - e^{-\frac{\tau}{T_{об}}} \right). \quad (15)$$

В выражении (15) два неизвестных:  $\Theta_{об}$  и  $T_{об}$ . Для нахождения  $T_{об}$  используем следующий прием. Определим значение постоянной времени  $T_{об}$  по трем значениям функции (15), два из которых взяты через равные промежутки времени  $\Delta\tau_{об}$ . На рис.1 показан график изменения температуры электрообогревателя на этапе разогрева помещения.

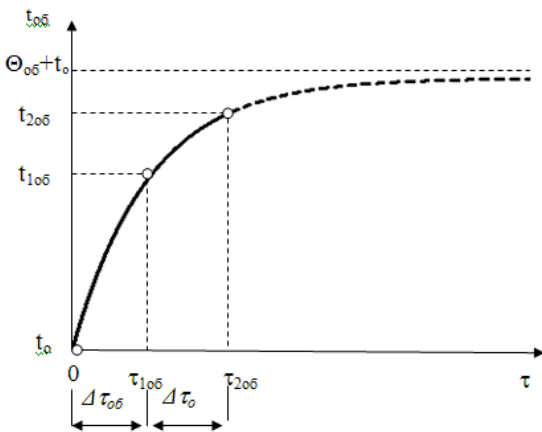


Рис. 1. Изменение температуры обогревателя, включенного на полную мощность  $P$  на этапе разогрева

Первое измерение температуры  $t_0$  сделаем в начале интервала разогрева при  $\tau = 0$ . Последующие  $t_{1об}$  и  $t_{2об}$  измерения выполним через равные промежутки времени  $\Delta\tau_{об}$  соответственно в моменты времени  $\tau_{1об}$  и  $\tau_{2об}$ . При этом  $\tau_{2об} = 2\tau_{1об}$ .

Подставив данные замеров в (15) получим систему уравнений

$$\begin{cases} \theta_{об1} = \Theta_{об} \left( 1 - e^{-\frac{\tau_{1об}}{T_{об}}} \right); \\ \theta_{об2} = \Theta_{об} \left( 1 - e^{-\frac{\tau_{2об}}{T_{об}}} \right), \end{cases} \quad (16)$$

где  $\tau_{1об} = \Delta_{об}$ ,  $\tau_{2об} = 2\tau_{1об}$ .

Разделив второе выражение (16) на первое, после подстановки значений  $\tau_{1об} = \Delta_{об}$  и  $\tau_{2об} = 2\tau_{1об}$ . и решения квадратичного уравнения получим

$$e^{-\frac{\Delta\tau}{T}} = \frac{\theta_{об2} - \theta_{об1}}{\theta_{об1}}. \quad (17)$$

Прологарифмируем (17)

$$-\frac{\Delta\tau}{T} = \ln \frac{\theta_{об2} - \theta_{об1}}{\theta_{об1}}. \quad (18)$$

Сделав переход от избыточных значений температуры к абсолютным значениям, найдем

$$T_{об} = \frac{\Delta\tau_{об}}{\ln \frac{t_{об1} - t_0}{t_{об2} - t_{об1}}}. \quad (19)$$

**3. Определение инерционности воздуха в помещении по переходному процессу**

Для определения тепловой постоянной времени  $T_в$  воздуха, а также коэффициента передачи по воздуху  $k_в$  рассмотрим (9). Решением (9) является экспоненциальная функция

$$\theta_в(\tau) = \Theta_в \left( 1 - \frac{T_{об}}{T_{об} - T_в} e^{-\frac{\tau}{T_{об}}} + \frac{T_в}{T_{об} - T_в} e^{-\frac{\tau}{T_в}} \right). \quad (20)$$

Определим значение постоянной времени  $T_в$  в функции (20) по четырем ее значениям, три из которых взяты через равные промежутки времени  $\Delta\tau_в$ . На рис.2 показан график изменения температуры воздуха на этапе его разогрева.

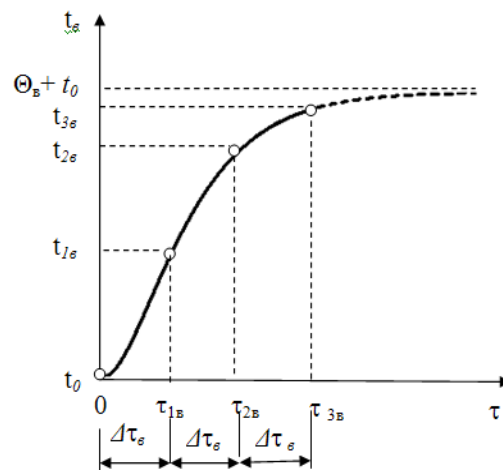


Рис. 2. Изменение температуры воздуха на этапе разогрева

На основании (20) система уравнений для трех фиксированных моментов времени

$$\begin{cases} \theta_{e1} = \Theta_e \left( 1 - \frac{T_{ob}}{T_{ob} - T_e} x_{ob} + \frac{T_e}{T_{ob} - T_e} x_e \right); \\ \theta_{e2} = \Theta_e \left( 1 - \frac{T_{ob}}{T_{ob} - T_e} x_{ob}^2 + \frac{T_e}{T_{ob} - T_e} x_e^2 \right); \\ \theta_{e3} = \Theta_e \left( 1 - \frac{T_{ob}}{T_{ob} - T_e} x_{ob}^3 + \frac{T_e}{T_{ob} - T_e} x_e^3 \right). \end{cases} \quad (21)$$

$$k_e = \frac{(t_{e1} - t_0)(T_{ob} - T_e)}{[T_{ob}(1 - x_{ob}) - T_e(1 - x_e)]P}. \quad (30)$$

Здесь

$$x_{ob} = e^{-\frac{\Delta\tau_e}{T_{ob}}}, x_e = e^{-\frac{\Delta\tau_e}{T_e}}. \quad (22)$$

Подставив в (21)

$$\frac{T_{ob}}{T_{ob} - T_e} - \frac{T_e}{T_{ob} - T_e} = 1 \quad (23)$$

и разделив второе и третье выражения на первое, получим

$$\begin{cases} \frac{\theta_{e2}}{\theta_{e1}} = \frac{T_{ob}(1 - x_{ob}^2) - T_e(1 - x_e^2)}{T_{ob}(1 - x_{ob}) - T_e(1 - x_e)}; \\ \frac{\theta_{e3}}{\theta_{e1}} = \frac{T_{ob}(1 - x_{ob}^3) - T_e(1 - x_e^3)}{T_{ob}(1 - x_{ob}) - T_e(1 - x_e)}. \end{cases} \quad (24)$$

Из первого выражения (24) следует

$$T_e = \frac{\theta_{e2}(1 - x_{ob}) - \theta_{e1}(1 - x_e^2)}{\theta_{e2}(1 - x_e) - \theta_{e1}(1 - x_{ob}^2)} T_{ob}. \quad (25)$$

Подставив (25) во второе выражение (24) и перейдя к абсолютным значениям температуры, получим

$$x_e = \frac{t_{e3} - t_{e2} - (t_{e2} - t_{e1})x_{ob}}{t_{e2} - t_{e1} - (t_{e1} - t_0)x_{ob}}. \quad (26)$$

Из совместного решения (24) и (26) следует

$$x_{ob} = \frac{(t_{ob2} - t_{ob1})}{(t_{ob1} - t_0)}. \quad (27)$$

Здесь из (22)

$$T_e = -\frac{\Delta\tau_e}{\ln x_e}. \quad (28)$$

Из первого выражения (21) найдем

$$\Theta_e = \frac{(t_{e1} - t_0)(T_{ob} - T_e)}{T_{ob}(1 - x_{ob}) - T_e(1 - x_e)}. \quad (29)$$

После подстановки (28) в (10)

Выражения (19), (26) – (30) по замеру начальной температуры воздуха, а также двум замерам температуры электрообогревателя и трем замерам воздуха в помещении в процессе их разогрева позволяют определить параметры объекта управления.

#### Выводы

1. Найдена математическая модель обогреваемого помещения с электрообогревателем радиаторного типа.
2. Получены формулы, позволяющие определить параметры обогреваемого помещения и электрообогревателя по переходным процессам.
3. Полученные результаты могут быть использованы для синтеза самонастраивающейся системы регулирования, обеспечивающей требуемое качество регулирования температуры воздуха в помещениях с электроотоплением.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Горбачев В.С. использование электроотопления в инфраструктуре города // Proc. of the Third Intem. HVAC Forum on Heat & Vent Exhibition, Moscow, 2001, pp121–126.
2. Горбачев В.С. Некоторые аспекты использования электроотопления в многоквартирных домах // Proc. of the Fourth Intem. HVAC Forum on Heat & Vent Exhibition, Moscow, 2002, pp. 94–97.
3. Лохов, С.П. Резидентное управление энергопотреблением инерционных объектов / С.П. Лохов, Л.Ф. Файда, Е.Л. Файда // Электрика. – 2003. – № 2. – С. 38.
4. Лохов, С.П. Оптимизация систем энергоснабжения и режимов энергопотребления экспериментальных жилых домов / С.П. Лохов, Л.Ф. Файда, Е.Л. Файда // Вестник ЮУрГУ. – 2002. – №7(16). – С. 14–15.
5. Лохов, С.П. Многоквартирные дома-термосы с единым энергетическим вводом / С.П. Лохов, Е.Л. Файда, Л.Ф. Файда // Энергосбережение – теория и практика. Вторая Всероссийская школа–семинар молодых ученых и специалистов. – М.: МЭИ, 2004. – С.153.
6. Файда, Е.Л. Регулирование максимума нагрузки в электрических сетях жилых домов с электротеплоснабжением / Е.Л. Файда, В.В.Варганов. // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2005. – №9. – С.62–65.
7. Файда Л.Ф., Соболев С.А., Файда Е.Л., Варганов В.В. Способ управления электронагревательным устройством // Патент России №2287886. 2006.Бюл.№32.
8. Панферов В.И. Об оптимальном управлении тепловым режимом зданий / В.И. Панферов, Е.Ю. Анисимова, А.Н. Нагорная. // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2007. – №20. – С.3–9.
9. Панферов В.И. Об оптимальном управлении отоплением зданий как процессом с распределенными параметрами/ В.И. Панферов, Е.Ю. Анисимова. //Вестник ЮУрГУ. Серия «Компьютерные технологии, управление, радиоэлектроника». –2009. – № 3.– С.24–29.
10. Усков А.Ю. Повышение качества регулирования систем электроотопления. / А.Ю. Усков, И.М. Кирпичникова, Е.Л.Файда, Т.Ю. Никонова // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия "Энергетика". –2012.–№18, С.

11. Лохов С.П. Адаптивная система управления электрическим отоплением жилых помещений. / С.П. Лохов, Е.Л.Файда, В.В. Варганов, Усков А.Ю.// Журнал "Электротехника". –2014. –№4, С.16–19.

12. Емельянов, А.Л. Тепловая инерционность воздуха в помещениях с системами кондиционирования. / А.Л. Емельянов, С.Е. Буравой, Е.С. Платунов // Научный журнал НИУ ИТМО. Серия «Холодильная техника и кондиционирование». – 2007. – №1, С.6

13. Исаченко, В.П. Теплопередача. Учебник для вузов. Изд.3-е / В.П. Исаченко, В.А. Осипова, А.С. Сукомел. – М.: Энергия, 1975. – 488с.

14. Электротехника: учеб. пособие: в 3 кн. / под ред. П.А. Бутырина, Р.Х. Гафиятуллина, А.Л. Шестакова. – М.; Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2004. – Т. 2. – 711 с.

15. Теория автоматического управления: Учебник для вузов по спец."Автоматика и телемеханика№: В2-х ч. – 1. Теория линейных систем автоматического управления/Н.А.Бабаков, А.А.Воронов и др.; Под ред. А.А. Воронова. –М.: Высшая школа, 1986. –367 с.

## To the Problem of Constructing a Self-Adjusting System for the Electrical Heating of Living Quarters

Faida E.L., Sivkova A.P., Nikonova T.Yu.

South Ural State University

Chelyabinsk, Russia

[89080858765@mail.ru](mailto:89080858765@mail.ru)

**Abstract.** It is noted that relay control systems do not provide the required quality of room temperature, and PID regulators require careful individual adjustment of parameters. An alternative solution is to create adaptive self-tuning control systems. Taking into account the physical processes of heat exchange, a system of differential equations for the heat balance of the room with a heat source coming from the electric heater and heat-receiving surfaces of the fences is compiled. The room is treated as an object with lumped parameters. The types of transfer function of the electric heater and the heated room are determined. The graphs of the temperature change of the electric heater and the temperature of the air during heating are given. The parameters of the mathematical models of the electric heater and the

heated room are determined: the time constants and the transmission factors, by the transient processes of heating the electric heater and the heated room. The results obtained can be used to synthesize a self-adjusting control system that provides the required quality of air temperature control in rooms with electric heating.

**Keywords:** control systems, room temperature conditions, electric heating, parameters of the regulated object, transient process.

# Использование возобновляемых источников энергии для эффективного развития электроэнергетики сельскохозяйственного производства на территории Чеченской Республики

Эльбазуров А.Р., Титова Г.Р.

Московский энергетический институт (национальный исследовательский университет)

Москва, Российская Федерация

[essame@yandex.ru](mailto:essame@yandex.ru)

**Аннотация.** На сегодняшний день промышленность Чеченской Республики, как и ее экономика в целом, находится в стадии восстановительного роста. В последние годы в регионе наблюдается значительный рост потребления электроэнергии. Энергосистема Чеченской Республики является дефицитной ввиду отсутствия собственной генерации, за исключением Кокадойской малой гидроэлектростанции на р. Аргун. Покрытие потребности энергосистемы Чеченской Республики осуществляется перетоками мощностей от соседних энергосистем, что в свою очередь приводит к значительным потерям мощности. После известных событий в Чеченской Республике 1994-2000 годов, энергосистема республики еще полностью не восстановлена. Перечисленные факторы тормозят развитие региона с уникальными природно-климатическими условиями. Стратегической задачей развития экономики Чеченской республики является развитие электроэнергетики сельскохозяйственного производства, за счет возобновляемых источников энергии (ВИЭ), с использованием энергии ветра и солнца.

**Ключевые слова:** возобновляемые источники энергии, сельское хозяйство, Чеченская Республика, мощность.

## ВВЕДЕНИЕ

Предвидимое истощение доступных запасов ископаемого топлива, растущая монополизация отрасли и постоянно возрастающие цены на энергоносители создали угрозу «энергетической безопасности». Поэтому вне зависимости от наличия энергетических ресурсов и цен на них государство должно обеспечить экономический рост. Более того, необходимо решать многие проблемы обеспечения безопасности окружающей среды. Сохранение экологической среды и бурный рост промышленного и сельскохозяйственного производства требует «энергетической безопасности» Чеченской Республики, которую необходимо развивать на основе энерго- и ресурсосбережения, эффективного использования новых и возобновляемых источников топлива и энергии.

## АНАЛИЗ СОСТОЯНИЯ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКИ ЧЕЧЕНСКОЙ РЕСПУБЛИКИ

Структура промышленных отраслей Чеченской Республики, непосредственно связанных с топливно-энергетическим комплексом имеет в основном сырьевую

направленность. Дальнейшее развитие всего промышленного комплекса требует увеличение объемов выработки электрической энергии, как для промышленности, так и для сельского хозяйства.

С увеличением объемов производства, наблюдается рост потребления электрической и тепловой энергии, при этом опережающими темпами растет объем потребления электрической энергии, что отражено на рис. 1.



Рис. 1. Динамика электропотребления в энергосистеме Чеченской Республики за период 2010-2017 г.

Энергосистема Чеченской Республики является дефицитной ввиду отсутствия собственной генерации, за исключением Кокадойской малой гидроэлектростанции (МГЭС) на р. Аргун установленной (максимальной) мощностью 1,3 МВт. Покрытие потребности энергосистемы Чеченской Республики обеспечивается перетоками мощностей по сети 330 кВ от соседних энергосистем, что в свою очередь приводит к значительным потерям мощности, и по сети 110 кВ от подстанции 330/110 кВ по республике [1]. Основными поставщиками электроэнергии являются Североосетинская и Дагестанская энергосистемы. Например, в максимум зимнего режимного дня 18.12.2016 года в 18-00 потребление Чеченской энергосистемы составляло 493 МВт, как представлено на рис. 2, и покрывалось следующим образом:

- от Дагестанской энергосистемы 106 МВт;
- от Североосетинской энергосистемы 327 МВт;
- от Ингушской энергосистемы 20 МВт;
- от Ставропольской энергосистемы 40 МВт.

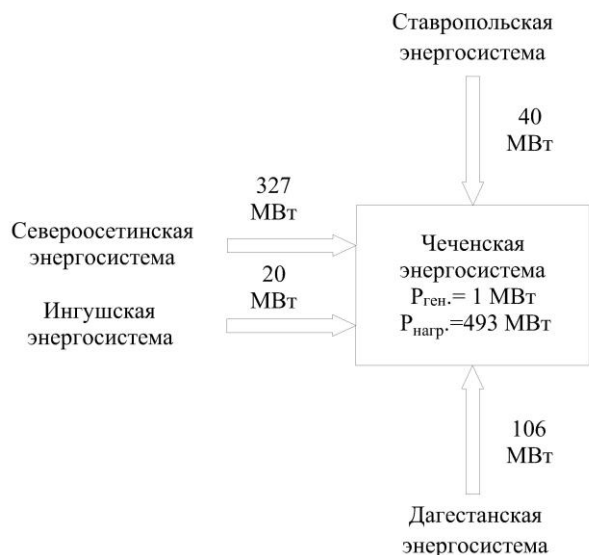


Рис. 2. Перетоки мощности в энергосистеме Чеченской Республики 18.12.2016 г.

подавляющая часть тепловых электростанций, осуществляющих транспортировку электроэнергии на территорию Чеченской Республики, работает на газе, часть на угле, мазуте, что приводит к огромным потерям нефти и газа, запасы которых могут исчерпаться в течение ближайших 50-70 лет. Кроме того, добыча и транспортировка этих ресурсов обходятся все дороже, что соответственно ведет к постепенному росту себестоимости электроэнергии и ее транспортировки.

Прогноз потребления электроэнергии и мощности энергосистемы Чеченской Республики на 3-летний период для «реалистического» варианта развития электроэнергетики, представленный ОАО «СО ЭЭС» [2], показывает, что электропотребление как росло, так и будет расти, что отражено в табл. 1,2.

Таблица 1  
Прогноз потребления электроэнергии с 2018-2020 гг.

Год	Прогнозируемый период		
	2018	2019	2020
Электропотребление, млн. кВт.ч	2714	2807	2838
Среднегодовые темпы прироста, %	2,57	3,43	1,1

Таблица 2  
Прогноз потребления электроэнергии с 2018-2020 гг.

Год		Прогнозируемый период		
		2018	2019	2020
ЛМ	Потребляемая мощность, МВт	360	363	365
ЗМ		530	534	537

где ЛМ,ЗМ – летний и зимний максимумы соответственно.

В Чеченской Республике уже идет строительство Грозненской теплоэлектростанции (ТЭЦ), с генерирующей мощностью 498,6 МВт, табл.3. Анализируя данные таблицы о прогнозе потребления электрической энергии, видно, что данная ТЭЦ будет покрывать 90-95 % от требуемой мощности.

Таблица 3

Выработка электроэнергии

Станция	Установленная мощность, МВт	Располагаемая мощность, МВт	
		Зимний мах	Летний мах
Кокадойская МГЭС (введена в 2015 году)	1,3	1	1,3
Грозненская ТЭС (ввод в 2018 году)	498,6	498,6	498,6
Всего:	499,9	499,6	499,9

Учитывая значительный рост электропотребления в Чеченской Республике в последние годы и прогнозируемый период, и растущие требования по надежности со стороны потребителей, органов власти и Системного оператора, состояние энергообъектов не всегда позволяет обеспечить надежность и качество электроснабжения всех потребителей.

Выше перечисленные факторы, а также, что:

- около трети подстанций 35, 110 кВ введены в эксплуатацию по одностранной схеме с односторонним питанием, без возможности резервирования;
- большая часть энергообъектов имеют значительный физический и моральный износ. Самый большой износ - 86% имеет трансформаторное оборудование подстанций 110 и 35 кВ;
- состояние оборудования и сетей не соответствует требованиям по надежности.

Все эти негативные факторы тормозят развитие региона с уникальными природно-климатическими условиями.

По мнению авторов, стратегической задачей развития экономики республики является использования природно-климатических условий для развития электроэнергетики сельскохозяйственного производства, за счет возобновляемых источников электрической энергии с использованием энергии ветра и солнца.

КЛИМАТИЧЕСКИЕ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ СОЛНЦА НА ТЕРРИТОРИИ ЧЕЧЕНСКОЙ РЕСПУБЛИКИ

Положение Чеченской Республики между 42° и 46° северной широты обуславливает интенсивный приток солнечной радиации. Запасы солнечной энергии, выраженные величиной радиационного баланса, в равнинных и предгорных районах составляют 50–55 ккал/см<sup>2</sup> в год. Продолжительность солнечной инсоляции составляет в среднем 330 дней в году. Дни «без солнца» наблюдаются редко - 34–40 дней в долинно-предгорных районах и 10–12 дней в высокогорьях, и лишь наибольшее их количество составляет 61 день в равнинной части территории. В целом за год, облачность снижает поступление прямой радиации на 20÷25% от потенциально возможной.

Полная радиация определяется суммой прямой и рассеянной радиации на горизонтальную поверхность. Максимальной интенсивности полная радиация на всей терри-



тории республики достигает в мае - июле месяцах. Интенсивность полной радиации изменяется для предгорных районов от 280 до 300 мДж/м<sup>2</sup>. В высокогорных районах она колеблется от 360 до 400 мДж/м<sup>2</sup> [3].

База данных NASA [4] предоставляет среднемесячный размер суммарной солнечной радиации, падающей на горизонтальную поверхность, на поверхность земли за определенный месяц, в среднем за 22-летний период (Июль 1993 - июнь 2015), табл.4. В каждый месяц среднее значение оценивается как среднее арифметическое значение 3-часовых значений для данного месяца. Значения определены для станции Шелковская Чеченской республики площадью 167,21 км<sup>2</sup>.

Таблица 4

Многолетние (22 года) среднемесячные и среднемноголетнее значения инсоляции, падающей на горизонтальную поверхность (кВт·ч/м<sup>2</sup>·день)

Месяц	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII
Э <sup>г</sup> <sub>вал</sub>	1.61	2.36	3.30	4.51	5.67	6.07	5.92	5.05

Продолжение таблицы 4

IX	X	XI	XI I	Год
3.94	2.69	1.67	1,3 0	3.67

Целесообразность использования комбинированных источников электроснабжения, рассмотрим на примере электроснабжения животноводческого комплекса на 800 голов крупного рогатого скота (КРС) с общей максимальной нагрузкой 257,6 кВт и годовым электропотреблением 875,84 МВт·ч.

Среднее значение валового потенциала солнечной энергии за год рассчитывается по следующей формуле:

$$\mathcal{E}_{\text{вал}}^g = \sum_{k=1}^d \mathcal{E}_{\text{вал } k}^g / d \quad (1)$$

где d — число расчетных месяцев; Э<sup>г</sup><sub>вал</sub> — приход энергии солнечной радиации на горизонтальную площадку за k — месяц.

Валовый потенциал солнечной энергии на территории Чеченской республики оценивается в 3,67 кВт·час/(м<sup>2</sup>·день):

$$\mathcal{E}_{\text{вал}}^g = (1,61 + 2,36 + 3,3 + 4,51 + 5,67 + 6,07 + 5,92 + 3,94 + 2,69 + 1,67 + 1,3) / 12 = 3,67 \text{ кВт} \cdot \text{ч} / \text{м}^2 \cdot \text{день} \quad (2)$$

Тогда значение годового валового потенциала солнечной энергии получается:

$$\mathcal{E}_{\text{вал}}^g = 3,67 \cdot 365 = 1340 \text{ кВт} \cdot \text{ч} / (\text{м}^2 \cdot \text{год}) \quad (3)$$

Валовой потенциал солнечной энергии в станции Шелковская с учетом ее площади:

$$\mathcal{E}_{\text{вал}}^g = \mathcal{E}_{\text{вал}}^g \cdot S \quad (4)$$

$$\mathcal{E}_{\text{вал}}^g = 1340 \cdot 167,21 \cdot 10^6 = 224,061 \cdot 10^9 \text{ кВт} \cdot \text{ч} / \text{год}.$$

Как показывают проведенные расчеты, станция Шелковская имеет значительный потенциал солнечной энергии, который может быть использован в качестве источника электроэнергии для электроснабжения животноводческого комплекса.

#### КЛИМАТИЧЕСКИЕ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ВЕТРА НА ТЕРРИТОРИИ ЧЕЧЕНСКОЙ РЕСПУБЛИКИ

По валовому потенциалу ветрового потока Чеченская республика относится к району со средним уровнем ветровой энергии.

Для эффективного использования ветровой энергии необходимо иметь исчерпывающую информацию о ветре как о природном процессе и источнике энергии. К общим климатическим характеристикам, необходимым для оценки теоретического (или валового) ветроэнергетического потенциала, относятся:

- временные вариации скорости ветра;
- средняя скорость ветра  $\bar{V}$ , м/с;
- повторяемость скорости ветра  $t(V)$ , %;
- продолжительность (обеспеченность) скорости ветра  $P(V)$ , %;
- поправочные коэффициенты, учитывающие изменение ветра по территории вследствие неоднородности подстилающей поверхности;
  - вертикальный профиль средней скорости ветра;
  - максимальная скорость ветра  $F_e^{\max}$ ;
  - удельная мощность  $N_{\text{уд}}$  и удельная энергия ветра  $\mathcal{E}_{\text{уд}}$ ; ветроэнергетические ресурсы района [5].

По данным, взятым из той же метеорологической системы базы данных СБД «NASA», среднемноголетняя скорость ветра в станции Шелковская составляет 4,67 м/с на высоте 10 м и 5,91 м/с на высоте 50 м, табл.5.

Таблица 5

Многолетние (10 лет) среднемесячные и среднемноголетняя скорости ветра на высоте 10 и 50 м над поверхностью земли для местности, похожей на аэропорт (м/с)

Месяц	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII
$\bar{v}, \bar{v}_0$ (10м)	5.11	5.14	4.79	4.59	4.43	4.12	4.26	4.41
$\bar{v}, \bar{v}_0$ (50м)	6.47	6.50	6.06	5.81	5.61	5.22	5.39	5.58

Продолжение таблицы 5

IX	X	XI	XI I	Год
4.5 1	4.61	4.93	5.1 7	4.67
5.7 2	5.84	6.24	6.5 5	5.91

По ориентировочным значениям среднемноголетних скоростей ветра на высоте флюгера при скорости ветра  $V > 5$  м/с - хорошие условия для использования энергии ветра;  $V < 4$  м/с - не рекомендуется использование энергии ветра;  $4 < V < 5$  м/с - требуется экономическое обоснование для целесообразности использования энергии ветра [6-9].

Наряду со среднемноголетней скоростью ветра среднемноголетняя удельная мощность ветрового потока также служит исходной характеристикой общего уровня интенсивности ветра в рассматриваемом регионе и по ней в первом приближении можно судить о перспективности использования ветровых ресурсов: при удельной мощности меньше 100 ( $N_{уд} < 100 \text{ Вт/м}^2$ ) - не рекомендуется, больше 400 ( $N_{уд} > 400 \text{ Вт/м}^2$ ) - хорошие условия,  $100 < N_{уд} < 400$  - требуется экономическое обоснование [10].

Проведем расчет удельной мощности и удельной энергии ветрового потока на высоте 50 м с целью выявить перспективность использования энергии ветра.

Для получения более достоверных данных, рассчитаем среднемноголетнюю удельную мощность  $N_{уд}$  разными методами. При расчете удельной мощности  $N_{уд}$  различными методами принимается допущение: плотность воздуха не меняется и равно  $\rho_0 = 1,226 \text{ кг/м}^3$ .

1) Расчет  $N_{уд}$  по ряду наблюдений за скоростью  $V_i$  (ряд трехчасовых наблюдений):

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_{уд} &= \sum_{i=1}^{8760} N_{удi} = \frac{1}{2} \rho \sum_{i=1}^{8760} V_i^3 \Rightarrow \\ \Rightarrow N_{уд} &= \mathcal{E}_{уд} / (8760/3) = \sum_{i=1}^{2920} N_{удi} / 2920 = \\ &= \left( \frac{1}{2} \rho \sum_{i=1}^{2920} V_i^3 \right) / 2920 = 126,92 \text{ Вт/м}^2 \end{aligned} \quad (5)$$

2) Расчет  $N_{уд}$  по многолетней повторяемости  $t(V)$ :

$$\mathcal{E}_{уд} = \frac{1}{2} \rho T \cdot \bar{V}_j^{п3} t(\Delta V_j^{п3}); \quad N_{уд} = \frac{1}{2} \rho \bar{V}^3. \quad (6)$$

Результаты расчеты сведены в табл.6.

Таблица 6

Результаты расчета удельной мощности и энергии

$V^{пj}$	1	4,5	8,5	12,5	16,5	22
$t(\Delta V)^{пj}$	10	52	31	7	0	0
$N_{удj}$	0,61	55,86	376,46	1197,27	2753,67	6527,22
$\mathcal{E}_{удj}$	0,54	254,45	1022,31	734,16	0,00	0,00

Просуммировав значения удельной энергии  $\mathcal{E}_{удj}$  во всем диапазоне наблюдаемых скоростей, находим значение среднемноголетней годовой удельной энергии  $\mathcal{E}_{уд}$  и значение удельной мощности  $N_{уд}$  ветрового потока:

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_{удj} &= \sum \mathcal{E}_{удj} \\ \bar{N}_{удj} &= \frac{\mathcal{E}_{уд}}{T} = 230 \text{ Вт/м}^2 \end{aligned} \quad (7)$$

3) Расчет  $N_{уд}$  по значению среднемноголетней скорости ветра  $V_0$ :

$$\bar{N}_{уд} = \frac{1}{2} \rho \bar{V}_0^3 = 126,54 \text{ Вт/м}^2. \quad (8)$$

По данным расчетам, как видно, получились значения мощности от 126 до 230 Вт/м<sup>2</sup>. Для дальнейших расчетов выберем наименьшее из полученных значений, то есть  $N = 126,54 \text{ Вт/м}^2$ .

Мощность, вырабатываемая ветроустановкой Fuhrländer FL100 с номинальной мощностью 100 кВт, определяется следующим выражением, кВт:

$$\begin{aligned} N_{ВЭУ}(v_{hб}) &= N_{в.п.}(v_{hб}) \eta_{ВК} \eta_p \eta_r = \\ &= 0,125 \rho \pi D_{ВК}^2 v_{hб}^3(t)^3 \eta_{ВК} \eta_p \eta_r \end{aligned} \quad (9)$$

$$\begin{aligned} \text{где } N_{в.п.}(v_{hб}(t)) &= 0,5 \rho F_{ВК} v_{hб}^3(t)^3 \\ F_{ВК} &= 0,25 \pi D_{ВК}^2 \end{aligned}$$

Расчет выработки электрической энергии ветроэнергетической установкой (ВЭУ) в данном регионе по повторяемости скоростей ветра за период T определяется следующим образом, кВт·ч:

$$\mathcal{E}_{ВЭУ}(T) = \sum_{j=1}^{N^{п}} [N_{ВЭУ}(V^{-hб}) t(\Delta V_j^{п})] T \quad (10)$$

Результаты расчеты сведены в табл.7.

Таблица 7

Расчет производства эл/эн ветроустановкой типа Fuhrländer FL100

Диапазон скорости ветра, м/с	Средняя скорость ветра, м/с	Вероятность скорости ветра, %	Количество часов в году, ч	Мощность ВЭУ, кВт	Производство эл/эн, кВт·ч
0 - 2	1	9,5	832,2	0,00	0
3 - 6	4,5	52,25	4577,1	7,94	36325
7 - 10	8,5	31	2715,6	53,49	145244
11 - 14	12,5	7	613,2	170,10	104306
15 - 18	16,5	0,25	21,9	391,23	8568
19 - 25	22	0	0	927,35	0
Итого:		100	8760	622,75	294443

Валовой потенциал ветрового потока в станции Шелковская:

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_в &= \mathcal{E}_{уд} \cdot \frac{S}{20} = N_{уд} \cdot T \cdot \frac{S}{20} = \\ &= 126,54 \cdot 8760 \cdot \frac{167,21 \cdot 10^3}{20} = 9267,534 \text{ МВт} \cdot \text{ч/км}^2 \cdot \text{год} \end{aligned} \quad (11)$$

Годовое потребление электроэнергии животноводческого комплекса на 800 голов КРС:

$$\begin{aligned} W_{год} &= P_{max} T = 257,6 \cdot 3400 = \\ &= 875840 \text{ кВт} \cdot \text{ч} = 875,84 \text{ МВт} \cdot \text{ч} \end{aligned} \quad (12)$$

где  $T = 3400 \text{ ч}$  – число часов использования максимальной нагрузки [10].

Годовое потребление электроэнергии животноводческого комплекса составляет 875,84 МВт·ч при валовом потенциале ветрового потока 9267,53 МВт·ч/км<sup>2</sup>·год.

Как показывают проведенные расчеты, станция Шелковская имеет значительный потенциал ветровой энергии, который может быть использован в качестве источника электроэнергии для электроснабжения животноводческого комплекса.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ (Выводы)

Проведенный анализ состояния и потенциала развития энергетической промышленности Чеченской Республики позволил выявить два наиболее приемлемых направления ее развития: развитие ветровой и солнечной энергетики.

На основе полученных данных можно утверждать, что использование возобновляемых источников энергии позволяет задействовать местные энергетические ресурсы республики и гарантировать электробезопасность отдаленным потребителям. А расчеты, проведенные по электроснабжению животноводческого комплекса, показывают как способность обеспечения электроэнергией рассматриваемый комплекс, так и целесообразность использования ресурсов на территории Чеченской Республике.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. <http://minpromchr.ru> (дата обращения 10.09.2016). Схема и программа развития электроэнергетики Чеченской Республики на период 2016-2020 г. – URL: <http://minpromchr.ru/investment/development-program> (дата обращения 17.09.2016).
2. Схема и программа развития Единой энергетической системы России на 2012-2018 годы – URL: [http://so-ups.ru/fileadmin/files/laws/orders/sipr\\_ups/sipr\\_ups\\_12-18.pdf](http://so-ups.ru/fileadmin/files/laws/orders/sipr_ups/sipr_ups_12-18.pdf) (дата обращения 10.10.2016).
3. Керимов И.А. Ресурсы солнечной и ветровой энергии Чеченской Республики / М.В. Дебиев, Р.А-М. Магоматов, Х.И. Хамсуркаев // Электронный журнал "Инженерный вестник Дона". - 2007. - №1 – 11 с.  
Karimov I. A. the Resources of solar and wind energy of the Chechen Republic of / M. V. Debiev, R. A-M. Magomarov, H. I. Chemsources // Electronic journal "Engineering journal of don". – P.11.
4. <https://eosweb.larc.nasa.gov> (дата обращения 03.10.10). Глобальная метеорологическая система базы данных

«NASA» – URL: <https://eosweb.larc.nasa.gov/cgi-bin/sse/grid.cgi?&email=na&step=1&p=&lat=43.509167&submit=&lon=46.327778> (дата обращения: 03.11.2016).

5. Дерюгина Г.В. Основные характеристики ветра. Ресурсы ветра и методы их расчета / Н.К. Калинин, Р.В. Пугачев – М.: Издательский дом МЭИ – 2012. – 257 с.
6. Безруких П.П. Ресурсы и эффективность использования возобновляемых источников энергии в России. / Ю.Д. Арбузов, Г.А. Борисов.– СПб.: Наука, 2002. – 314 с.
7. Фатеев Е. М. / Методы разработки ветроэнергетического кадастра. – М.: Академии наук СССР. – 193 с.
8. Методические указания проведения изыскательских работ по оценке ветроэнергетических ресурсов для схем обоснования схем размещения и проектирования ветроэнергетических установок. РД 52.04.275-89. – М.: Государственный комитет СССР по гидрометеорологии, 1990 г. – 70с.
9. Крюков О.В. Прогноз выработки электроэнергии инвариантных ветро-энергетических установок методом нечеткой логики / О.В. Крюков, А.В. Серебряков // Электротехника: сетевой электронный научный журнал. – 2016. – Т.3, №1. – С. 76-85. DOI: 10.24892/RIJEE/20160109
10. Штанникова О.О. Рекомендации по определению климатических характеристик ветроэнергетических ресурсов. – Л.: Гидрометеиздат, 1989-80 с.

# Renewable Sources of Energy for Efficient Development of Electricity Supplies for the Agriculture in the Chechen Republic

Elbazurov A.R., Titova G.R.

Moscow Power Engineering Institute (national research university)

Moscow, Russian Federation

[essame@yandex.ru](mailto:essame@yandex.ru)

**Abstract.** Nowadays the industry and economy of the Chechen Republic are at the stage of recovery growth. Over the last years electric energy consumption has been growing in the region. But the energy system of the Chechen Republic lacks supply as there is no electrical generation except Kokadoyskaya small water power plant on the Argun River. The lack of power in the energy system of the Chechen Republic is covered by the power flow from the neighboring energy systems that in its turn leads to the loss in capacity. After the events which took place in the Republic from 1994 to 2000 the energy system hasn't been restored yet.

The factors mentioned above hold back the development of the region with the unique environmental conditions.

Nowadays utilization of renewable energy sources such as wind and solar energy must be the strategic goal for the economic development of the Chechen Republic, especially its agriculture.

**Keywords:** renewable sources of energy, agriculture, Chechen Republic, power.

# Повышение точности определения направления поиска однофазного замыкания на землю

Кривошеин И.Л., Суслов Е.А.  
Вятский государственный университет  
Киров, Россия  
[kriv-09@mail.ru](mailto:kriv-09@mail.ru), [bigflik@mail.ru](mailto:bigflik@mail.ru)

**Аннотация.** В электрических сетях с изолированной нейтралью напряжением 6-35 кВ при аварийных режимах, связанных с замыканием на землю, около точки повреждения возникает опасная зона растекания тока. Попадание человека или животного в эту зону может вызвать тяжелые электротравмы и даже летальный исход. Для ускорения поиска места повреждения возможно использование переносных приборов анализирующих электромагнитное поле поврежденной линии электропередачи. Анализ показаний таких приборов позволяет определить направление поиска места повреждения, однако на результат может оказывать влияние положения оператора и самого прибора в пространстве под линией электропередачи. В статье рассмотрены пути повышения вероятности правильного определения направления поиска, за счёт исключения влияния положения прибора.

**Ключевые слова:** зона растекания тока, шаговое напряжение, сети с изолированной нейтралью, однофазное замыкание на землю, опасное напряжение, электробезопасность.

## ВВЕДЕНИЕ

Основными потребителями систем передачи и распределения электрической энергии напряжением 6-35 кВ в России являются объекты добычи нефти и газа, а также объекты сельского хозяйства [1]. Характерная особенность этих электрических сетей – электроснабжение потребителей с помощью воздушных линий электропередачи (ВЛЭП), работающих с изолированной или с компенсированной нейтралью [2]. От одной линии электропередачи с помощью ответвлений или отпаяк питаются, как правило, несколько самостоятельных потребителей. Кроме того, сети этого класса напряжения имеют относительно слабую изоляцию, что обуславливает высокую аварийность. Семьдесят два процента всех повреждений ВЛЭП 6-35 кВ сопровождается однофазным замыканием на землю (ОЗЗ) [3]. Согласно Правил технической эксплуатации (ПТЭ) [4], в сетях с изолированной нейтралью или с компенсацией емкостных токов допускается работа ВЛЭП с замыканием на землю до устранения повреждения. При этом к отысканию места повреждения на ВЛЭП, проходящих в населенной местности, где возникает опасность поражения током людей и животных, следует приступить немедленно и ликвидировать повреждение в кратчайший срок. Опасность же поражения возникает непосредственно около точки замыкания на землю из-за возникновения шагового напряжения и напряжения прикосновения [5].

Поиск места повреждения оперативно-ремонтный персонал осуществляет с помощью переносных приборов для поиска места ОЗЗ, измеряющих параметры электромагнитного поля ВЛЭП. При эксплуатации этих приборов отмечаются отказы в работе, проявляющиеся в виде ложных показаний, на основании которых персонал принимает неверные решения [6]. В результате поиск опасного места ОЗЗ затягивается на длительное время. Одной из причин ложных показаний приборов является неточное позиционирование прибора относительно оси ВЛЭП из-за использования в своей конструкции одного датчика магнитного поля [7]. Аналоговая или цифровая обработка сигнала, полученного с одного датчика, не позволяет учесть пространственное расположение прибора около ВЛЭП, что требует строго определённой ориентации прибора относительно оси линии электропередачи.

Для исключения ложных показаний устройства, вызванных несовершенством конструкции и используемого математического аппарата, авторами исследована возможность использования двух ортогональных датчиков магнитного поля и предложен новый способ обработки сигналов.

## СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ МЕСТА ОДНОФАЗНОГО ЗАМЫКАНИЯ НА ЗЕМЛЮ В РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНОЙ СЕТИ 6-35 КВ.

При рассмотрении способов поиска ОЗЗ наиболее простым является топографический обход ВЛЭП с визуальным контролем [8]. Однако этот способ имеет ряд недостатков. Во-первых, воздушные линии электропередачи достаточно протяженные и их обход занимает много времени. Во-вторых, место повреждения линии не всегда можно визуально распознать. Двигаясь вдоль линии, оперативно-ремонтный персонал может пройти аварийную точку или попасть в зону действия шагового напряжения [9].

Для компенсации данных недостатков в ПТЭ предписано использовать переносные приборы поиска ОЗЗ. Работа таких приборов основана на мониторинге электромагнитного поля ВЛЭП с дальнейшим принятием решения о приближении к точке замыкания. Существующие приборы не всегда могут неверно определять направление поиска из-за несовершенства конструкции и сложности настройки.

При использовании в переносных приборах одного датчика магнитного поля невозможно определить пространственное расположение прибора относительно ВЛЭП. Если оператор будет производить измерения под

разными углами относительно продольной оси ВЛЭП, то показания прибора будут меняться. Эти показания не всегда будут совпадать с действительным направлением поиска ОЗЗ. Кроме того, такие приборы не могут точно указывать направление поиска, различая лишь два направления: налево или направо, что затрудняет их использование в местах разветвлений и поворотов ВЛЭП или вблизи точки ОЗЗ.

Математический аппарат, который заложен в основу работы приборов поиска места ОЗЗ, как правило, включает в себя обработку сигнала на основной частоте электрического тока – 50 Гц [10]. Использование математической обработки такого сигнала даёт верный результат в ограниченном диапазоне токов нагрузки ВЛЭП, а именно тогда, когда сила тока ОЗЗ больше силы тока нагрузки [11]. Известны также устройства, которые обрабатывают сигнал, отличный от основного [12], но так же на фиксированной частоте. Как известно, при однофазных замыканиях на землю в сети генерируются высокочастотные составляющие тока и напряжения [13]. Анализ полного спектра высших гармонических составляющих также можно использовать для поиска места однофазного замыкания на землю [14].

Проанализировав имеющиеся патенты [15, 16, 17] авторами был разработан способ поиска однофазного замыкания на землю в распределительной сети 6-35 кВ.

При осуществлении предлагаемого способа в нормальном режиме работы ВЛЭП измеряют и фиксируют сигнал, пропорциональный напряженности электрического поля. Измерения проводят на безопасном расстоянии, равном 10 м от проекции оси ВЛЭП на землю. С помощью преобразования Фурье этот сигнал преобразуют в ряд значений амплитуд гармонических составляющих различных частот (спектр). Далее выделяют амплитуду первой гармонической составляющей, принимают ее за эталон и фиксируют.

Во время поиска места однофазного замыкания возможно самоустранение замыкания на землю или переход его в двухфазное замыкание с последующим отключением [18]. Для получения информации о наличии замыкания на землю непрерывно измеряют и сравнивают амплитуду первой гармоники спектра, пропорционального напряженности электрического поля, с эталонной амплитудой, измеренной в нормальном режиме работы ВЛЭП. После получения информации о наличии однофазного замыкания на землю бригада ремонтно-технического обслуживания ВЛЭП устанавливает, на какой отходящей от подстанции ВЛЭП произошло замыкание на землю. Для этого, последовательно, начиная от подстанции и под каждой ветвью воздушной ВЛЭП, а затем в местах разветвлений измеряют и фиксируют сигналы пропорциональные напряженности электрического и двум ортогональным составляющим магнитного поля ВЛЭП.

С помощью преобразования Фурье зафиксированные сигналы преобразуют в ряд комплексных значений гармонических составляющих различных частот. Направление к месту ОЗЗ определяют, анализируя аргумент комплексного значения, которое получают в результате перемножения соответствующей комплексно сопряженной гармонической составляющей сигнала, пропорционального напряженности электрического поля, на соответствующую

сумму двух комплексных гармонических составляющих сигнала, пропорциональных напряженности магнитного поля. Номер гармонической составляющей выбирается по наибольшему модулю описанного произведения. Используя быстрое комплексное преобразование Фурье (DFFT) [19], комплексный результат на выбранной гармонике, аргумент которого указывает направление поиска ОЗЗ, будет находиться по формуле

$$W = (F(m_1) + i \cdot F(m_2)) \cdot F^*(e) \quad (1)$$

где  $F(m_1)$  – результат DFFT, для выбранной гармоники магнитной составляющей поля (сигнал с первой магнитной антенны);

$F(m_2)$  – результат DFFT, для выбранной гармоники магнитной составляющей поля (сигнал со второй магнитной антенны);

$F^*(e)$  – комплексно-сопряженный результат DFFT, для выбранной гармоники электрической составляющей поля (сигнал с электрической антенны);

Преобразование Фурье осуществляется по следующей формуле

$$F(x) = \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x_n \cdot e^{-i \cdot 2\pi \cdot k \cdot n / N}, \quad (2)$$

где  $x_n$  – цифровой отсчёт сигнала;

$N$  – количество цифровых отсчётов сигнала;

$k = 0, \dots, (N - 1)$  – номер анализируемой гармонической составляющей.

Направление поиска места ОЗЗ определяется аргументом комплексного произведения  $W$ , который отображается на дисплее прибора в виде вращающейся стрелки. При этом компенсируется геометрическая погрешность, обусловленная взаимным расположением магнитных антенн (прибора) и ВЛЭП. Место замыкания на землю при перемещении вдоль ВЛЭП с аварийным режимом определяют по смене направления стрелки, в результате очередного измерения напряженности электрического и магнитного полей,

#### УКАЗАТЕЛЬ МЕСТА ОДНОФАЗНОГО ЗАМЫКАНИЯ НА ЗЕМЛЮ

Для проверки предложенного способа авторами был разработан опытный образец прибора для поиска места ОЗЗ. Структурная схема прибора представлена на рис. 1.

Электрическая и магнитная составляющие принимаются с помощью специальных датчиков: магнитных антенн (МА 1, МА 2) фиксирующих ортогональные составляющие магнитного поля, выполненных в виде индуктивных катушек с разомкнутым сердечником, расположенных ортогонально в горизонтальной плоскости и электрической антенны (ЭА), представляющей собой проводящую пластину. На рис. 2 представлены расположение магнитных антенн и компоновка элементов на монтажной плате прибора.

Сигналы, полученные с датчиков, пропорциональные напряжению и току ВЛЭП, усиливаются полосовыми усилителями (ПУ). Коэффициент усиления изменяется управляемыми усилителями (УУ), что позволяет поддерживать оптимальный уровень сигнала на входе аналого-цифрового преобразователя (АЦП). АЦП служит для ввода мгновенных значений сигнала в центральный процес-

сор (ЦП) где выполняется математическая обработка. Центральный процессор выполняет все необходимые

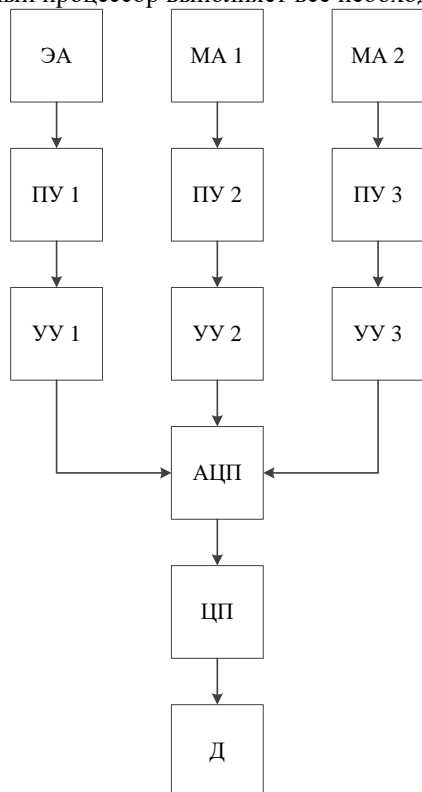


Рис. 1. Структурная схема прибора для поиска ОЗЗ

манипуляции с сигналом: сбор, хранение, спектральный анализ. Результат расчета выводится на дисплей (Д) в виде вращающейся стрелки.

Благодаря ортогональному расположению магнитных антенн авторам удалось разработать алгоритм определения направления поиска ОЗЗ, учитывающий пространственное расположение прибора относительно продольной оси ВЛЭП. Данный алгоритм за счёт вращающейся на 360 градусов стрелки позволяет более точно указывать направление поиска. Теперь при поиске ОЗЗ оператору не требуется учитывать с какой стороны относительно оси ВЛЭП проводятся измерения, а так же положение прибора при измерениях. На дисплее устройства будет всегда отображаться действительное направление поиска точки ОЗЗ.

Разработанный прибор обладает автоматической подстройкой чувствительности при измерении интенсивности поля. Автоматический выбор номера гармоники для определения направления поиска позволяет использовать прибор на ВЛЭП различной протяженности даже с изменяющимся в течение времени сопротивлением в точке ОЗЗ [20, 21].

Для подтверждения работоспособности прибора была проведена серия лабораторных испытаний, которые проводились на стенде, имитирующем различные аварийные режимы в сети 6-35 кВ [22]. Направление на место ОЗЗ отображалось на дисплее прибора. Для всех точек измерения получены правильные направления поиска точки ОЗЗ. При вращении прибора в горизонтальной плоскости, показания не изменялись, стрелка на дисплее также вращалась, постоянно указывая верное направление поиска ОЗЗ.

Так же следует отметить, что во всех опытах прибор правильно определил преобладающую гармонику и верно

указал направление движения к месту ОЗЗ вне зависимости от его положения относительно макета ВЛ.

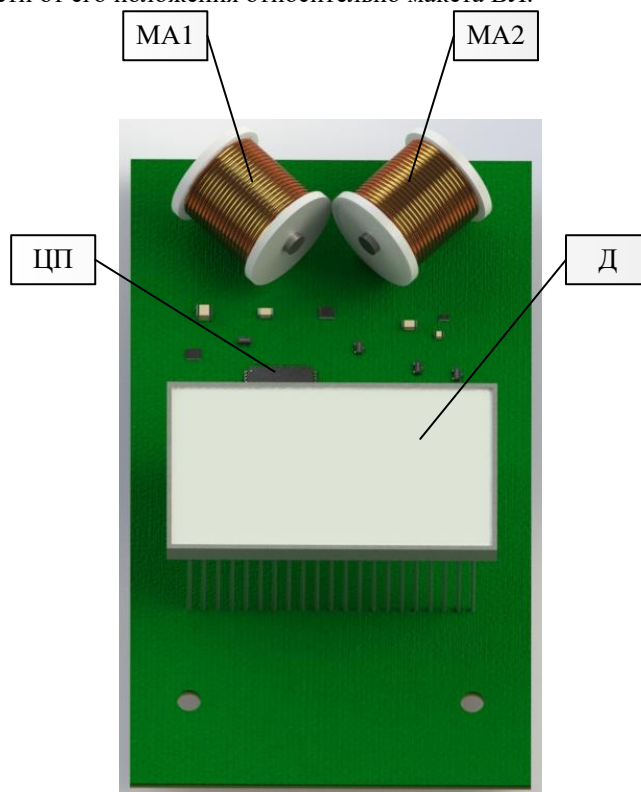


Рис. 2. Структурная схема прибора для поиска ОЗЗ

Таким образом, испытания прибора в лабораторных условиях можно считать успешными.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ (ВЫВОДЫ)

Благодаря ортогональному расположению магнитных антенн авторам удалось разработать алгоритм определения направления поиска ОЗЗ с учётом пространственного расположения прибора относительно оси ВЛЭП.

Описанное решение, позволяет исключить влияние положения прибора поиска места ОЗЗ на результат измерений и повысить вероятность правильного определения направления поиска.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Девятьрова Э.Х. Исследования параметров зоны растекания тока при замыкании фазы на землю в распределительной сети напряжением 6-35 кВ, выполненной воздушными линиями: дис. магистра / Э.Х. Девятьрова. – Киров, 2015. – 97 с.
2. Правила устройства электроустановок. Седьмое издание. – Новосибирск: Норматика, 2016. – 462 с.
3. Красных А.А. Анализ повреждаемости ВЛ 6-35 кВ и устройства для нахождения места замыкания на землю / А.А. Красных, А.Л. Козлов // Электробезопасность. – 2004. – №3. – С.15.
4. Правила технической эксплуатации электроустановок потребителей. – Москва: Энергосервис, 2003.–168 с.
5. Козлов А.Л. Исследование зоны растекания тока замыкания на землю в сети воздушных линий электропередачи напряжением 6-10 кВ // Безопасность жизнедеятельности в третьем тысячелетии: сборник материалов Международной конф. – Челябинск: ЮУрГУ, 2015. – Т. 1. – С. 100-102.

6. Абатуров А.В. Бесконтактный способ определения места однофазного замыкания в распределительной сети напряжением 6-35 кВ, выполненной воздушными линиями с целью повышения надежности системы электропитания: дис. магистра, – Киров, 2015. – 103 с.

7. Кузнецов А.П. Определение мест повреждения на воздушных линиях электропередачи. – Москва: Энергоатомиздат, 1989. – 94 с.

8. Шалыт Г.М. Определение мест повреждения в электрических сетях. – Москва: Энергоатомиздат, 1982. – 312 с.

9. Сулов Е.А. Сигнализатор шагового напряжения // Пром – Инжиниринг: тезисы докл. Международной научно-технической конф. (Челябинск, 16-19 мая 2017 г.). – Челябинск, 2017. – С. 250-254.

10. Пенювич Е.И. Отыскание мест замыкания на землю в распределительных сетях 6-10 кВ. – Москва: Энергия, 1975 г. – 120 с.

11. Лихачев Ф. А. Замыкания на землю в сетях с изолированной нейтралью и с компенсацией емкостных токов. – Москва: Энергия, 1971. – 152 с.

12. Козлов А.Л. Обзор существующих методов определения места однофазного замыкания на землю на воздушных линиях электропередач 6-35 кВ / Е.А. Сулов // Общество, наука, инновации: сборник статей Всероссийской конф. – Киров, 2013. – С. 1920-1923.

13. Шалин А.И. Замыкания на землю в линиях электропередачи 6-35 кВ. Влияние электрической дуги на направленные защиты // Новости Электротехники. – 2006. -№1(37).

14. Красных А.А. Способ определения места однофазного замыкания на землю в воздушной распределительной сети с изолированной нейтралью / А.А. Красных, И.Л. Кривошеин, А.Л. Козлов // Общество, наука, инновации:

сборник статей Всероссийской конф. – Киров, 2016. – С. 1601-1607.

15. А.А. Красных, И.Л. Кривошеин, А.Л. Козлов Способ определения места однофазного замыкания на землю в разветвленной воздушной ЛЭП с изолированной нейтралью // Патент России № 2563340. 2015. Бюл. № 26.

16. А.А. Красных, И.Л. Кривошеин, А.Л. Козлов Способ определения места однофазного замыкания на землю в разветвленной воздушной ЛЭП с изолированной нейтралью // Патент России № 2248583. 2005. Бюл. № 8.

17. Л.П. Андрианова, Э.Р. Байбурун, Способ определения места повреждения электрической сети напряжения 6(10) - 35 кв с изолированной или компенсированной нейтралью // Патент России № 2305292. 2006

18. Шалин А.И. Замыкания на землю в линиях электропередачи 6-35 кВ. Особенности возникновения и приборы защиты // Новости Электротехники. – 2005. -№1(31).

19. Щелбанин А. В. Алгоритмы преобразования Фурье и их применение при анализе звуковой информации / А.В. Щелбанин, Л.А. Зинченко // Молодой ученый. – 2016. – №20. – С. 29-34.

20. Зацепин Е.П. Особенности расчёта емкостных токов замыкания на землю / Е.П. Зацепин, Е.В. Калинин // Вести высших учебных заведений Черноземья. – 2010. – №4. – С. 22-28.

21. Сулов Е.А. Расчёт и анализ различных аварийных режимов при однофазном замыкании на землю // Общество, наука, инновации: сборник статей Всероссийской конф. – Киров, 2016. – С. 1625-1634.

22. Кривошеин И.Л. Модель воздушной линии электропередач (ЛЭП) напряжением 6-35 кВ, работающей в режиме ОЗЗ / И.Л. Кривошеин, А.Л. Козлов, В.П. Мусинов // Общество, наука, инновации: сборник статей Всероссийской конф. – Киров, 2013. – С. 1932-1935.

## Increase in the Accuracy of Determining the Direction of Single-Phase Ground Fault Search

Krivoshein I.L., Suslov E.A.

Vyatka State University

Kirov, Russia

[kriv-09@mail.ru](mailto:kriv-09@mail.ru), [bigflik@mail.ru](mailto:bigflik@mail.ru)

**Abstract.** In electrical networks with an isolated neutral voltage of 6-35 kV under emergency conditions connected with ground fault, a hazardous current spreading zone appears near the point of damage. The ingress of a person or animal into this zone can cause severe electrical injuries and even death. To accelerate the search for a damaged location, it is possible to use portable devices analyzing the electromagnetic field of a damaged power line. Analysis of the indications of such devices allows to determine the direction of the fault location search, but the result can be influenced by the positions of the operator and the device

itself in the space below the power line. In the article ways of increase of probability of correct definition of a direction of search, due to exception of influence of position of the device are considered.

**Keywords:** current spreading zone, step voltage, networks with isolated neutral, single-phase earth fault, dangerous voltage, electrical safety.

# Расчет паровой турбины для автономной энергоустановки малой мощности на низкорепактивном топливе

Серков С.А., Румянцев М.Ю., Гаджиев Д.К.  
ФГБОУ ВО «МЭИ (НИУ)»  
Москва, Россия  
[rumyantsev.m@gmail.com](mailto:rumyantsev.m@gmail.com)

**Аннотация.** Рассматривается задача распределенного снабжения теплом и электрической энергией удаленных районов. В качестве энергоустановки выбрана мини ТЭЦ с паровой турбиной в цикле Ренкина. Электрическая мощность 15-120 кВт, применяемое возобновляемое топливо-древесные пеллеты. Обеспечивается экологичность, высокий коэффициент использования топлива. Турбина в рассмотренном примере работает на рабочем теле при температуре 220°C начальное давление пара 0,7 МПа, начальная температура 220°C, давление на выходе из турбины 0,35 МПа, относительный внутренний КПД турбины 0,85. Электрическая мощность одной ступени 30 кВт. Частота вращения ротора 120 000 об/мин. Применен комбинированный метод расчета проточной части- классический, с применением экспериментальных данных, известных ранее, в сочетании с пространственным расчетом в среде ANSYS. Это позволяет создать оптимальную проточную часть путем коррекции. Визуализация линий тока и другие результаты показывают высокую эффективность данного метода. В "НИУ "МЭИ" разработаны другие критические узлы мини ТЭЦ- лепестковые подшипники, высокоскоростной генератор на постоянных магнитах, силовая электроника. Результаты работы позволяют рекомендовать как метод расчета, так и тип установки для мини-ТЭЦ.

**Ключевые слова:** возобновляемые источники энергии, турбина, автономная энергоустановка, пеллеты, высокоскоростной генератор, лепестковые подшипники.

## ВВЕДЕНИЕ

Существует проблема снабжения теплом и электричеством автономных объектов и целых регионов, удаленных от централизованных систем энергоснабжения. Часто снабжение подобных объектов нефтепродуктами и газом экономически невыгодно. В России это прежде всего районы Сибири, Арктики и Дальнего Востока. Одним из решений проблемы является установка мини-ТЭЦ на основе мобильных блоков мощностью 15–120 кВт. В качестве топлива предполагается использование местного топлива, например, из отходов деревообрабатывающей промышленности в виде пеллет. Такое решение позволяет автоматизировать подачу топлива и удаление продуктов сгорания. В качестве двигателя предлагается использование паровой турбины в цикле Ренкина для воды или низкокипящей жидкости [1].

До недавнего времени применение паровых турбин для мини-ТЭЦ сдерживалось необходимостью разработки высокоскоростных генераторов, поскольку при малой

мощности мини-ТЭЦ оптимальным является высокая (десятки-сотни тысяч об/мин) частота вращения ротора турбины. Сегодня российские технологии позволяют разрабатывать, производить и эксплуатировать надежные компактные высокоскоростные турбогенераторы с возбуждением от постоянных магнитов [2, 3]. Применение силовой электроники для формирования выходного напряжения мини-ТЭЦ промышленной частоты 50 Гц дает возможность отказаться от дорогостоящего, прецизионного ротора и системы стабилизации частоты вращения ротора турбогенератора. По оценкам авторов, стоимость электроэнергии составляет в этих установках 5–6 руб/кВт·ч, стоимость установленной мощности не выше 60 тыс. руб./кВт (при серийном производстве около 25 тыс.руб./кВт). Ресурс до капитального ремонта мини-ТЭЦ оценивается в 40 000 часов, общий ресурс около 300 000 часов. Высокая надежность обеспечивается сравнительно низкой температурой эксплуатации (не выше 400° С). В такой установке отсутствует маслосистема и применяется упрощенная система регулирования. При совместной выработке тепла и электроэнергии коэффициент использования топлива достигает 0,85. Узлы и детали мини-ТЭЦ изготовлены из доступных и сравнительно недорогих материалов, так что проблем с запасными частями не предвидится. Ремонт не требует большого времени и затратного сопровождения. Обращаем внимание на то, что топливо (пеллеты) является биологическим, возобновляемым, экологически чистым.

## ОСОБЕННОСТИ РАСЧЕТОВ И ПРОЕКТИРОВАНИЯ

В качестве *источника тепла* в рассматриваемом примере использован парогенератор на пеллеттах. Нами были рассмотрены и другие источники тепла: попутное тепло от сжигания твердых бытовых отходов, шелухи, жмыха, утилизированное тепло от транспортных средств, низкопотенциальное тепло от маломощных ТЭЦ, ТЭС и котельных. В рассматриваемом примере в качестве *тепловой нагрузки* рассматривается сетевой подогреватель с водой во вторичном контуре. Сетевое назначение горячей воды может быть: отопление, технологический подогрев воды в оздоровительном комплексе или производственном процессе и т.п. Во вторичном контуре может быть и воздух, например, для поддержания требуемой температуры в помещении или теплице. Наконец, сетевое тепло может использоваться в тепловом аккумуляторе. В данной



работе на начальном этапе создания отечественных мини-ТЭЦ были рассмотрены энергоустановки с электрической мощностью 30–60 кВт. Примерные габариты показаны на рис.1.

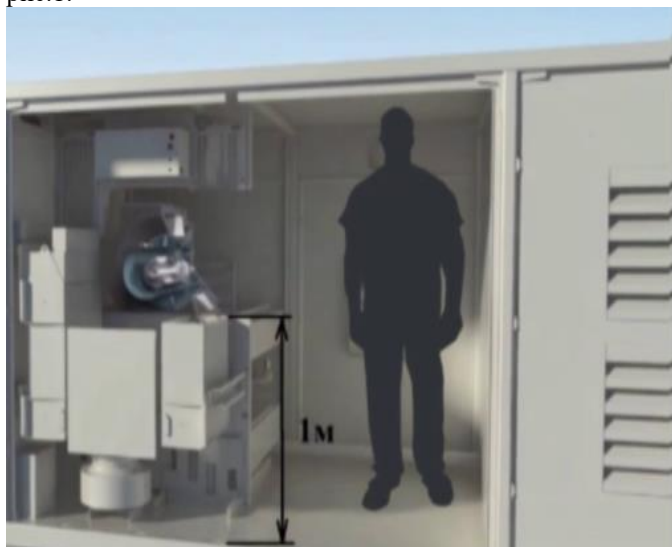


Рис.1. Пример блочной компоновки мини ТЭЦ

В качестве турбины рассматривались различные варианты как осевых, так и радиально-осевых конструкций. Рассмотрение вариантов с точки зрения экономичности, технологии, надежности привели к выбору одноступенчатой радиально-осевой центробежной турбины (рис. 2). Сочетание короткой в осевом направлении проточной части с легким рабочим аппаратом позволило обеспечить небольшие осевые усилия. Для водяного пара от парциальности избавиться не удалось, но значительный поворотный канал свел к минимуму соответствующие потери. Для легкокипящих жидкостей высоты лопаток оказались больше, что привело к подводу без парциальности. Выбранная схема позволяет использовать стандартные профили. Традиционные методы расчета с применением экспериментальных данных, полученных в МЭИ [4], были дополнены весьма сложными расчетами в среде ANSYS.

Использование современных компьютерных технологий позволяет достичь высоких практических и экономических результатов в различных областях промышленности. В настоящее время информационных технологии, используемые в проектировании, развиваются быстрыми темпами. Появляется все большее количество разнообразных программ компьютерного моделирования. Также совершенствуется аппаратная часть вычислительных машин, что позволяет разрабатывать сложные ресурсоемкие проекты, характерные для строительной отрасли.

В системах CAD/CAM/CAE (Computer Aided Design/ Computer Aided Manufacturing/ Computer Aided Engineering) наиболее «научоемким» элементом является сегмент CAE, предназначенный для всестороннего исследования механических, температурных и других физических свойств исследуемого объекта. Теоретической основой по-

давливающего большинства современных CAE-систем является метод конечных элементов (МКЭ).

Метод конечных элементов (МКЭ) — это численный метод решения дифференциальных уравнений с частными производными, а также интегральных уравнений, возникающих при решении задач прикладной физики. Метод широко используется для решения задач механики деформируемого твердого тела, теплообмена, гидродинамики и электродинамики.

Одной из наиболее популярных конечно-элементных программ является пакет ANSYS. ANSYS позволяет проводить численный анализ задач механики сплошной среды и предоставляет широкие возможности для подготовки геометрических и сеточных моделей и последующей обработки результатов расчета. Кроме того, программный комплекс основан на эффективных алгоритмах распараллеливания, что позволяет существенно сократить время расчета для ресурсоемких задач [6].

Таким образом, для подробного проектирования паровых турбин была создана методика расчетов, учитывающая экспериментальные и теоретические работы предшественников [4,5,7,8] и позволяющая создавать эффективную проточную часть.

Анализ результатов расчетов позволил указать на два основных пути совершенствования турбин малой мощности- уменьшение потерь с парциальностью и от утечек над рабочим колесом. В данной работе показано, как резко уменьшили потери от парциальности путем применения особой конструкции и оптимизации углов выхода потока из соплового аппарата (рис. 3,4,5,6).

Отметим также, что выбранный диапазон температур и давлений обеспечивает отсутствие влияния двухфазной среды как на экономичность, так и на надежность. Турбина работает при всех режимах в области перегретого пара.

После выбора профилей были проведены поверочные расчеты на растяжение, изгиб рабочих лопаток и проведения отстройки от колебаний.



Рис. 2. Проточная часть паровой турбины в среде SOLID WORKS



Рис. 3. Визуализация расчетной сетки по среднему сечению рабочего колеса

Исходные данные: начальное давление пара 0,7 МПа, начальная температура 220°С, давление на выходе из турбины 0,35 МПа, относительный внутренний КПД турбины 0,85. Электрическая мощность одной ступени 30 кВт. Частота вращения ротора 120 000 об/мин.

Рис. 3, 4, 5 иллюстрируют этапы совершенствования проточной части. На рис. 4 показан результат расчета проточной части по классической методике и затем с применением пакета ANSYS. Визуализация линий тока показывает, что исходная конструкция нуждается в коррекции, так как применение парциальности приводит к образованию зон отрыва и вихрей в застойной части. Заметим, что классический расчет без применения пакета ANSYS не показывает структуру потока и не указывает на пути совершенствования. На рис. 5 показан результат расчета с уменьшенными по сравнению с рисунком 4 углами выхода потока из соплового аппарата. Видно, что структура потока значительно улучшилась, отрывы и образование вихрей устранены. Таким образом, поэтапно устранялись недостатки проточной части и проектировалась окончательная конструкция.

Отметим, что в процессе выбора конструкции были рассчитаны как одноступенчатая, так и многоступенчатые схемы турбин. Рассматривалась также двухпоточная схема для уравнивания осевых усилий. К сожалению, свои ограничения накладывает двухопорная схема, а также ограничения на осевое усилие лепестковых подшипников. При больших консолях оказывается значительное влияние гироскопического момента, которое приводит к трудностям в балансировке. Поэтому остановились на схеме с двумя опорными и одним упорным газодинамическим подшипниками. А турбина выбрана с одной облегченной ступенью и степень реактивности обеспечивает приемлемый уровень осевой силы. На выбор начальной температуры влияет требование отсутствия ползучести, поэтому рассматриваются температуры среды ниже 450°С. Это дает также преимущество в изготовлении вследствие применимости недорогих сталей. Температура на выходе обусловлена требованиями теплового потребителя (не ниже 100°С).

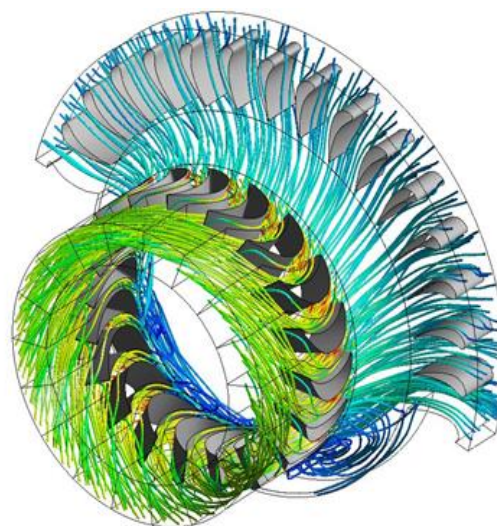


Рис. 4. Линии тока в исходном варианте

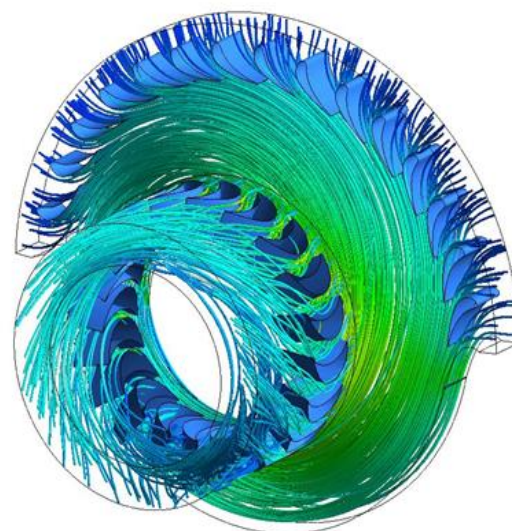


Рис. 5. Линии тока в скорректированном варианте

ПРИНЦИПИАЛЬНЫЕ СХЕМЫ

В случае двухпоточного выполнения (60 кВт) вариант принципиальной схемы представлен на рис. 6.

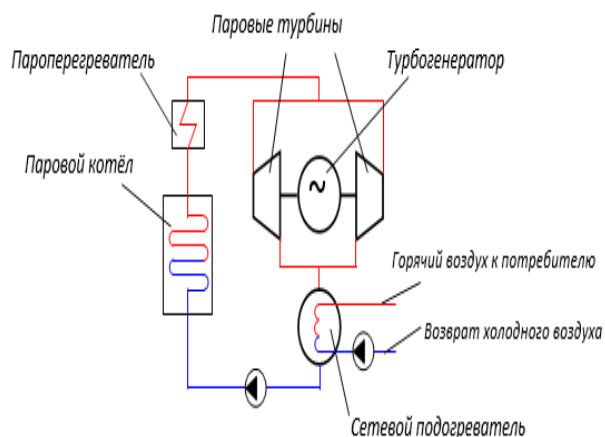


Рис. 6. Двухпоточное исполнение мини ТЭЦ с потребителем горячего воздуха

Принцип действия электрической части энергоустановки ясен из рис. 7.

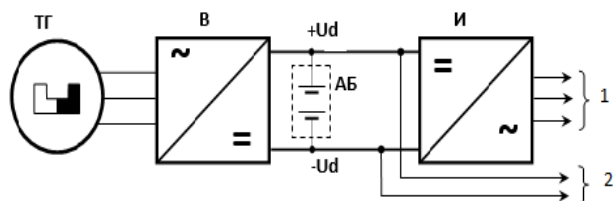


Рис. 7. Схема электрической части энергоустановки

Высокоскоростной турбогенератор ТГ с возбуждением от постоянных магнитов вырабатывает напряжение переменного тока повышенной частоты, выпрямляемое блоком выпрямителя В, который, в простейшем случае, выполняется на неуправляемых полупроводниковых приборах - диодах. В этом случае напряжение шины постоянного тока  $U_d$  оказывается нестабилизированным. При выполнении блока В на управляемых полупроводниковых приборах - транзисторах, выпрямитель становится активным и напряжение  $U_d$  можно регулировать (стабилизировать). Кроме того, активный выпрямитель является реверсивным электронным преобразователем, т.е. обладает возможностью передачи энергии с шины постоянного тока на обмотки фаз ТГ, который в этом случае способен работать в двигательном режиме, что важно, например, для эффективного запуска энергоустановки.

Потребители постоянного тока могут подключаться к шине  $U_d$  непосредственно или через соответствующий преобразователь (на рис. 7 не показан). Питание потребителей переменного тока осуществляется с выхода инвертора И, формирующего напряжение заданного качества со стабилизацией уровня и частоты, например, 220/380 В, 50 Гц.

При необходимости, в шину постоянного тока устанавливаются накопители электрической энергии (аккумуляторные батареи АБ, суперконденсаторы и т.д.).

Паровые турбины имеют преимущество перед газопоршневыми двигателями, газовыми турбинами и ди-

зель-генераторами в том, что для их работы не требуется газ или нефтепродукты. Данные виды топлива часто бывают слишком дорогими. Кроме того, ввиду невысокой максимальной температуры в цикле, надежность деталей данной установки существенно выше, а затраты на ремонт - ниже. Это объясняется, в частности, простотой конструкции и применением низколегированных сталей. Если применить кластер из установок порядка мощностью 100 кВт, задачи регулирования упрощаются. Что касается оценки стоимости электрической и тепловой энергии, то расчеты проводились для единичного образца. При массовом производстве предлагаемых энергоустановок неизбежно снизится стоимость. Немаловажным представляется практическое отсутствие загрязнения окружающей среды как при эксплуатации, так и при утилизации. При применении низкокипящих жидкостей в качестве рабочего тела возможно решать задачу кондиционирования воздуха. Это важно при жарком и резко континентальном климатах.

В НИУ МЭИ [2] выполнены теоретические расчёты ряда мини-ТЭЦ, разработаны их критические узлы, некоторые из которых показаны на рис. 8: подпятник осевого ЛГП (лепесткового газового подшипника) (рис.8 а), статор радиального ЛГП (рис. 8 б), 3D модели рабочих колёс турбин (рис. 8 в, г).

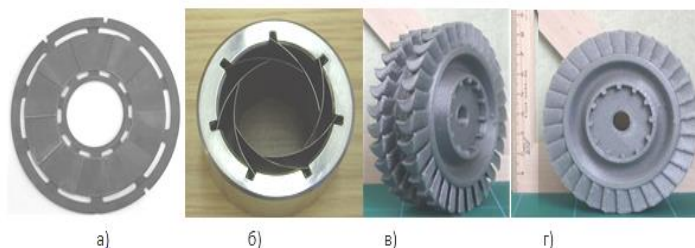


Рис. 8. Узлы мини ТЭЦ, разработанные в МЭИ

ЗАКЛЮЧЕНИЕ (Выводы)

Для расчета энергетических паровых турбин малой мощности выбрана эффективная схема осеррадиальной установки, содержащая опробованные экспериментально профили турбинных лопаток. Расчет проточной части проводится по традиционной методике с использованием имеющихся зависимостей по потерям. Использование современного расчетного пакета ANSYS позволяет оптимизировать полученную проточную часть и добиться наивысшей экономичности. Стандартные профили позволяют с высокой точностью определить прочностные и вибрационные характеристики, добиться высокой надежности.

Предлагаемая схема парового цикла мини ТЭЦ с использованием низкорективного, возобновляемого, экологически чистого топлива в ряде случаев имеет существенные технико-экономические преимущества перед аналогичными установками на базе газопоршневых, дизельных и газотурбинных установок.

ЛИТЕРАТУРА

1. Серков С.А. Технология распределенной когенерации на основе паротурбинных мультитопливных энергетических установок малой мощности / С.А. Серков [и др.] // Технология машиностроения. – № 6. – 2015. – С. 64-67.

2. Румянцев М.Ю. Высокоскоростные турбогенераторы для автономных систем малой распределенной энергетики / М.Ю. Румянцев // Промышленная энергетика. – 2015. – № 5. – С. 34-38.

3. Грибин В.Г. Распределенная генерация тепла и электричества для труднодоступных районов на основе инновационных паровых турбогенераторов / В.Г. Грибин // Neftegaz.ru. –2015. – №1-2. – С. 20-25.

2. Книги:

4. Дейч М.Е., Филиппов Г.А., Лазарев Л.Я., Атлас профилей решеток осевых турбин / М.Е. Дейч, Г.А. Филиппов, Л.Я. Лазарев. – Москва: Машиностроение, 1965. - С. 90-97.

5. Шерстюк А.Н. Радиально-осевые турбины малой мощности / А.Н. Шерстюк, А.Е. Зарянкин. – Москва: Машиностроение, 1976. - С.150-154.

6. Федорова Н.Н. Основы работы в Ansys 17 / Н.Н. Федорова, С.А. Вальгер, М.Н. Данилов, Ю.В. Захарова. – Москва: ДМК Пресс, 2017. - С. 1-14.

7. Костюк А.Г. Паровые и газовые турбины для электростанций / А.Г. Костюк, В.В. Фролов, А.Е. Булкин, А.Д. Трухний. – Москва: Издательский дом МЭИ, 2008. - С. 352-356.

[8] Костюк А.Г. Динамика и прочность машин / А.Г. Костюк. – Москва: Издательский дом МЭИ, 2007. - С. 248-256.

# Calculation of a Steam Turbine for an Autonomous Small-Capacity PowerPlant on Low-Reactive Fuel

Serkov S.A., Rumyantsev M.Y., Gadzhiev D.K.

National Research University MPEI

Moscow, Russia

[rumyantsev.m@gmail.com](mailto:rumyantsev.m@gmail.com)

**Abstract.** The problem of distributed supply of heat and electricity to remote areas is considered. As a power plant, a mini combined heat and power plant (CHPP) with a steam turbine in the Rankine cycle was chosen. Electric power is 15-120 kW, renewable fuel is used - wood pellets. Ensures environmental friendliness, high fuel utilization. The turbine in this example operates on an operating body at a temperature of 220 ° C, the initial vapor pressure is 0.7 MPa, the initial temperature is 220 ° C, the outlet pressure of the turbine is 0.35 MPa, the relative internal efficiency of the turbine is 0.85. Electric power of one stage is 30 kW. The rotor speed is 120,000 rpm. A combined method for calculating the wheel space is used-classical, using experimental data, known earlier, in combination with spatial calculations in

the ANSYS environment. This allows you to create the optimal wheel space through correction. Visualization of streamlines and other results show the high efficiency of this method. At Moscow Power Engineering Institute, other critical nodes of the mini CHPP-petal bearings, a high-speed generator on permanent magnets, power electronics have been developed. The results of the work make it possible to recommend both the calculation method and the type of installation for a mini-CHPP.

**Keywords:** renewable power sources, turbine, autonomous power installation, pellets, high-speed generator, lobe bearings.

# Применение методов распознавания образов в задачах защиты и управления электроэнергетических систем

Лоскутов А.А., Пелевин П.С.

Нижегородский Государственный Технический Университет им. Р.Е. Алексеева

Нижний Новгород, Россия

[loskutov.nnov@gmail.com](mailto:loskutov.nnov@gmail.com), [pelevin.p.s@mail.ru](mailto:pelevin.p.s@mail.ru)

**Аннотация.** В связи с развитием электроэнергетических систем внедряются новые методы релейной защиты и автоматики. В данной статье особое внимание уделено методам распознавания, основанным на применении искусственных нейронных сетей (ИНС). Данные методы не являются параметрическими в условиях стохастического характера работы электрических сетей, что является недостатком при его использовании в задачах РЗА. Предложен метод распознавания, использующий аппарат корреляционной обработки сигнала. Данный алгоритм универсален и может использоваться для различных задач, при этом результат распознавания зависит от расчета взаимной корреляционной суммы сигналов. Отмечены хорошие результаты работы предлагаемых методов при моделировании.

**Ключевые слова:** Smart Grid, РЗА, волновые методы, распознавание образов, задачи прогнозирования, Искусственные Нейронные Сети, корреляционная обработка.

## ВВЕДЕНИЕ

Развитие электроэнергетических систем (ЭЭС) в рамках концепции «Smart Grid», развитие отдельных направлений данной концепции, таких как micro grid, виртуальная электростанция и т.д., характеризуются внедрением большого числа распределенных источников генерации электроэнергии малой и средней мощности, в том числе возобновляемых источников энергии (ВЭИ) [1]. Вероятностный режим работ ВЭИ, обусловленный нестабильностью энергоносителей, создает проблемы для устойчивой работы сети, для систем управления, релейной защиты и автоматики (РЗА). Режим работы систем электроснабжения с ВЭИ постоянно меняется: изменяется конфигурация сети, изменяются мощности, генерируемые ВЭИ, изменяются потоки мощности по отдельно взятым ЛЭП в рабочем режиме, меняются токи КЗ и т.д. [2]. Все это приводит к усложнению схем защиты и автоматики, необходимости разработки и внедрения новых алгоритмов работы устройств защиты. Можно выделить два подхода к решению данной проблемы.

1) Разработка гибких, адаптивных защит, подстраивающихся под изменяющийся режим работы сети. При этом следует использовать набор уставок срабатывания защит для разных режимов работы и на основе работы алгоритма распознавания режимов выбирать тот или иной набор уставок. Также можно использовать алгоритмы, в которых уставки будут непрерывно меняться в соответствии с

определенными вероятностными закономерностями в зависимости от характера изменения параметров режима [3].

2) Развитие и использование защит, принцип действия которых не зависит или слабо зависит от режима сети. К таким защитам можно отнести особый вид защит – волновые РЗ. Это защиты, принцип действия которых основан на оценке протекания волновых процессов, протекающих в электрической сети при повреждениях [4-5]. Существуют различные способы построения таких защит, однако одни из наиболее перспективных являются методы, основанные на распознавании «волновых портретов», которые характеризуют распространение электромагнитных волн по электрической сети [6].

В данных подходах часть методов основаны на необходимости распознавания как синусоидальных (1 подход), так и несинусоидальных сигналов (2 подход).

Помимо этого в связи с переходом на микропроцессорные устройства РЗА возникают проблемы при использовании их совместно с устаревшими типами первичных преобразователей тока и напряжения, которые изначально рассчитывались на повышенную нагрузку от электромеханических реле. Данные измерительные трансформаторы обладают достаточно малой точностью, ограниченным динамическим диапазоном работы, что ограничивает возможности использования полного функционала микропроцессорных устройств. Одной из насущных проблем, связанных с трансформаторами тока (ТТ) является насыщение стального сердечника при определенных условиях во время короткого замыкания [7]. В этом случае сигнал тока, подаваемый в устройство РЗА, становится сильно искаженным, что зачастую приводит к неправильной работе.

Особенно интересными являются подходы, которые применяются в традиционных системах распознавания: распознавание речи, изображений, в частности – лиц и т.д. Это связано с тем, что все чаще РЗА позиционируют как распознающую систему, которая на основе аналоговых и дискретных сигналов выявляет определенный режим (или тип режима) в ЭЭС на контролируемом участке и принимает соответствующие решения [6, 8].

Предложено уже достаточно много методов, которые можно классифицировать как методы распознавания. Особенно большое внимание в зарубежных публикациях уделяется в последнее десятилетие использованию искус-

ственных нейронных сетей (ИНС) для решения различных задач в электроэнергетике. Это и поддержка принятия решения диспетчера, автоматическое регулирование напряжения, определение вида повреждения для дистанционной защиты, оценка искаженного сигнала вторичного тока ТТ, работающего в режиме насыщения сердечника, селективная дифференциальная защита трансформатора и т.д. [8-16].

Отдельно стоит выделить подходы по применению математического аппарата нечетких множеств и нечеткой логики для решения задач РЗА [9]. В частности при разработке адаптивных защит данный аппарат может быть применен совместно с алгоритмами многокритериального принятия решения или, например, применив также подход, используемый в задачах оптимизации [17], когда определяется экстремум целевой функции, в общем случае – нелинейной, зависящей от нескольких переменных. К примеру, подобная схема была реализована для защиты силового трансформатора в [9]. Несмотря на преимущество методов нечеткой логики и возможность применения в некоторых задачах распознавания [8, 9] в данной статье ограничимся рассмотрением методов, использующих аппарат ИНС, как наиболее универсальных методов распознавания.

#### ЦЕЛЬ РАБОТЫ

Основной целью данной статьи является анализ способов использования ИНС в различных задачах электроэнергетики, определение достоинств и недостатков данного подхода, а также предложение нового подхода, относящегося к классу методов распознавания, на основе теории корреляционной обработки.

#### ПРИМЕНЕНИЕ АППАРАТА ИНС В ЗАДАЧАХ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКИ

Существует огромное множество различных вариаций построения ИНС, отличающихся структурой сети (рис. 1) и методами её обучения [8, 9, 12-14].

При этом ИНС сложных структур требуют больших вычислительных мощностей и большого времени вычислений, что для задач РЗА является критическим, поэтому в данном случае речь идет об использовании сетей с относительно простой конфигурацией. Сети со сложной конфигурацией подходят для задач прогнозирования, например для систем АИИС КУЭ [13].

Стоит отметить, что при использовании ИНС в алгоритмах защиты, метод сводится к задаче классификации подаваемого на вход сети вектора входных параметров. При этом выходные параметры сети принимают значения,

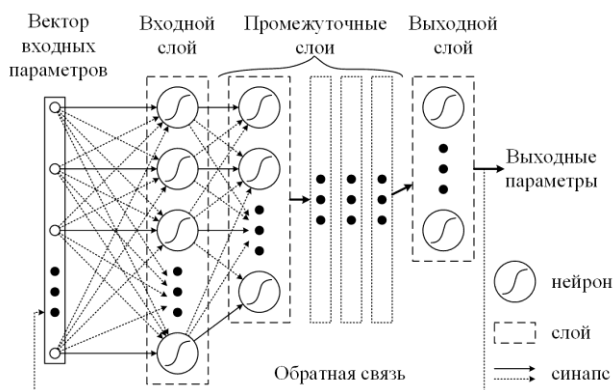


Рис. 1. Пример структуры многослойной нейронной сети

соответствующие одному из классов, определенных в ходе обучения сети, например, вид повреждения, режим сети и т.д.

#### А. ИНС в задачах РЗА

Одним из наиболее интересных направлений использования нейросетевых методов является построение централизованных, а также децентрализованных защит в microgrid [3, 18]. Поскольку в таких сетях в ряде предлагаемых подходов предлагается использование каналов связи для обмена информацией между удаленными устройствами на объектах и (или) передачи её на центральное управляющее устройство. При этом из-за избыточности информации потеря одного или нескольких каналов связи не является критической, поскольку информация может быть искусственно «восстановлена» или спрогнозирована на основе поступающей до потери информации, информации с других устройств, а также – на основе статистических данных. Для этой задачи могут подойти ИНС.

Достаточно подробное описание ИНС простых конфигураций, а также ссылки на соответствующие теоретические работы по ИНС представлены в [9], в данной статье ограничимся кратким описанием. Суть данного метода заключается в следующем. Выбирается определенная структура сети (рис. 1), которая как правило представляет из себя несколько нейронных слоев, соединенные синаптическими связями или синапсами (каждый синапс отображает взвешенный коэффициент), один слой является входным, другой – выходным, а остальные – внутренние (промежуточные), при этом характер связей нейронов внутри слоев и между слоями сети может быть разным. Также сеть может иметь обратную связь между выходным и входным слоями. Схема одного нейрона (персептрона) изображена на рис. 2. Каждому нейрону соответствует так называемая функция активации (передаточная функция)  $A(s)$  на рис. 2), которая, как правило, является нелинейной. Она определяет «реакцию» нейрона на входные воздействия. Как правило, используют сигмовидную функцию [8]:

$$A(s) = \frac{1}{1 + \exp(-\beta \cdot s)} \quad (1)$$

где  $\beta$  – коэффициент, определяющий крутизну передаточной функции.

Рассмотрим некоторые особенности ИНС применительно к задачам РЗА, озвученным ранее [8, 9, 14-16]. Входными параметрами сети в данном случае являются векторы выборок тока и (или) напряжения, размерность которых соответствует выбранной длительности окна данных и частоте дискретизации, а также может быть добавлен дополнительный вектор дискретных сигналов. На

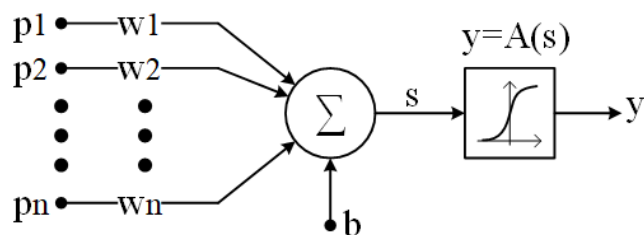


Рис. 2. Схема нейрона (персептрона)

выходе сети получают параметры, соответствующие решаемой задаче, например это могут быть параметры восстановленного сигнала тока, искаженного в результате насыщения сердечника ТТ, определенный сетью вид КЗ для алгоритма дистанционной защиты и т.д. [8-12, 14-16].

Настройка сети называется обучением сети и заключается в следующем. Во время обучения на её входной слой подается выборка параметров, полученных в результате моделирования. При этом в зависимости от отличия полученного выходного параметра от известного «эталонного» в соответствии с выбранной процедурой обучения изменяются коэффициенты, характеризующие связи между нейронами. Коэффициенты изменяются таким образом, чтобы максимально (с необходимой точностью) приблизить выходной параметр к ожидаемому. При этом для удовлетворительного обучения сети необходимо большое количество обучающих выборок.

#### Б. Задачи прогнозирования

Стоит отдельно отметить возможность использования технологии ИНС в задачах прогнозирования, таких как прогнозирование возможных режимов ЭЭС, прогнозирование возникновения аварий на основе информации, поступающей с датчиков на объектах электроэнергетики, прогнозирование электропотребления и т.д. Например в [13] предлагается использовать каскадные нейронные сети, комбинирующие в себе разные структуры сетей, для повышения эффективности систем АИСКУЭ. Это достигается за счет введения в систему функции прогнозирования. При этом улучшается эффективность управления за счет анализа отклонения прогнозируемых параметров от измеряемых и принятия соответствующих решений для подстройки системы производства и распределения электроэнергии под ожидаемый режим потребления.

#### Сложности использования ИНС для РЗА

Технология ИНС успешно применяется, например, в обработке изображений, однако она имеет ряд недостатков, ограничивающих их применение для задач РЗА. Основные недостатки данной техники можно свести к одной общей для ИНС проблеме. Данный метод является непараметрическим, после обучения сеть можно сравнить с «черным ящиком», поэтому при подаче на вход вектора выборок, выходящего за область обучающего набора, работа ИНС не может быть спрогнозирована с достаточной надежностью и велика вероятность грубых ошибок (промахов), что в задачах РЗА является критичным. Помимо этого для каждой конкретной задачи приходится определять свою оптимальную структуру сети и метод обучения.

В связи с вышесказанным для задач распознавания предлагается использовать другой, параметрический метод – технологию корреляционной обработки сигналов. Преимущество корреляционной обработки заключается в том, что данный метод параметрический, т.е. результат оценки формируется на основе наибольшего значения выбранного параметра, например нормированной кросс-корреляционной функции. Даже при сигнале, который достаточно сильно отличается от «эталонного» набора, будет выбран наиболее подходящий вектор параметров в соответствии с наибольшим значением корреляции. Таким образом, работа алгоритма поддается прогнозированию и оценке. Также стоит отметить, что на основе значения

определяемой функции корреляции можно определять степень доверия выходному результату работы корреляционного алгоритма [6].

#### ПРИНЦИПЫ КОРРЕЛЯЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ

Метод основан на расчете функции кросс-корреляции, значение которой определяет степень соответствия сигналов. Для дискретных сигналов  $(x)$  и  $(y)$  кросс-корреляционная функция имеет вид [19]:

$$R_{xy}(n) = \frac{1}{N} \cdot \sum_{k=0}^{N-1} (x(k) \cdot y(n+k)) \quad (2)$$

где:

$R_{xy}(n)$  – значение кросс-корреляционной функции на  $n$ -ом отсчете;

$N$  – окно данных (число выборок в сигнале);

$x, y$  – сравниваемые дискретные сигналы, применительно к задачам распознавания, и конкретно к предлагаемому подходу нахождения из набора эталонных сигналов наиболее похожего на оцениваемый, сигнал  $(x)$  – известный (эталонный) сигнал,  $(y)$  – измеряемый (оцениваемый) сигнал.

Особое внимание стоит уделить так называемой нормированной корреляции. При этом перед расчетом корреляции сигналы нормируются по энергии:

$$X_n = X / \sqrt{\frac{1}{N} \cdot \sum_{k=1}^N x(k)^2} \quad (3)$$

где:

$X$  – вектор выборок сигнала  $(x)$ ;

$X_n$  – нормализованный вектор выборок сигнала  $(x)$ .

В этом случае значение кросс-корреляции принимает значение от «-1» до «+1», где «+1» соответствует полному совпадению сигналов; «0» – полному несовпадению, а «-1» – случаю, когда  $x_{n1} = -x_{n2}$ .

Для нормированной корреляции удобно производить оценку работы алгоритма, поскольку чем больше разность между рассчитанным значением лучшей (наибольшей) кросс-корреляции и единицей – тем большую погрешность дает метод. Например для задачи оценки искаженного сигнала тока было выявлено, что при определяемой корреляции, меньшей 0,985, погрешность алгоритма при определении параметров тока, в частности амплитуды и фазы основной гармоники, превышает 10%. Большая погрешность обусловлена достаточно сильным расхождением сравниваемого сигнала с эталонным набором.

Данный метод показал хорошие результаты как при использовании в задаче оценки искаженного вторичного тока ТТ, работающего в режиме насыщения, так и в задачах волнового ОМП и АПВ КВЛ [6]. Было разработано и проверено несколько алгоритмов, использующих как нормированную, так и ненормированную корреляцию. Результаты моделирования алгоритмов показали безошибочное определение поврежденного участка КВЛ, а также ОМП с точностью до шага записи эталонных портретов, при моделировании он составляет 100 м.

#### МЕТОДЫ ПОЛУЧЕНИЯ ЭТАЛОННЫХ СИГНАЛОВ

Эталонные наборы сигналов предлагается получать на основе имитационного моделирования. При этом возможно использовать как коммерческие многофункциональные

продукты, например PSCAD/EMTDC, Matlab/Simulink и др., так и более узкие некоммерческие программные средства. Как уже было сказано, для методов распознавания (ИНС, корреляционный метод) необходимо получать большой набор статистических данных (эталонные наборы). Например, в задачах АПВ КВЛ и волнового ОМП необходимо получать большое число волновых портретов для разных мест повреждения с выбранным шагом [6]. Однако в стандартных программах имитационного моделирования и их функциональных блоках итерационный расчет и запись в соответствующий файл, как правило, затруднена и не реализуется в автоматическом режиме.

Поэтому для автоматизации получения большого набора сигналов и избавления от длительной монотонной работы в стандартных программных комплексах была создана упрощенная программа, выполняющая расчет и построение волнового портрета. При этом для ускорения расчетов не решаются дифференциальные уравнения линии с распределенными параметрами, как, например, в PSCAD, а используется аналитическое решение данных уравнений, которое представляет из себя сумму падающих и отраженных волн [20].

Работа данной программы основана на представлении моделируемого участка сети нагруженным неориентированным графом, подобно тому, как это сделано в [21] и решении транспортной задачи нахождения множества путей из точки повреждения в точку наблюдения. Далее используется абстрактное предположение, что в момент повреждения генерируется большое число волн, каждая из которых распространяется по своему собственному маршруту до точки наблюдения и может быть замерена только в конце маршрута. По найденным маршрутам определяются время прихода и амплитуда волн, строится волновой портрет во временных координатах. При этом адекватность расчетов программы достаточно высока, а скорость расчетов для каждого отдельного портрета составляет лишь несколько секунд. Для примера на рис. 3 изображены волновые портреты, полученные с помощью программного комплекса PSCAD (пунктирная линия) и собственной программы (сплошная линия) при междуфазном замыкании.

Таким образом, одна из основных проблем методов распознавания – необходимость большого числа статисти-

ческих данных (для обучения сети в случае использования аппарата ИНС, или эталонного набора в корреляционном методе) достаточно просто решается использованием специальных программных средств, позволяющих автоматизировать процесс получения большого числа данных.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Появляются новые методы, применяемые при построении автоматических систем в электроэнергетике. Повышенное внимание в последние годы заслуженно получили методы, основанные на использовании математического аппарата ИНС, поскольку данная техника является универсальной. Несмотря на это были отмечены недостатки данного подхода, которых практически лишены методы, использующие математический аппарат корреляционной обработки сигналов.

Предлагаемые подходы, имеют хорошие перспективы в связи с развитием средств вычислительной техники и комплексов имитационного моделирования для энергетики и могут найти широкое применение для различных задач распознавания несинусоидальных электрических сигналов.

В дальнейшем планируется развивать предлагаемый метод корреляционной обработки для применения в разных задачах распознавания, а также расширить данный подход и использовать корреляционные функции для модификации метода максимального правдоподобия. Ожидается, что это позволит обеспечить лучшую отстройку от статистических погрешностей при записи эталонных сигналов, а также от различных помех в сигнале.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Кобец Б.Б. Инновационное развитие электроэнергетики на базе концепции Smart Grid: монография. / Б.Б. Кобец, И.О. Волкова. - Москва: ИАЦ Энергия, 2010. – 208 с.
2. Лоскутов А. Б. Анализ различных топологических структур распределения электрической энергии для городов и разработка методики борьбы с высокими значениями тока короткого замыкания на основе алгоритма деления сети / А.Б. Лоскутов, А.А. Лоскутов Д.В. Зырин, В.Ю. Вуколов // Пром Инжиниринг труды II международной научно-технической конференции. – Челябинск: ФГБОУ ВПО «Южно-Уральский государственный университет» (национальный исследовательский

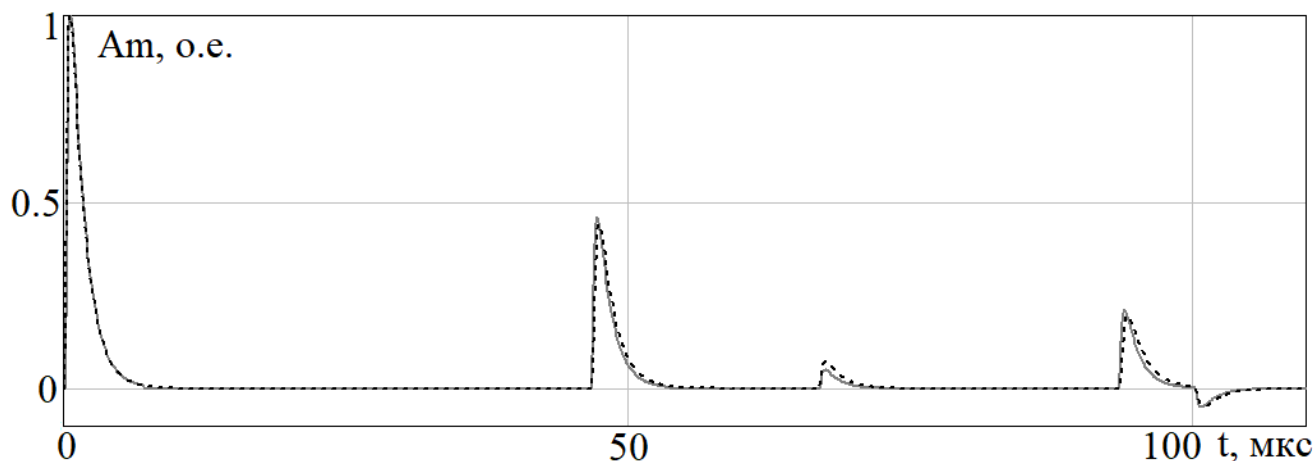


Рис. 3. Волновые портреты, полученные в разных программах



университет), 2016. – С. 305-310.

3. Sakis Meliopoulos A.P. Smart Grid Technologies for Autonomous Operation and Control / A.P. Sakis Meliopoulos, G. Cokkinides, R. Huang, E. Farantatos, S. Choi, Y. Lee, and X. Yu // IEEE Transactions on Smart Grid, 2011, vol. 2, No. 1. – P. 1-10.

4. Johns A.T. Digital protection for power systems / A.T. Johns, S.K. Salman. – Peter Peregrinus Ltd., on behalf of the Institution of Electrical Engineers, London, UK, 1995. – 203 p.

5. Лачугин В.Ф. Релейная защита объектов электроэнергетических систем, основанная на использовании волновых методов: диссертация, д.т.н. – Москва, 2015. – 437 с.

6. Kulikov A. Recognizing of Traveling Wave Patterns on Digital Substations for Automatic Reclosing of High-Voltage Overhead-Cable Power Lines Transmissions / A. Kulikov, A. Loskutov, A. Loskutov, and P. Pelevin. // IJAER. – 2017. – vol. 12, num. 21. – pp. 11118-11123.

7. Кужеков С.Л. Анализ способов восстановления информации о первичном токе трансформатора тока, работающего с насыщением сердечника / С.Л. Кужеков, А.А. Дегтярёв, Б.Б. Сербиновский // Релейная защита и автоматизация. – 2017. – №3. – С. 43-51.

8. Saha M.M. Artificial Intelligent Application to Power System Protection / M.M. Saha, E. Rosolowski, and J. Izykowski. // ResearchGate – Feb. 2001. – pp. 1-6.

9. Rebizant W. Digital Signal Processing in Power System Protection and Control / W. Rebizant, J. Szafran, A. Wiszniewski. – Springer, London, 2011. – 316 p.

10. Khorashadi-Zadeh H. Correction of saturated current transformers secondary current using ANNs / H. Khorashadi-Zadeh, M. Sanaye-Pasand // IEEE Trans. Power Del. – Jan. 2006. – vol. 21, no. 1. – pp. 73–79.

11. Yu D. C. Correction of current transformer distorted secondary currents due to saturation using artificial neural networks / D. C. Yu, J. C. Cummins, Z. Wang, H. J. Yoon, and L. A. Kojovic. // IEEE Trans. Power Del. – Apr. 2001. – vol. 16, no. 2. – pp. 189–194.

12. Lukowicz M. Fault type classification in high voltage power systems using artificial neural networks / M. Lukowicz, E. Rosolowski, // Wroclaw University of Technology, Poland. – Jan. 1996. – pp. 1-6.

13. Староверов Б.А. Повышение эффективности системы автоматизированного коммерческого учета электроэнергии за счет введения функций прогнозирования / Б.А. Староверов, Б.А. Гнатюк. // Вестник ИГЭУ. – 2013. – вып. 6. – С. 26-29.

14. Vaidya A.P. Distance Protection Scheme For Protection of Long Transmission Line Considering the Effect of Fault Resistance By Using the ANN Approach / A.P. Vaidya, P.A. Venikar. // International Journal of Electrical and Electronics Engineering (IJEEE). – 2012. – Vol-1, Iss-3. – pp. 62-66.

15. Khorashadi-Zadeh H. A Sensitive ANN Based Differential Relay for Transformer Protection with Security against CT Saturation and Tap Changer Operation / H. Khorashadi-Zadeh, Z. Li. // Turk J Elec Engin. – 2015. – VOL.15, NO.3. – pp 351- 368.

16. Singh N. Development of ANN Based Relay Algorithm for Protection of Series Compensated Transmission Line / N. Singh, H.K. Verma and S. Deb. // IOSR Journal of Electrical and Electronics Engineering (IOSR-JEEE). – 2016. – Volume 11, Issue 4. – pp 74-82.

17. Вуколов В.Ю. Определение мест размыкания распределительных электрических сетей в задаче повышения надежности электроснабжения потребителей / В.Ю. Вуколов, Д.В. Зырин, И.А. Трапезников, А.А. Лоскутов // Пром Инжиниринг труды II международной научно-технической конференции. – Челябинск: ФГБОУ ВПО «Южно-Уральский государственный университет» (национальный исследовательский университет). – 2016. – С. 316-321.

18. Sakis Meliopoulos A.P. Setting-less Protection: Final Project Report / A.P. Sakis Meliopoulos, G. Cokkinides, S. Choi, R. Fan, Y. Lee, L. Sun, Z. Tan. // PSERC Publication. – Sept. 2013. – 134 p.

19. Oppenheim A.V. Discrete-time signal processing / A.V. Oppenheim, R.W. Schaffer. – Prentice Hall, 2009. – 1120 p.

20. Бессонов Л.А. Теоретические основы электротехники. Электрические цепи: Учебник. – 10-е изд. – Москва: Гардарики. – 2002. – 638 с.

21. Coggins D.P. Single-ended traveling wave fault location on radial distribution lines, PhD thesis. University of Nottingham. – 2010. – 268 p.

## The Pattern Recognition Methods Application to Power Systems Protection and Control

Anton Loskutov, Pavel Pelevin

Institute of Electric Power Engineering

Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev

Nizhny Novgorod, Russia

[loskutov.nnov@gmail.com](mailto:loskutov.nnov@gmail.com), [pelevin.p.s@mail.ru](mailto:pelevin.p.s@mail.ru)

**Abstract.** New methods of relay protection and automation are introduced in connection with the development of electric power systems. The article deals with methods of recognition based on the use of artificial neural networks (ANN). These methods are not parametric in conditions of stochastic operation of electrical networks. This is a disadvantage in its application to the relay protection issue. A method of recognition using a correlation signal processing apparatus is proposed. This algorithm is

universal and can be used for various issues. The recognition result depends on the calculation of the mutual correlation sum of the signals. Good results of the proposed methods in modeling were noted.

**Keywords:** Smart Grid, Relay Protection, Wave Methods, Pattern Recognition, Prediction Problems, Artificial Neural Networks, Correlation Analysis.

# Оценка возможности использования электромагнитных реле на частотах ниже промышленной частоты

Бессолицын А.В., Голговских А.В., Новиков А.В.

Вятский государственный университет

Киров, Российская Федерация

[bessolitsin@vyatsu.ru](mailto:bessolitsin@vyatsu.ru)

**Аннотация.** В электроэнергетике имеется большое количество устройств кратковременно или долговременно работающих в режиме пониженной частоты. При этом необходимо реализовать функции релейной защиты и противоаварийной автоматики участков систем, работающих с частотой существенно ниже 50 Гц. В статье рассматривается возможность использования для этих целей классических электромагнитных реле. Проанализировано изменение характера воздействия сил на подвижную систему реле на частотах существенно ниже промышленной. Выполнено экспериментальное исследование зависимости от частоты параметров срабатывания широко распространенных типов реле РТ-40 и РН-54. Показаны условия возникновения вибрации подвижной системы реле и появления явления периодического замыкания-размыкания контактов различного типа. Экспериментально обоснована нецелесообразность использования электромагнитных реле для релейной защиты и автоматизации оборудования работающего на постоянной основе в режиме пониженной частоты.

**Ключевые слова:** низкая частота, электромагнитное реле, параметры срабатывания, вибрация контактов.

## ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время увеличивается перечень случаев, когда устройства релейной защиты и автоматики должны контролировать ток и напряжение с частотой ниже 50 Гц. Использование на гидрогенераторах электрического торможения [1,2] требует измерение электрического тока вплоть до частоты примерно 0,5 Гц [3]. Такая же проблема возникает при реализации электрического торможения мощных синхронных двигателей [4,5]. Применение частотного пуска генераторов и двигателей независимо от их типа ставит задачу обеспечения защиты от электрических повреждений в режиме разворота, когда частота значительно меньше промышленной [6,7]. Широкое внедрение частотного привода электродвигателей во всех отраслях промышленности требует организации схемы релейной защиты и автоматики, надежно работающей на частотах до 50 Гц [8,9]. Электрические машины двойного питания, активно внедряемые в настоящее время в качестве генераторов на ветроэлектрических станциях [10, 11] и генераторов/двигателей на гидроаккумулирующих станциях [12,13], так же имеют цепи, работающие на пониженной частоте и нуждающиеся в контроле электрического тока и напряжения.

Для решения задач релейной защиты и автоматики в перечисленных выше случаях следует применять схемы и устройства, обеспечивающие адекватную работу при ча-

стотах существенно ниже промышленной, например [14,15]. Установка таких специализированных устройств связана с дополнительными капитальными затратами и необходимостью переподготовки персонала. В определенных условиях допустимо рассмотрение возможности использования уже имеющейся обычной системы релейной защиты и автоматики для реализации некоторых своих функций в условиях пониженной частоты. Однако, степень исследованности вопроса о допустимости использования обычных устройств релейной защиты и автоматики в области частот ниже 50 Гц нельзя признать достаточной [16,17].

## ЦЕЛИ И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ

Целью данной работы является оценка возможности использования схем релейной защиты и автоматики на базе электромагнитных реле в цепях, работающих на частотах ниже 50 Гц.

В статье описано решение следующих задач: выявление характеристик реле, на которые снижение частоты в контролируемой цепи оказывает наибольшее влияние; экспериментальное построение зависимостей параметров срабатывания реле тока и реле напряжения от частоты прикладываемого тока и напряжения, соответственно.

## ОСОБЕННОСТИ РАБОТЫ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО РЕЛЕ НА Пониженной частоте

Принцип работы электромагнитного реле прост. Капсюлька реле при протекании по ней электрического тока создает магнитный поток, который создает притягивающую электромагнитную силу, действующую на подвижный якорь реле. Кроме этого на якорь в противоположном направлении действует усилие от возвратной пружины. Если электромагнитная сила, создаваемая катушкой, превышает усилие возвратной пружины, то якорь реле перемещается и замыкает или размыкает контакты реле. Сила противодействия, создаваемая пружиной, определяется уставкой реле и может считаться постоянной, а электромагнитная сила, действующая на якорь, согласно [18], зависит от ряда факторов:

$$F_m = K \frac{(N \cdot i)^2}{\left(\frac{g}{A} + c\right)^2} \cdot A, \quad (1)$$

где  $K$  – коэффициент пропорциональности,  $N$  – число витков катушки реле,  $i$  – ток в катушке,  $g$  – воздушный

зор,  $A$  – площадь полюса сердечника реле,  $c$  – магнитное сопротивление ферромагнитного сердечника реле.

При работе реле на переменном токе мгновенное значение тока в катушке периодически меняется и соответственно периодически изменяется притягивающая электромагнитная сила, действующая на якорь реле. Если ток, протекающий по катушке реле тока записать как  $i(t) = i_m \sin(\omega t)$ , где  $i_m$  – амплитудная величина тока,  $\omega$  – угловая частота,  $t$  – время, то зависимость от времени электромагнитной силы, действующей на якорь реле тока, будет описываться формулой:

$$F_m(t) = K \frac{(N \cdot i_m \sin(\omega t))^2}{\left(\frac{g}{A} + c\right) \cdot A} = K \frac{(N \cdot i_m)^2 \cdot (1 - \cos(2\omega t))}{\left(\frac{g}{A} + c\right) \cdot A}. \quad (2)$$

Из этой формулы следует, что при уменьшении частоты будет увеличиваться только период колебаний электромагнитной силы, а ее амплитуда останется неизменной.

Если к катушке реле напряжения приложено переменное напряжение, с амплитудой  $u_m$ , то выражение для тока, протекающего по катушке, может быть записано как

$$i(t) = \frac{u_m}{\sqrt{R^2 + (\omega L)^2}} \sin(\omega t), \quad (3)$$

где  $R$  – активное сопротивление катушки реле,  $L$  – индуктивность катушки реле. Индуктивное сопротивление обмотки реле напряжения  $\omega L$ , как правило, существенно больше активного, поэтому последним можно пренебречь. Тогда выражение для электромагнитной силы, действующей на якорь реле напряжения, может быть путем подстановки упрощенного выражения (3) в формулу (1):

$$F_m(t) = K \frac{\left(N \cdot \frac{u_m}{\omega L}\right)^2 \cdot (1 - \cos(2\omega t))}{\left(\frac{g}{A} + c\right) \cdot A}. \quad (4)$$

В соответствии с этой формулой можно сделать вывод, что при уменьшении частоты будут увеличиваться и период колебаний электромагнитной силы, и ее амплитуда. При этом возникает опасность насыщения стального магнитопровода реле при экстремально низких частотах.

В качестве примера на рис. 1 показаны зависимости от времени мгновенных значений тока в катушке реле, электромагнитной силы, действующей на якорь реле, и возвратного усилия пружины. Очевидно, что с уменьшением частоты увеличиваются интервалы времени, в течение которых направление равнодействующей силы, действующее на якорь реле, не меняется. Если интервал времени постоянства направления силы, действующей на якорь, будет достаточно велик, то положение контактов реле может успеть измениться, то есть возникнет вибрация контактов. Аналитически оценить характеристики вибрации и ее влияние на параметры работы реле, исходя из анализа электромагнитных сил, затруднительно, так как существенное влияние на происходящие при вибрации процессы оказывают механические явления: взаимодействие подпружиненных подвижных и неподвижных контактов реле, противодействие вибрации демпфирующих элементов подвижной части реле, механический резонанс

и т.п. Таким образом, для оценки возможности использования электромагнитных реле на пониженной частоте требуется применение натурального эксперимента.

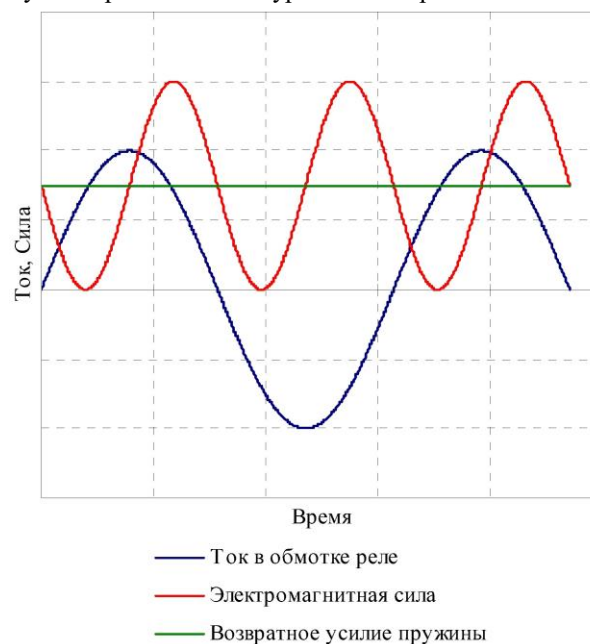


Рис. 1. Зависимость от времени сил, действующих на якорь реле переменного тока

#### ИСПЫТАТЕЛЬНАЯ УСТАНОВКА

В качестве источника тока и источника напряжения для натуральных исследований реле был использован испытательный комплекс релейной защиты РЕТОМ-61. Это устройство позволяет в автоматическом режиме по заданной программе изменять величину и частоту выходного тока и напряжения, автоматически фиксировать факт срабатывания реле и измерять параметры срабатывания. Схемы подключения дискретных входов к контактам испытываемых реле, а также аналоговых выходов РЕТОМ-61 к обмоткам реле тока и напряжения показаны на рис. 2 и 3, соответственно.

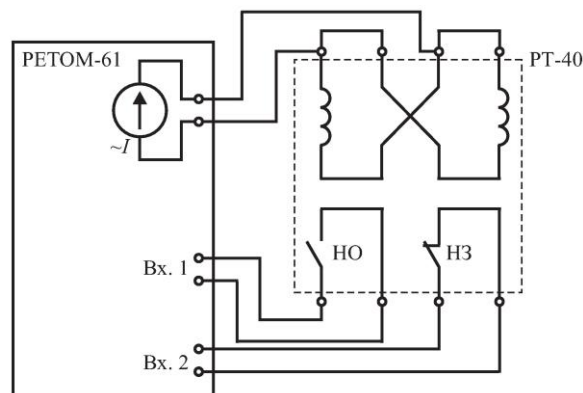


Рис. 2. Схема испытаний реле максимального тока

Для экспериментального исследования работы электромагнитных реле тока на пониженных частотах было выбрано широко распространенное реле максимального тока типа РТ-40/6. Две части катушки реле соединялись параллельно, что позволяло использовать диапазон уставок срабатывания от трех до шести ампер. В настоящей работе все измерения выполнялись при уставке реле равной пяти амперам. Конструктивной особенностью реле

типа РТ-40 является наличие на подвижной части реле барабана, заполненного кварцевым песком и предназначенного для демпфирования вибраций контактной системы. Реле типа РТ-40 имеет класс точности пять.

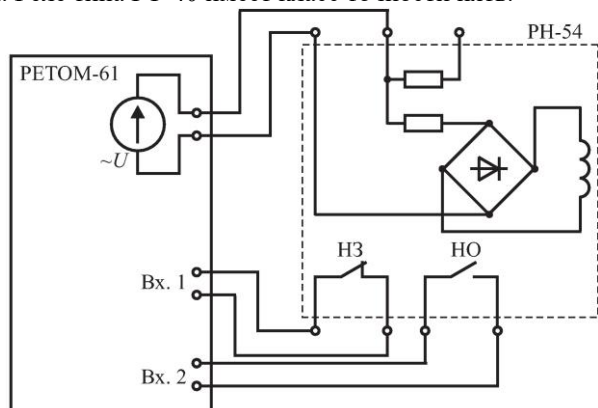


Рис. 3. Схема испытаний реле минимального напряжения

Широко распространенное реле минимального напряжения типа РН-54/160 было использовано для исследования поведения электромагнитных реле напряжения в диапазоне частот ниже 50 Гц. Конструкция реле данного типа повторяет конструкцию реле типа РТ-40 за исключением того, что демпфирующий барабан на подвижной системе отсутствует, однако катушка реле включена через выпрямительный мост. Источник напряжения подключался к катушке без использования добавочного сопротивления, что приводило к работе в диапазоне уставок от 40 до 100 В. В настоящей работе все измерения выполнялись при уставке реле равной пятидесяти вольтам. Реле типа РН-54 имеет класс точности пять.

#### РЕЗУЛЬТАТЫ ИЗМЕРЕНИЙ

При понижении частоты сигнала, подаваемого на обмотку, как реле тока, так и реле напряжения наблюдаются одинаковые процессы. С уменьшением частоты возникает вибрация подвижной части реле, которая до некоторого предела не приводит к изменению состояния контактов из-за того, что упругое поджатие подвижных и неподвижных контактов сохраняет целостность электрической цепи даже при механических колебаниях якоря. При дальнейшем понижении частоты возможности сохранения неизменного состояния контактной системы оказываются исчерпаны, и при вибрации возникает периодическое замыкание и размыкания одного из контактов реле. На частотах ниже 20 Гц у обоих типов исследованных реле РТ-40 и РН-54 вибрацию может достичь такой интенсивности, что попеременно замыкаются и размыкаются как нормально замкнутый, так и нормально разомкнутый контакты реле. В качестве примера на рис. 4 приведены экспериментально полученные осциллограммы тока в обмотке и состояния обоих контактов реле РТ-40 при частоте 5 Гц и действующей величине тока 4,5 А.

Практический интерес представляет выявление условий, при которых вибрация не достигает критических величин, и реле могут быть использовано для выполнения своих функций в обычных схемах. При определении величины параметра срабатывания токового реле величина тока плавно повышалась до достижения замыкания нормально разомкнутого контакта (НО). При этом фиксиро-

вался минимальный ток, при котором производило первое касание контактов, даже если из-за вибрации надежной цепи не возникало. Зависимость тока срабатывания, определенного таким образом, от частоты тока, подаваемого в обмотку реле, показана на рис. 5.

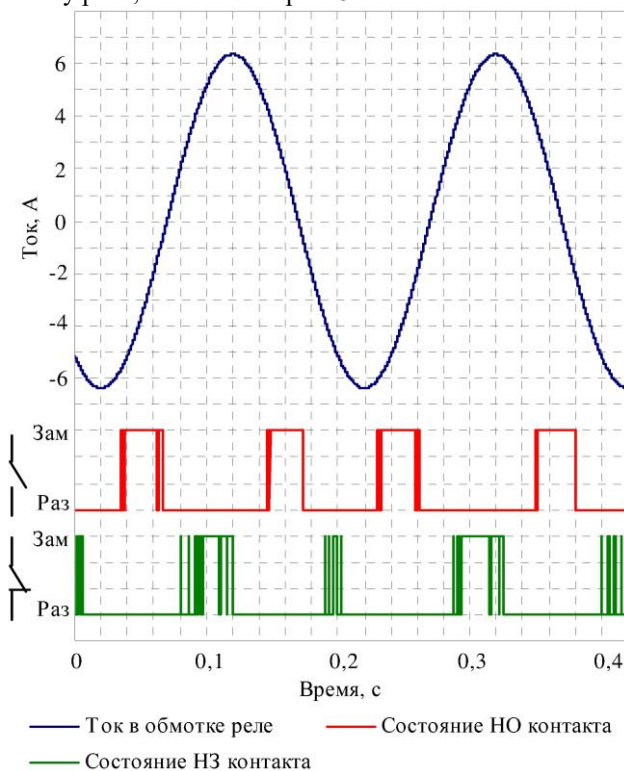


Рис. 4. Зависимости от времени мгновенного значения тока в катушке реле РТ-40 и состояния его контактов

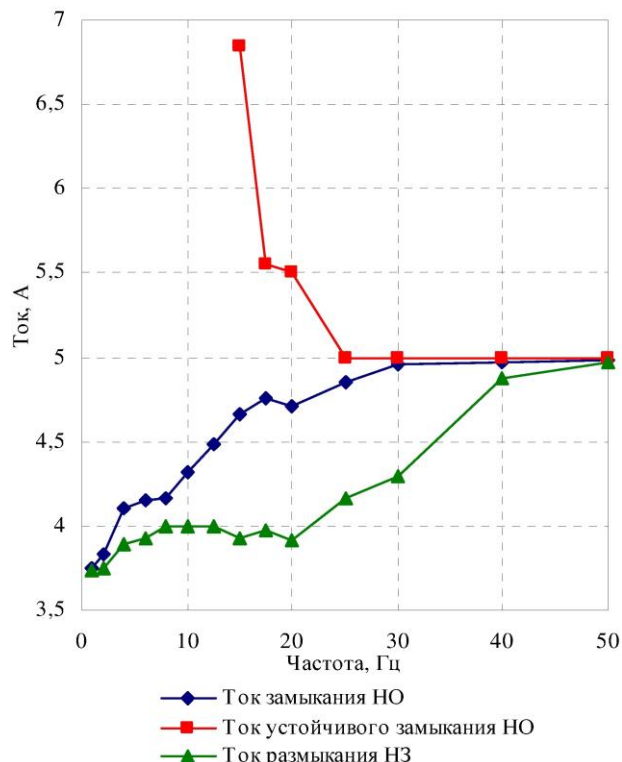


Рис. 5. Зависимость от частоты параметров срабатывания реле максимального тока РТ-40

При плавном повышении величины тока после дости-

жения первого замыкания контактов интервал времени, в течение которого контакты остаются замкнутыми увеличивается, а интервал времени, в течение которого контакты размыкаются, уменьшается. При определенной величине тока, несмотря на сохраняющуюся вибрацию контактной системы, контакты перестают размыкаться, и формируется устойчивая цепь для протекания тока. На рис. 5 показана зависимость величины тока формирования устойчивой цепи через нормально разомкнутый контакт реле от частоты тока в катушке.

Возможны случаи, когда в реле максимального тока используется явление размыкания размыкающего контакта при превышении тока уставки срабатывания реле. Зависимость от частоты величины тока, при которой нормально замкнутый контакт начинает периодически размыкаться, показана на рис. 5. При частотах 20 Гц и выше величина тока, при котором нормально замкнутый контакт переходит в устойчивое разомкнутое состояние, соответствует величине тока начала срабатывания нормально разомкнутого контакта. Однако при частотах ниже 20 Гц вибрация контактов приводит к тому, что попеременно замыкаются и нормально замкнутый и нормально разомкнутый контакты. Поэтому на частоте ниже 20 Гц ток устойчивого размыкания нормально замкнутого контакта соответствует току устойчивого замыкания нормально разомкнутого контакта.

При исследовании работы реле максимального тока на пониженной частоте было обнаружено, что при увеличении величины тока толчком время срабатывания реле зависит от фазы тока после броска. Причем это зависимость тем существеннее, чем ниже частота подаваемого тока. На рис. 6 для разных частот показаны зависимости времени замыкания нормально разомкнутого контакта реле РТ-40 от фазы тока в первый момент после подачи его в катушку. При построении этих зависимостей ток толчком увеличивался от нуля до действующей величины в шесть ампер (120% от уставки).

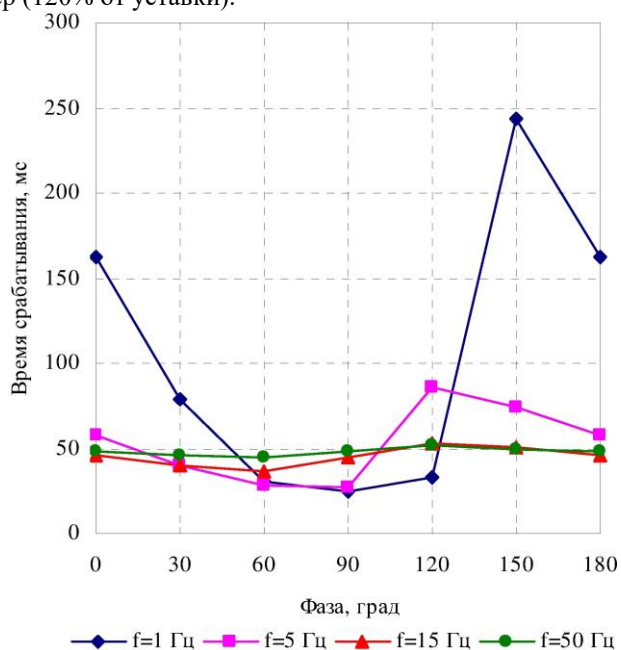


Рис. 6. Зависимость времени срабатывания токового реле от фазы тока, подаваемого толчком

Использование реле минимального напряжения заключается в том, что при включении на него подается напряжение, превышающее напряжение возврата, и нормально замкнутый контакт размыкается, а нормально разомкнутый – замыкается. После этого факт понижения напряжения ниже уставки срабатывания реле фиксируется по замыканию размыкающего контакта и размыканию замыкающего. При разных частотах было экспериментально установлена величина напряжения, которое требуется подать на реле, чтобы нормально замкнутый контакт перешел в устойчиво разомкнутое положение. Зависимость величины этого напряжения от частоты показана на рис. 7. Если, после того как якорь реле минимального напряжения притянут к сердечнику, постепенно уменьшать напряжение приложенное к реле, то размыкающий контакт начнет замыкаться. Зависимость от частоты напряжения первого замыкания размыкающего контакта, даже если из-за вибрации подвижной системы устойчивый контакт при этом не достигается, представлена на рис. 7.

Следует отметить, что из-за вибрации контактной системы реле при частоте ниже 30 Гц даже при устойчивом размыкании замыкающего контакта нормально разомкнутый контакт то замыкается, то размыкается. Для определения условий прекращения колебаний нормально разомкнутого контакта на реле подавалось максимально допустимое напряжение (100 В) в выбранном диапазоне уставок, и затем плавно опускалось до величины, при которой замыкающий контакт начинал периодически размыкаться. Полученная зависимость приведена на рис. 7.

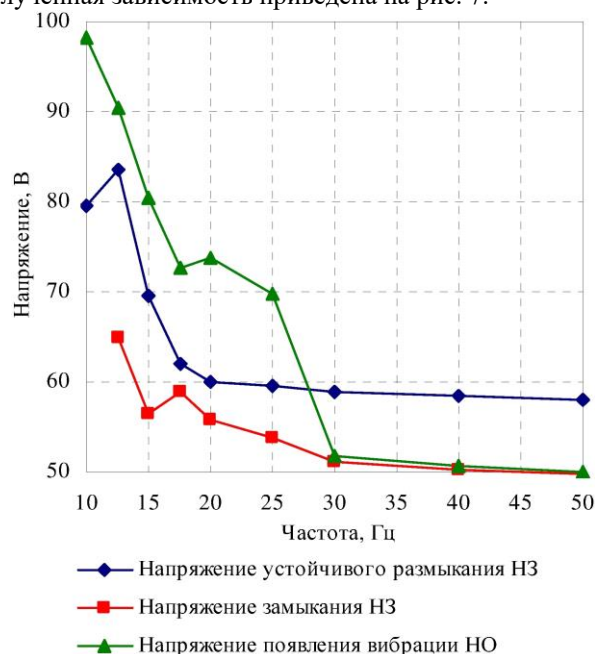


Рис. 7. Зависимость от частоты параметров срабатывания реле минимального напряжения РН-54

#### Выводы

Экспериментальные исследования показали, что электромагнитные реле крайне плохо работают в условиях пониженной частоты. Если рассматривать в качестве основного рабочего контакта реле максимального тока замыкающий контакт, а для реле минимального напряжения

– размыкающий, то рассмотренные реле РТ-40 и РН-54 находятся в заявленном производителем классе точности только при частоте свыше 25 – 30 Гц. Однако следует учитывать, что это оптимистическая оценка, так как за срабатывание реле принимается кратковременное замыкание основного рабочего контакта. Достижение устойчивого контакта на низких частотах затруднено из-за вибрации подвижной системы реле. Использование размыкающего контакта реле максимального напряжения и замыкающего контакта реле минимального тока возможно только на частотах близких к промышленной, так как эти контакты из-за вибрации начинают периодически замыкать и размыкать свою цепь даже при незначительном понижении частоты.

Таким образом, следует признать, что применение электромагнитных реле в цепях, работающих на пониженной частоте, нецелесообразно. В случае редкого и кратковременного перевода оборудования в режим с пониженной частотой должен быть рассмотрен вопрос о выводе из действия устройств релейной защиты и автоматики, выполненных на базе электромагнитных реле [16,17]. Для решения задач защиты оборудования длительно работающего на частоте ниже 50 Гц (двигатели с частотным приводом, машины двойного питания и т.п.) следует использовать специализированные микропроцессорные устройства релейной защиты [19,20].

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Calasan M.P. Electrical braking of synchronous generators for combined generator and water turbine bearings as well as stray-load losses determination / Calasan M.P., Petrovic D.S., Ostojic M.M. // IET Electric Power Applications. – 2013. – vol. 7, is. 4. P. 313-320.
2. Baojun Ge Study on electrical braking of huge hydro-generator / Baojun Ge, Yunqing Fu, Yanling Lv, Ming Wang // Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference. (Chengdu, 28-31 March 2010). P. 1-4.
3. Мисриханов М.Ш. Электроторможение гидрогенераторов. Итоги исследований, разработок и перспективы широкого внедрения на действующих и строящихся ГЭС / М.Ш. Мисриханов, А.В. Новиков // Повышение эффективности работы энергосистем: Труды ИГЭУ. – Москва: Энергоатомиздат, 2001. – Вып. 4. С. 112-146.
4. Костин В.Н. Натурные испытания электрического торможения насосных агрегатов при потере электроснабжения / В.Н. Костин, В.В. Овчинников, И.П. Чесноков, М.Ш. Мисриханов // Повышение эффективности работы энергосистем: Труды ИГЭУ. – Москва: Энергоатомиздат, 2001. – Вып. 4. С. 147-151.
5. Овчинников В.В. Электрическое торможение мощных насосных агрегатов при их аварийном останове / В.В. Овчинников, И.П. Чесноков, М.Ш. Мисриханов // Повышение эффективности работы энергосистем: Труды ИГЭУ. – Москва: Энергоатомиздат, 2001. – Вып. 4. С. 151-163.
6. LeDoux K. Starting large synchronous motors in weak power systems / K. LeDoux, P.W. Visser, J.D. Hulin, H. Nguyen // IEEE Transactions on industry applications. (May-June 2015). – vol. 51, is. 3. P. 2676-2682.
7. Petrushin V. Comparative analysis of methods for starting squirrel-cage induction motors / Petrushin V., Yenoktaiev R., Plotkin J. // XXII International conference on electrical machines. (Lausanne, 4-7 September 2016). P. 225-231.
8. Ernst T. Application of multi-function motor protection relays to variable frequency drive connected motors // 61st IEEE pulp and paper industry conference. (Milwaukee, 14-18 June 2015). P. 1-6.
9. Torres R. Adjustable speed drives and motor protection / Torres R., Hagphanah A., Bower T., Delay R., Paes R. // Petroleum and chemical industry technical conference. (San Francisco, 8-10 September 2014). P. 119-128.
10. Chen Fuieng An adaptive distance protection of wind farms connected using natural frequency and characteristic frequency / Chen Fuieng, Jin Jiliang, Wang Yuting, Yuan Jiawei, Zhang Yao // China international conference on electricity distribution. (Xi'an, 10-13 August 2016). P. 1-5.
11. Xiang Li Research on fault characteristics and relay protection strategy of doubly fed induction generator wind turbine / Xiang Li, Bin Wang, Gengyin Li // PowerTech IEEE Grenoble conference. (Grenoble, 16-20 June 2013). P. 1-6.
12. Anto J. Starting performance of doubly fed induction machine drive serving to pumped storage plants subjected to faults in power and control circuits / Anto J., Thanga Raj Chelliah // IEEE 1st International conference on power electronics, intelligent control and energy systems. (Delhi, 4-6 July 2016). P. 1-7.
13. Wechsler A. The development of a novel rotor protection for large doubly-fed induction machines / Wechsler A., Perugini G., Schwery A., Guerin J.M., Lloyd G., Kawkabani B. // International conference on electrical machines. (Berlin, 2-5 September 2014). P. 1670-1676.
14. D'Aversa A. Challenges and solutions of protecting variable speed drive motors / D'Aversa A., Hughes B., Patel S. // 66th Annual conference for protective relay engineers. (College Station, 8-11 April 2013). P. 250-256.
15. An C. Design and testing of a new protection relay for variable speed DFI motor generators / An C., Lloyd G.J., Smith B., Zou L., Girardot E., Schwery A., Wechsler A., Perugini G., Kawkabani B. // 12th IET International conference on developments in power system protection. (Copenhagen, 31 March-3 April 2014). P. 1-6.
16. Новиков А.В. Проблемы защиты генераторов ГЭС и ГАЭС в процессе частотного пуска и электрического торможения // Всероссийская ежегодная научно-техническая конференция «Общество, наука, инновации». (Киров, 16-27 апрель 2012). С. 2140-2141.
17. Голговских А.В. О работе устройств релейной защиты в процессе электрического торможения насосных агрегатов / А.В. Голговских, А.В. Новиков, И.П. Чесноков // Всероссийская ежегодная научно-техническая конференция «Общество, наука, инновации» (Киров, 13-24 апрель 2015) С. 1110-1111.
18. Power system protection. Volume 1: principles and components. – London: The Institution of electrical engineers, 1995. – P. 525.
19. Kay J.A. Differential protection used with motors, motor controllers and adjustable frequency drives: What you didn't know! / Kay J.A., Mazur D.C., Mazur K.D. // 61st IEEE pulp and paper industry conference. (Milwaukee, 14-18 June 2015). P. 1-9.
20. Khan U. Impact of variable frequency drive and cyclic loading on multi-function motor protection relays / Khan U., Ernst T., Eiskant S. // 68th Annual conference for protective relay engineers. (College Station, 30 March-2 April 2015). P. 949-967.

# Estimation of the Possibility of Using Electromagnetic Relays at Frequencies Below the Industrial One

Bessolitsyn A.V., Golgovskikh A.V., Novikov A.V.

Vyatka State University  
Kirov, Russian Federation  
[bessolitsin@vyatsu.ru](mailto:bessolitsin@vyatsu.ru)

*Abstract.* The electric power industry has a large number of devices working in the low-frequency mode for short or long time. In this case, it is necessary to implement the functions of relay protection and emergency automatics of the sections of systems operating at a frequency below 50 Hz. The article considers the possibility of using classical electromagnetic relays for these purposes. The authors analyze the change in the nature of the effect of forces on the moving relay system at frequencies substantially below the industrial one. The article demonstrates an experimental study of the dependence on the frequency of the operation parameters of the widely used types of RT-40 and RN-

54 relays. The authors show conditions for vibration of the moving relay system and phenomenon of periodic closure opening of contacts of various types. Experimentally they prove the inexpediency of using electromagnetic relays for relay protection and automation of equipment operating in a reduced frequency mode on an ongoing basis.

*Keywords:* low frequency, electromagnetic relay, response parameters, contact vibration.

# Преобразование облачности в освещенность на основе алгоритма нечеткой кластеризации при прогнозировании электропотребления

Надтока И. И., Вялкова С.А.  
ЮРГПУ (НПИ) им. М.И. Платова  
Новочеркасск, Россия  
[ii\\_nadtoka@mail.ru](mailto:ii_nadtoka@mail.ru), [mazaeva\\_sveta@mail.ru](mailto:mazaeva_sveta@mail.ru)

**Аннотация.** Приведены результаты исследований по решению проблемы установления взаимосвязей между облачностью и освещенностью с целью повышения точности краткосрочного прогнозирования электропотребления.

Рассмотрены вопросы применения алгоритма нечеткой кластеризации *c-means* для преобразования инструментальных данных по освещенности в данные по облачности. На примере исходных данных за март 2014 года для электропотребления и погодных условий территории города Москвы показаны результаты нечеткой кластеризации уровней облачности, которым соответствуют достаточно близкие (по отношению друг к другу) значения по освещенности.

Кластеризация и установление взаимосвязей между фактическими и прогнозными данными метеофакторов выполнялись для средних суточных значений освещенности и облачности, полученным в четырех временных точках суток: 4, 10, 16 и 22 часа, которые предоставляются метеорологическим программным комплексом (ПАК-Метео).

Результаты, полученные при помощи нечеткой кластеризации, использовались для перевода прогнозной облачности в баллах в прогнозы освещенности в Люксах, на основе данных о координатах центроидов нечеткой кластеризации.

Приведенные результаты прогнозирования электропотребления с использованием данных ПАК-Метео по облачности и инструментальных данных по освещенности в нейронечеткой прогнозной модели показали снижение средней за сутки относительной погрешности (МАРЕ) до уровней, требуемых в службах режимов региональных диспетчерских управлений ПАО «СО-ЕЭС».

**Ключевые слова:** краткосрочное прогнозирование электропотребления, температура воздуха, облачность, естественная освещенность, нечеткая кластеризация, прогнозная нейронечеткая модель, средняя относительная ошибка прогноза.

## ВВЕДЕНИЕ

Используемые в настоящее время методы краткосрочного прогнозирования электропотребления, основанные на нейронечетких сетях не учитывают естественную освещенность [1,2], чаще всего используют облачность [1-7], которая имеется в прогнозах погоды. Однако, как показывают результаты исследований, а также публикации ряда авторов, учет данных измерений естественной освещенности при краткосрочном прогнозировании электропотребления позволяет повысить точность прогноза [8-17].

На сегодняшний день, метеорологи прогнозируют состояние облачности, основываясь на картах погоды, при помощи которых, определяют облачность в баллах: 1-

«ясно», 2- «пасмурно», 3 – «малооблачно», 4 – «облачно». Инструментальные данные по естественной освещенности были получены с датчиков освещенности установленных на территории города Москвы [8, 10].

Для решения проблемы установления соответствия между облачностью и освещенностью в статье использована кластеризация – объединение объектов в группы (кластеры) на основе схожести признаков. В настоящее время существует множество методов кластеризации, которые можно разделить на четкие и нечеткие [18-21].

При нечеткой кластеризации, примененной в данной статье, один и тот же объект может принадлежать одновременно нескольким кластерам, но с различной степенью принадлежности [23, 24]. Разбиение данных освещенности осуществлено на заранее определенные кластеры соответствующие балам по облачности.

## КЛАСТЕРИЗАЦИЯ ОСВЕЩЕННОСТИ

В качестве исходных данных по облачности и инструментальной освещенности был взят период в течение года с 1 марта 2013 г. по 28 февраля 2014 г. Архивные данные по облачности были получены в Московском РДУ из ПАК «Метео» в баллах: 1- «ясно», 2- «пасмурно», 3 – «малооблачно», 4 – «облачно».

Для представления зависимости освещенности в Люксах от облачности в баллах за указанный выше период была построена зависимость, представленная на рис.1.

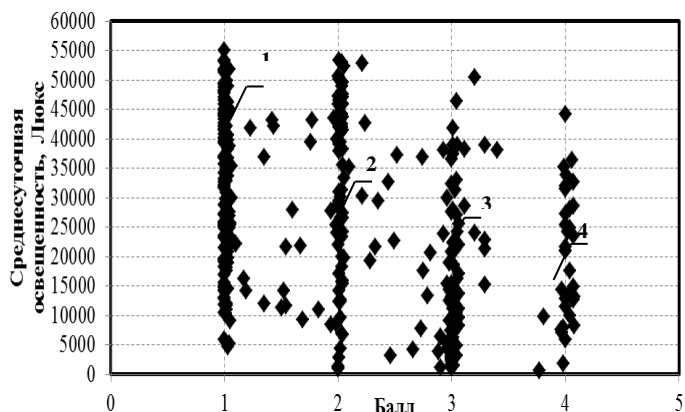


Рис. 1. Зависимость среднесуточной освещенности от облачности в течение года: 1 – «ясно», 2– «малооблачно», 3 – «облачно», 4– «пасмурно»

Из рис.1 можно сделать вывод о том, что четкого разделения на непересекающиеся диапазоны по баллам облачности нет. При разных баллах облачности имеется



одинаковая освещенность, это вызвано тем, что данные по облачности не изменяются в соответствии с интенсивностью освещенности в течение года. При этом значения облачности определяются экспертом визуально, без использования каких-либо измерительных устройств. Исходя из этого, было принято решение сделать перевод на основании фактических данных по освещенности, для каждого месяца. Необходимость выделения в годовой выборке данных по месяцам иллюстрируют суточные графики среднемесячной освещенности за год, представленные на рис. 2.

Суточные графики среднемесячной освещенности за год, представленные на рис. 2.

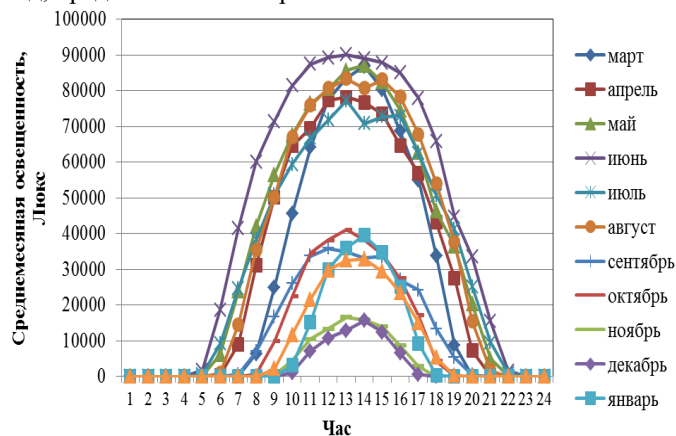


Рис. 2. Среднемесячная почасовая освещенность в течение года с 1 марта 2013 г. по 28 февраля 2014 г.

На представленных графиках (рис. 2), можно выделить три периода, первый с ноября по декабрь, второй с января по февраль и с сентября по октябрь, и третий все оставшиеся месяцы. Из-за изменений интенсивности солнечного излучения освещенность в каждом месяце различается: в декабре минимальная среднемесячная освещенность; в июне максимальная, что также соответствует астрономической освещенности.

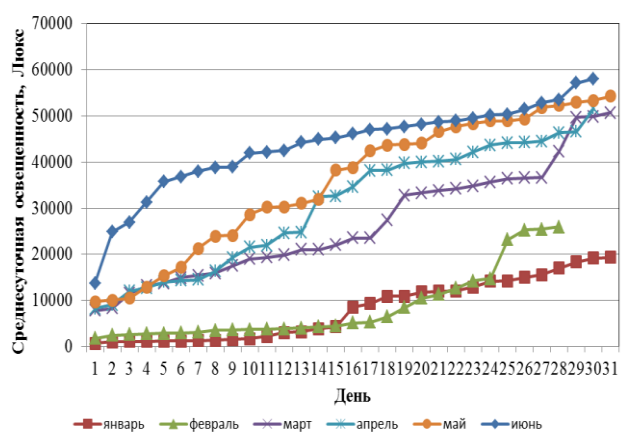


Рис. 3. Графики среднесуточной освещенности по возрастанию для месяцев с января по июнь

Рис.3 показывает, что среднесуточная освещенность в разные месяцы года изменяется так, что невозможно выделить универсальные диапазоны, поэтому необходимо для каждого месяца выполнять перевод освещенности в баллы по облачности.

Для разделения множества входных векторов освещенности на группы (кластеры) по степени «схожести» друг на друга освещенность была разделена на четыре кластера соответствующим баллам облачности 1,2,3 и 4 [19].

Для автоматизации процесса перевода был применен алгоритм нечеткой кластеризации с-средних (с-means), [25]. Алгоритм с-means каждому объекту ставит в соответствие набор вещественных значений, показывающих степень отношения объекта к кластерам, таким образом, каждый объект относится к каждому кластеру с некоторой вероятностью.

Выбор начального нечеткого разбиения на  $n$  объектов и  $k$ -кластеров происходил путем выбора матрицы принадлежности  $U$  размера  $n \times k$ . Обычно  $U_{ij} \in [0,1]$ . Используя матрицу  $U$ , было найдено значение критерия нечеткой ошибки (1):

$$E^2(X,U) = \sum_{i=1}^N \sum_{k=1}^K U_{ik} \|x_i^{(k)} - c_k\|^2, \quad (1)$$

где  $c_k$  — «центр масс» нечеткого кластера  $k$ :

$$c_k = \sum_{i=1}^N U_{ik} x_i$$

Далее реализовывалась перегруппировка объектов с целью уменьшения этого значения критерия нечеткой ошибки. После перегруппировки объектов выполнялся возврат к нахождению значения критерия нечеткой ошибки (1) до тех пор, пока изменения матрицы  $U$  не станут незначительными [23].

В результате применения алгоритма с-means получили график изображенный на рис. 4, иллюстрирующий центры  $C_1, C_2, C_3, C_4$  (соответствующие баллам облачности). Освещенность изображена формой точек соответствующего центраида, к кластеру которого они были отнесены. Центроиды на графике изображены, в центре выделенных классов.

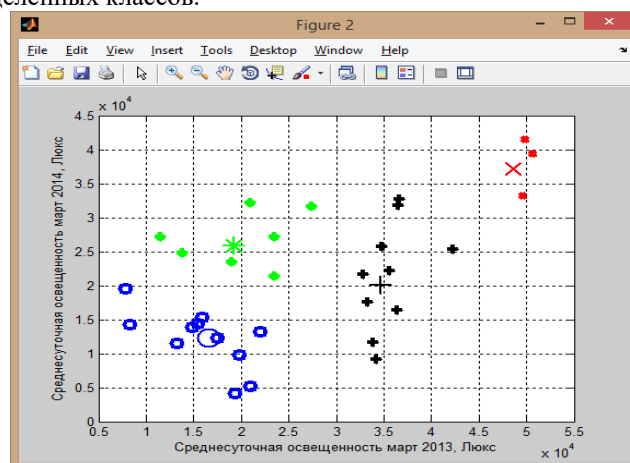


Рис. 4. График среднесуточных освещенностей в марте 2013 г. и 2014 г. с центрами кластеров  $C_1, C_2, C_3, C_4$

Результаты средних значений координат центроидов по рисунку 4, представлены для марта в Таблице 1.

Таблица 1 – Перевод облачности в среднесуточную освещенность для месяца марта 2014г.

Балл облачности	Среднее значение координат центра, ЛК
1	42844
2	27377
3	22563
4	14408

В дальнейшем для прогнозирования электропотребления были использованы результаты в течение года, полученные при помощи нечеткой кластеризации для перевода прогнозной облачности в освещенность и наоборот.

#### ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ ДЛЯ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ЭЛЕКТРОПОТРЕБЛЕНИЯ

Исходными данными для построения прогноза являются архивы данных электропотребления  $P(t)$ , температуры воздуха  $\Theta(t)$ , облачности  $O(t)$  и освещенности  $E(t)$ . Временной интервал исходных данных  $\{X-15\}$  в 2013 и 2014 годах, где  $X$  – дата построения прогноза. Выбор суточных графиков электропотребления  $P(t)$ , выполняется с учетом типа суток: выходные, рабочие, праздничные, послепраздничные, предпраздничные. Учитываются также данные за текущие сутки, т.е. сутки  $H+X$ , где  $H$  – недостающие часы текущих суток.

По данным ПАК «МЕТЕО» вводятся прогнозные значения температуры воздуха  $\Theta_{II}(t)$  в часы суток  $t_1 = 4.00$ ,  $t_2 = 10.00$ ,  $t_3 = 16.00$ ,  $t_4 = 22.00$ . Прогнозные данные по естественной освещенности  $E_{II}(t)$  были получены путем перевода данных по облачности, полученных при помощи кластеризации в указанные выше часы суток. По этим данным определялись средние значения прогнозной температуры воздуха  $\bar{\Theta}_{II}(t)$  и освещенности  $\bar{E}_{II}(t)$ . Учет температуры воздуха и естественной освещенности в описываемой нейронечеткой сети осуществлен путем добавления данных  $\bar{\Theta}(t)$ ,  $\bar{E}(t)$ ,  $\bar{\Theta}_{II}(t)$ ,  $\bar{E}_{II}(t)$  во входной слой [26].

#### РЕЗУЛЬТАТЫ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ЭЛЕКТРОПОТРЕБЛЕНИЯ

Краткосрочное прогнозирование при помощи нечеткой нейронной сети [18] с использованием описанной выше методики (определения) оценки соответствия между освещенностью и облачностью осуществлялось в течение марта 2014 года. Пример прогноза фактического суточного графика мощности 1 марта 2014 года представлен на рис. 6.

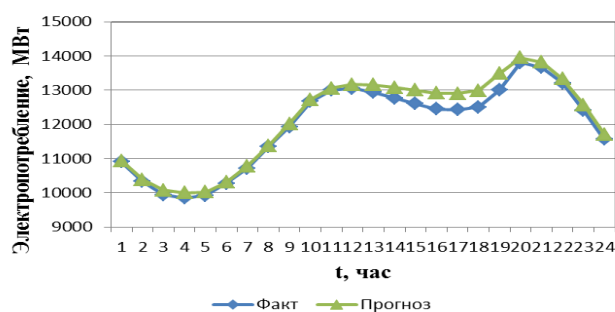


Рис. 6. Фактический и прогнозный графики электропотребления на 1 марта 2014 г. для г. Москвы

Оценка качества полученных прогнозов выполнялась по средней абсолютной ошибке за сутки в процентах (англ. MAPE – mean absolute percentage error) [32-33].

Ошибка прогноза MAPE для 1 марта 2014 г. составила 1,5%. Изменение освещенности в течение световых суток влияет более резко на изменение потребления в утренний и вечерний максимум.

При прогнозировании суточных графиков почасового электропотребления  $P(t)$  в марте 2014 года получены следующие результаты: среднее значение MAPE за 30 дней марта равно 1,7%; максимальная ошибка прогнозов мощности получилась равной 1,9%, минимальная ошибка – 0,45%

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Предложенный алгоритм нечеткой кластеризации инструментальных данных среднесуточной освещенности по месяцам года позволяет получить оценку взаимосвязи освещенности выраженной в Лк и облачности в баллах с учетом изменения длительности светового дня в течение года. О связи облачности и освещенности может служить как выделенный кластер освещенности соответствующий каждому типу облачности, либо центроид для каждого типа.

2. Использование алгоритма разделения освещенности на кластеры в сочетании с нейронечеткой прогнозной моделью повышает точность краткосрочного прогнозирования электропотребления: средняя абсолютная процентная ошибка менее 2% в сутки, что соответствует требованиям методики ОАО «СО ЕЭС» [32].

3. Необходимо провести дополнительные исследования по использованию алгоритмов нечеткой кластеризации инструментальной освещенности с учетом данных по облачности, предоставляемых ПАК «Метео».

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Макоклюев Б.И. Анализ и планирование электропотребления. – М.: Энергоатомиздат, 2008. –296 с.: ил.
2. Шнейдер А.М. Суточное прогнозирование нагрузки ЭЭС с учетом прогнозов температуры / А.М. Шнейдер, Т.А. Такерева, Д.А. Шиффман // Сравнительные модели прогнозирования электрической нагрузки энергосистем», пер. с англ. - М.: Энергоатомиздат, 1987. – С. 74-91.
3. Тимченко В.Ф. Прогнозирование режимов электропотребления нерегулярных дней/ В.Ф. Тимченко, А.М. Меламед, А.М. Скрипко// Электрические станции. - 1987. № 5.-С. 52-57.
4. Анушина Е.С. Прогнозирование временных рядов на основе интеллектуальных вычислительных технологий. Интеллектуальные системы. 2009. №1(19). С.84-90
5. Курбацкий В.Г. Краткосрочное прогнозирование электрической нагрузки с использованием новых информационных технологий/ В.Г. Курбацкий, Н.В. Томин// Вестник Амурского государственного университета. – 2004. – Вып. 27. - С. 48-51
6. Г.П. Шумилова, Н.Э. Готтман, Т.Б. Старцева. Прогнозирование электрических нагрузок при оперативном управлении электроэнергетическими системами на основе нейросетевых структур. Екатеринбург: УрОРАН. 2008. – 89с.
7. Сердюкова Г.Н. Прогнозирование электропотребления с использованием нейро-нечетких сетей / Г.Н. Сердюкова, А.А. Загайнова, Ю.Ю. Хмеленко // Харьков-

ский политехнический институт, г. Харьков, С. 229-233.

8. Губский С.О. Учет освещенности при краткосрочном прогнозировании электропотребления для региональных диспетчерских управлений / С.О. Губский // Автореферат, диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук, Новочеркасск – 2012, 23с

9. Прогнозирование электропотребления с учетом температуры воздуха и естественной освещенности для региональных диспетчерских управлений / И.И. Надтока, А.В. Демура, С.О. Губский, А.Я. Ваколюк, В.В. Горбачев // Вестн. СамГТУ. Серия «Технические науки». 2012. № 1 (33). С. 163 – 168.

10. Надтока И.И. Анализ зависимостей электропотребления от метеофакторов в операционной зоне Кубанского РДУ/ И.И. Надтока, С.О. Губский// Изв. вузов. Электромеханика. - 2010. – Спец. вып. - С. 106-108.

11. Бугаец В.А. Краткосрочное прогнозирование электропотребления энергорайонов и региона с учетом метеофакторов: диссертация ... кандидата технических наук: 05.14.02 // Автореферат, диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук, Новочеркасск – 2015, 24с.

12. Демура А.В. Краткосрочное прогнозирование точных графиков нагрузки на основе искусственных нейронных сетей. // Изв. вузов. Электромеханика. – 1998. – № 2/3. – С. 69-71.

13. Баласим М. Аль-Зихери, И.И. Надтока, А.В. Ерашов, А.А. Тимусь. Краткосрочное прогнозирование электропотребления на основе адаптивной нейро-нечеткой сети/ Электроэнергетика глазами молодежи: науч. тр. V междунар. науч.-техн. конф., Т1, г. Томск, 10 – 14 ноября 2014 г./ Мин-во образования и науки РФ, Томский политехнический университет – Томск: ООО «ПауШмбх», 2014. С. 164 - 167 .

14. Надтока И.И. Нейросетевая модель прогнозирования электропотребления с учетом освещенности на территориях операционных зон региональных диспетчерских управлений. // И.И. Надтока, С.О. Губский, И.Е. Шепелев. // Изв. вузов. Электромеханика. – 2012. – №2. – С.18-21.

15. Shepelev I.E., Nadтока I.I., Vyalkova S.A., Gubsky S.O. Comparing ambient temperature account methods in neural network based city short-term load forecasting. Optical memory and neural networks. July 2015, volume 24, Issue 3, pp. 220-229. Электронный ресурс. Режим доступа: <http://link.springer.com/article/10.3103/S1060992X15030108>.

16. Nadтока I.I., Al-Zihery Balasim M. Mathematical modelling and short-term forecasting of electricity consumption of the power system, with due account of air temperature and natural illumination, based on support vector machine and particle swarm. International Conference on Industrial Engineering. Procedia Engineering 129 (2015) 657 – 663. ICIE 2016 Chelyabinsk. Электронный ресурс. Режим доступа: <http://icie-rus.org/issues/ICIE-2015PE.pdf>

17. Абдурахманов А.М. Методы прогнозирования электропотребления в распределительных сетях (обзор) / Абдурахманов А.М., Володин М.В., Зыбин Е.Ю., Рябченко В.Н. // Электротехника: сетевой электронный научный журнал. – 2016. – Т.3, №1. – С. 3-23. DOI: 10.24892/RJEE/20160101

18. Nadтока I., Vyalkova S. Short-term forecasting using fuzzy neural network accountability air temperature and natu-

ral lighting. International Conference on Industrial Engineering. Procedia Engineering 129 (2015) 450 – 454. ICIE 2016 Chelyabinsk. Электронный ресурс. Режим доступа: <http://ieeexplore.ieee.org/document/7910991>

19. Дюран, Б. Кластерный анализ / Б. Дюран, П. Оделл. М.: Статистика, 1977. - 128 с.

20. Жамбю, М. Иерархический кластер-анализ и соответствия / М. Жамбю. -М.: Финансы и статистика, 1988. 342 с.

21. Кендэл, М. Временные ряды / М. Кендэл. М.: Финансы и статистика, 1981. -199 с.

22. Ким, Дж.- О Факторный, дискриминантный и кластерный анализ / Дж.- О. Ким, Ч. У. Мьюллер, У. Р. Клекка // Под ред. И. С. Енюкова: М.: Финансы и статистика, 1989.-215 с.

23. Мандель, И. Д. Кластерный анализ / И. Д. Мандель. — М.: Финансы и статистика. 1988.-176 с.

24. Кластеризация BaseGroupLabs: технологии анализа данных. Электронный ресурс. Режим доступа: <https://basegroup.ru/deductor/function/algorithm/clustering> (дата обращения: 7.11.2017).

25. Fuzzy Clustering - MATLAB & Simulink. [www.mathworks.com](http://www.mathworks.com). Retrieved 2017-05-03. Электронный ресурс. Режим доступа: <https://www.mathworks.com/help/fuzzy/fuzzy-clustering.html> (дата обращения: 7.11.2017).

26. Ярушкина Н.Г. Нечеткие нейронные сети с генетической настройкой/ Н.Г. Ярушкина// Лекция научной школы конференции «Нейроинформатика-2004». – М.: Финансы и статистика, 2004. – 320 с.

27. Осовский С. Нейронные сети для обработки информации. М.: Финансы и статистика. 2004. – 344с.

28. Mohsen Hayati, Yazdan Shirvany. Artificial neural network approach for short term load forecasting for Illam Region. World academy of science, engineering and technology international journal of electrical, robotics, electronics and communications engineering vol: 1 No:4, 2007. - 659-663 p.

29. Глебов А.А. Модель краткосрочного прогнозирования электропотребления с помощью нейро-нечетких систем: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.13.10 / А. А. Глебов. – Астрахань, 2006. – 19 с.

30. C.Potter, M.Negnevitsky. Short term power system forecasting using an adaptive neural-fuzzy inference system, university of Tasmania, 2003, pp. 465-470.

31. L.Ying, M.Pan. Using adaptive neural electricity loads, energy and conversion management, 2008. pp. 205-211.

32. Подвальный С. Л. Численные методы и вычислительный эксперимент: учебное пособие для вузов. // С. Л. Подвальный, Л. В. Холопкина, Д. В. Попов; УГАТУ; Воронеж. гос. техн. ун-т. - Уфа: УГАТУ, 2005. – 224 с.

33. Методика контроля точности прогноза потребления: Распоряжение руководителя оперативного штаба по совершенствованию конкурентного балансирующего рынка ОАО «Системный оператор единой энергетической системы» от 14 апреля 2011 № 132.

34. Шилов А.В. Анализ методов в системе выработки и принятия прогнозных решений // С.С. Чернов. – Новосибирск: Изд-во ЦРНС, 2014. – С. 27–34.

# Transformation of Cloudiness into Illumination on the Basis of the Algorithm of Fuzzy Clustering in Predicting Power Consumption

Nadtoka I. I., Vyalkova S.A.

Platov South-Russian State Polytechnic University (NPI)

Novocherkassk, Russia

[ii\\_nadtoka@mail.ru](mailto:ii_nadtoka@mail.ru), [mazaeva\\_sveta@mail.ru](mailto:mazaeva_sveta@mail.ru)

*Abstract.* The results of studies on solving the problem of establishing relationships between cloudiness and illumination are presented with the aim of increasing the accuracy of short-term forecasting of power consumption.

The application of the algorithm of fuzzy clustering c-means for converting instrumental data on illumination into cloud data is considered. Based on the example of the initial data for March 2014, for electricity consumption and weather conditions in Moscow, the results of fuzzy clustering of cloud levels are shown, which correspond to fairly close (relative to each other) values for illumination.

Clustering and establishing the relationships between the actual and predicted meteorological data were performed for the average daily values of illumination and cloudiness obtained at four time points of the day: 4, 10, 16 and 22 hours, which are provided by the meteorological software complex (PAC-Meteo).

The results obtained with the aid of fuzzy clustering were used to translate the predicted cloudiness in scores into the Luxes illumination forecasts, based on the data on the coordinates of centroids of fuzzy clustering.

The resulted results of the forecasting of power consumption using PAC-Meteo cloud data and instrumental illumination data in the neuron-fuzzy forecast model showed a decrease in the average per day relative error (MAPE) to the levels required in the services of the regional dispatch centers' regimes of PJSC SOUES.

*Keywords:* short-term forecasting of power consumption, air temperature, cloudiness, natural illumination, fuzzy clustering, predictive neuron-fuzzy model, average relative forecast error.

# Устройство автономного энергообеспечения

Сандалов В.М., Романов К.В.  
Филиал ФГАОУ ВО «ЮУрГУ (НИУ)» в г. Златоусте  
Златоуст, Россия  
[kost.romanov2012@yandex.ru](mailto:kost.romanov2012@yandex.ru)

**Аннотация.** Предложено устройство автономного энергообеспечения на базе низкотемпературных термоэлектрических модулей Пельтье в режиме генерации электрической энергии. Модули данного класса имеют невысокую стоимость при высоких показателях надежности и малых габаритах. Проведены экспериментальные исследования и получены нагрузочные характеристики модулей Пельтье. Оптимальными режимами следует считать нагрев одной из сторон до температуры, близкой к допустимой. Определены рабочие режимы термоэлектрических элементов, выполнена обработка результатов. Получено положительное решение на полезную модель, использующую в качестве теплоносителя пар, что позволяет сократить габариты и повысить коэффициент полезного действия устройства. Устройство может применяться в качестве автономного средства зарядки аккумуляторов гаджетов и средств теле- и радиокommunikации.

**Ключевые слова:** низкотемпературный модуль Пельтье, автономный термоэлектрический преобразователь, альтернативная энергетика.

## ВВЕДЕНИЕ

Развитие современной техники и технологий неразрывно связано с поиском новых источников энергии, в первую очередь электрической. Основным требованием является увеличение объема ее выработки, но в последнее время на передний план выходят дополнительные условия: энергия должна вырабатываться экологически чистым путем, должна быть возобновляемая. Сегодня усилия многих ученых направлены на развитие «зеленой» энергетика, в которой особенно остро нуждаются Европа и США [1]. Термоэлектрический эффект – генерирование термоэлектродвижущей силы, возникающей из-за разности температур между двумя соединениями различных металлов или сплавов, образующих часть одной и той же цепи [2]. Данный вид устройств генерации электрической энергии отличается от традиционных генерационных электроэнергетических систем тем, что тепловая энергия непосредственно преобразуется в электрическую энергию, а промежуточное звено в виде механической энергии отсутствует [3].

## АКТУАЛЬНОСТЬ ВОПРОСА

Жизнедеятельность человека и природы всегда связана с разностью температур. Элемент Пельтье – простейший преобразователь тепловой энергии в электрическую и, соответственно, потенциально наиболее эффективный инструмент для создания автономного зарядного устройства. Мобильные устройства развиваются и требуют все большей мощности, соответственно, необходим гарантированный и независимый источник питания устройств телекоммуникации, особенно в случаях техносферных и природных катастроф.

Модули Пельтье позволяют осуществить прямое преобразование энергии теплового потока в электрическую энергию (твердотельные генераторы электрической энергии) и наоборот (термоэлектрические холодильники) [4], а их работа в режиме генерации электрической энергии зависит только от наличия перепада температур [5]. Термоэлектрические генераторы (ТЭГ) являются экологически чистым источником электрической энергии, позволяют получить с одного генераторного модуля электрическую энергию мощностью до 40 Вт. Применение термоэлектрических модулей обладает целым рядом преимуществ, таких как отсутствие движущихся и изнашивающихся частей, экологическая чистота, звуковая и электромагнитная бесшумность работы, малый размер и вес, высокая надежность – до 200 000 часов наработки, устойчивость к механическим воздействиям, возможность работы в любом пространственном положении. Кроме того, твердотельная герметичная конструкция теплового насоса на основе термоэлектрических модулей (ТЭМ) позволяет отводить тепло из герметично закрытых объемов [6].

В настоящее время модули Пельтье достаточно широко используются в основном для обратного эффекта – выделения тепловой энергии (охлаждения или нагревания) [7]. На рынке бытового оборудования представлены автохолодильники, рассчитанные на напряжение аккумулятора машины с разницей температур с окружающей средой до 30-40 градусов Цельсия. Также модули Пельтье применяются в компьютерной технике для охлаждения электронных компонентов вычислительной техники. Кроме того, имеются туристические печи с электрогенератором Пельтье стоимостью от 40000 рублей. Но в таких печах используются специализированные модули Пельтье, рассчитанные на большие перепады температур порядка 100-300 градусов Цельсия [8, 9].

## ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

При всех явных достоинствах современных генераторных устройств, выполненных на базе модулей Пельтье, у них имеется общий недостаток – низкий коэффициент полезного действия. Основной задачей данного исследования является поиск причин низкой эффективности применения элементов Пельтье в режиме генерации электрической энергии и разработка более эффективного автономного зарядного устройства.

## ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ

Работа модуля Пельтье основывается на перепаде температуры [10]. Явление возникновения разности потенциалов в замкнутой электрической цепи, состоящей из последовательно соединенных разнородных проводников, контакты между которыми находятся при различных температурах, было замечено Т. И. Зеебеком еще в 1821 году, в честь него был назван этот эффект (рис. 1).

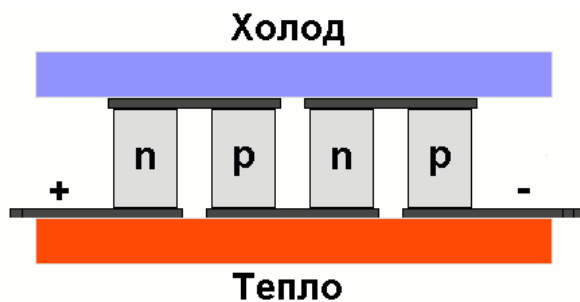


Рис. 1. Иллюстрация возникновения разности потенциалов

Возникновение эффекта Зеебека в основном вызвано различной зависимостью средней энергии электронов от температуры в различных веществах [11]. Если вдоль проводника существует градиент температур, то электроны на горячем конце приобретают более высокие энергии и скорости, чем на холодном. В полупроводниках в дополнение к этому концентрация электронов проводимости растет с температурой. В результате возникает поток электронов от горячего конца к холодному и на холодном конце накапливается отрицательный заряд, а на горячем остаётся некомпенсированный положительный заряд. Процесс накопления заряда продолжается до тех пор, пока возникшая разность потенциалов не вызовет поток электронов в обратном направлении, равный первичному, благодаря чему установится равновесие.

В соответствии с выражением (1) напряжение термо-ЭДС ( $E_{TEDS}$ ) прямо пропорционально коэффициенту Зеебека ( $E$ ) и разнице температур ( $\Delta T$ ) между горячей  $T_h$  и холодной  $T_c$  сторонами (спаями) термоэлектрического модуля [12].

$$E_{TEDS} = E \cdot \Delta T \quad (1)$$

Для того, чтобы создать разность температур на сторонах термоэлектрического модуля, к его горячей стороне необходимо подвести тепловой поток  $Q_h$ , а с холодной стороны отвести тепловой поток  $Q_c$  (рис. 2) [13]. Конструкция ТЭМ приведена на рис. 3 [14].

Разница тепловых потоков  $Q_h$  и  $Q_c$  по закону сохранения энергии составит электрическую мощность  $P$  (выражение 2) [15]:

$$P = Q_h - Q_c \quad (2)$$

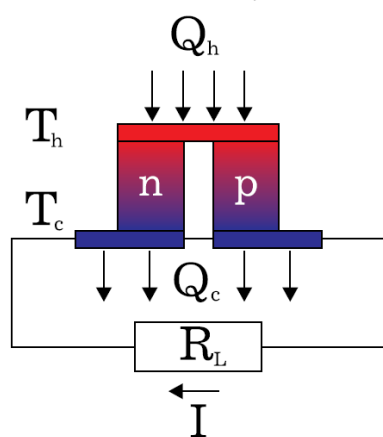


Рис. 2. Эффект Зеебека в полупроводнике



Рис. 3. Модуль Пельтье

В состав модуля входят полупроводниковые элементы р- и n-типа, соединенные последовательно [16]. Для защиты соединений и уменьшения теплового сопротивления используются керамические пластины, в некоторых случаях, для прочности снабженных монокристаллическим скрепляющим средством [17]. Так как термоэлектрические модули Пельтье работают в двух режимах: режиме выработки тепла (холода), либо в режиме генерации электрической энергии, то при создании ТЭМ используются различные сплавы полупроводниковых соединений, условно подразделяемые на три группы: низкотемпературные (0-300<sup>o</sup>C): халькогениды висмута и сурьмы, среднетемпературные (300-600<sup>o</sup>C): теллуриды свинца, германия и олова и высокотемпературные (600<sup>o</sup>C и выше): кремниевогерманиевые сплавы [18].

Предприятие-изготовитель среднетемпературных полупроводниковых ТЭМ приводит следующие технические характеристики (табл. 1) [19]:

$Rac$  – электрическое сопротивление термоэлектрического модуля при заданной температуре (22 <sup>o</sup>C), Ом

$A, B, H$  – длина, ширина и высота термоэлектрического элемента, мм

$U$  – напряжение на выходе модуля, В

$I$  – электрический ток через нагрузку, А

$P$  – электрическая мощность в нагрузке, Вт

$\eta$  – коэффициент полезного действия (эффективность) модуля, %

$Rt$  – тепловое сопротивление модуля (при 22 <sup>o</sup>C), К/Вт

Таблица 1

Характеристики модулей Пельтье в генераторном режиме

Наименование	Размеры, мм			$Rac$	$Rt$	$U$		$I$		$P$	$\eta$	Цена
	$A$	$B$	$H$	Ом	К/Вт	$В$	$А$	$Вт$	%	Руб		
ТГМ-127-1,0-2,5	30	30	4,8	4,0	5,0	2,1	0,32	0,67	2,8	1365,5		
ТГМ-127-1,4-2,5	40	40	4,8	2,0	2,6	2,1	0,62	1,29	2,8	1435,0		
ТГМ-199-1,4-0,8	40	40	3,2	1,03	0,56	2,1	1,22	2,5	1,8	1527,0		
ТГМ-287-1,0-2,5	40	40	4,8	9,0	2,3	4,6	0,31	1,42	2,7	2584,0		

Как видно из таблицы 1, КПД термоэлектрических модулей невелик, ток и напряжение в модуле небольшие, а стоимость относительно высока.

Современные устройства, как правило, предназначены для работы в режиме выработки тепла (охлаждения) [20], поэтому зарубежный рынок наполнен относительно недорогими ТЭМ различной тепловой мощности (табл. 2), но их параметры в режиме генерации электроэнергии требуют уточнения.

Таблица 2

Характеристики ТЭМ в режиме генерации тепла

Параметр	Характеристики		
	TEC1-127120	TEC1-127060	TEC1-127040
Тип элемента			
Тепловая мощность, Вт	120	60	40
Разность температур, °С	60	60	60
Максимальный ток, А	12	6	4
Максимальное напряжение, В	15,4	15,4	15,4
Размеры (АхВхН), мм	50х50х4	40х40х4	40х40х4,8
Стоимость Россия/Китай, руб	2300/400	1000/200	980/120

Любую термоэлектрическую систему можно условно разделить на три части: модули, холодная сторона, горячая сторона [21]. В зависимости от плотности отводимого теплового потока и способа обмена тепловыми потоками между объектом и внешней средой термоэлектрические системы выполняются с различными конструкциями теплообменников. Наибольшее распространение получили теплообменники с воздушным (Air) или жидкостным (Liquid) типом передачи тепла. Передача тепла может также осуществляться с помощью прямого теплового контакта поверхности (Surface) сборки с контролируемым объектом [22].

Термоэлектрическая генераторная сборка в минимальной (упрощенной) конфигурации состоит из металлической теплораспределительной пластины со стороны источника тепла, термоэлектрического генераторного модуля с выводными концами проводов и охлаждающего элемента, отводящего тепло, проходящее через модуль в окружающую среду и создающего необходимый для работы ТГМ перепад температур. Вся конструкция скрепляется вместе тем или иным способом, чаще всего с помощью резьбовых или пружинных соединений, как представлено на рис. 4. В одну сборку могут быть установлены несколько модулей. Энергия от нескольких сборок может складываться при последовательно-параллельном подключении. Благодаря своей простоте конструкция обладает высокой надежностью и долговечностью – срок службы может превышать 10 лет при правильной эксплуатации.

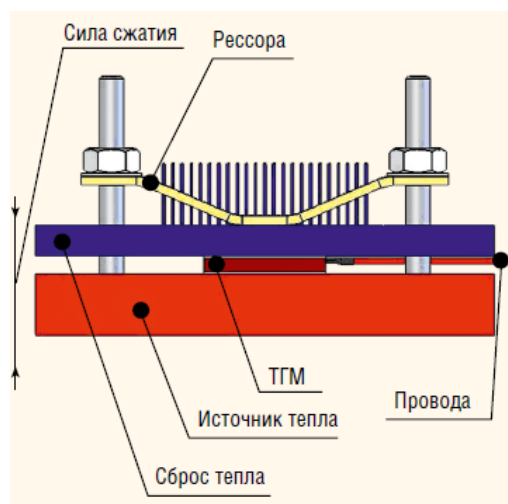


Рис. 4. Исполнение присоединения ТЭГ

ПРАКТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ

Целью экспериментов являлась оценка и поиск оптимальных технических режимов генерации термоэлементов.

Исследования проводились на установке, приведенной на рис 5. Электрическая схема опыта приведена на рис. 6, перечень измерительных приборов экспериментальной установки и их погрешности представлены в табл. 3.



Рис. 5. Экспериментальная установка

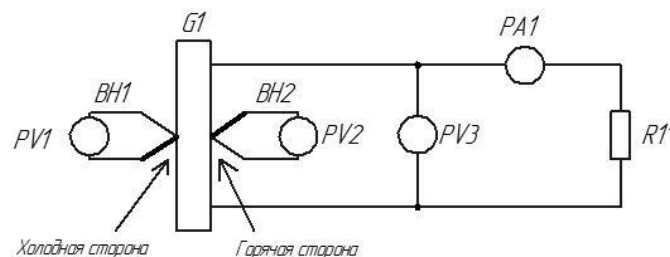


Рис. 6. Схема электрическая экспериментальной установки

Таблица 3

Перечень измерительных приборов экспериментальной установки

Название прибора	Обозначение	Параметр	Погрешность
Ампервольтметр Ц4311	PA1	Ток нагрузки	±0,5%
Мультиметр Mastech M890C с термопарой (BH1)	PV1	Температура	± 0,75% ± 3°С
Мультиметр HoldPeak HP-890CN с термопарой (BH2)	PV2	Температура	± 0,65% ± 3°С
Мультиметр Mastech M890G	PV3	Напряжение	±1,2%

В процессе экспериментов изменялась температура «горячей» и «холодной» сторон с изменением электрической нагрузки генератора. Результаты опытов холостого хода приведены на рис. 7, где в скобках приведена температура «холодной» стороны элемента Пельтье.

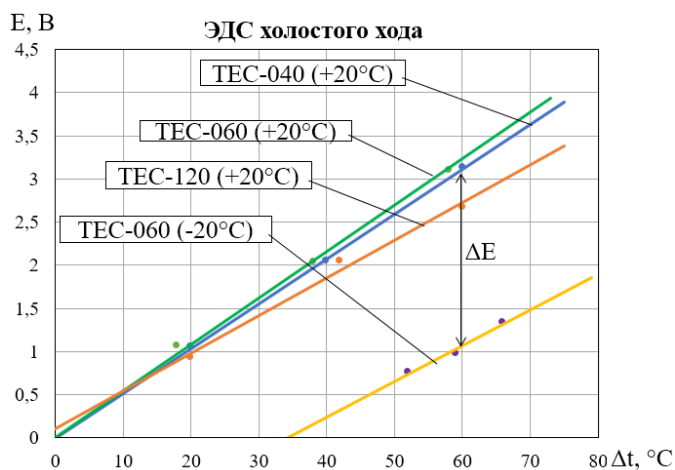


Рис. 7. Характеристики холостого хода

ЭДС холостого хода линейна для каждого элемента Пельтье и практически не зависит от его мощности. В зоне отрицательных температур «холодной» стороны ЭДС резко снижается (табл. 4). Разность ЭДС холостого хода ΔE при изменении этой температуры от -20°C до +20°C достигает 2 В.

Таблица 4

ЭДС элемента Пельтье TEC-060

Разница температур, °C	ЭДС (при +20°C), В	ЭДС (при -20°C), В
40	2,04	0,25
50	2,73	0,72
60	3,21	1,12

Нагрузочные характеристики элементов Пельтье при постоянном перепаде температур 60°C приведены на рис. 8. Вольт-амперные характеристики с высокой точностью аппроксимируются прямыми, а зависимость мощности от тока – параболлами.

По аппроксимирующим характеристикам рассчитаны параметры элементов Пельтье с учетом режима работы (табл. 5).

Внутреннее сопротивление прямо пропорционально напряжению холостого хода (U<sub>хх</sub>) и обратно пропорционально току короткого замыкания (I<sub>кз</sub>) данного элемента (выражение 3):

$$R_{ВН} = \frac{U_{XX}}{I_{КЗ}} \quad (3)$$

Таблица 5

Расчетные параметры элементов Пельтье

Тип элемента	Ток КЗ, мА	ЭДС XX, В	Внутреннее сопротивление, Ом	Максимальная мощность, Вт (о.е.)
TEC-040 (+20)	700	3,1	4,4	0,55 (0,0138)
TEC-060 (+20)	1020	3,2	3,1	0,82 (0,0137)
TEC-060 (-20)	190	1,25	6,6	0,05 (0,00083)
TEC-120 (+20)	1800	2,7	1,5	1,2 (0,01)

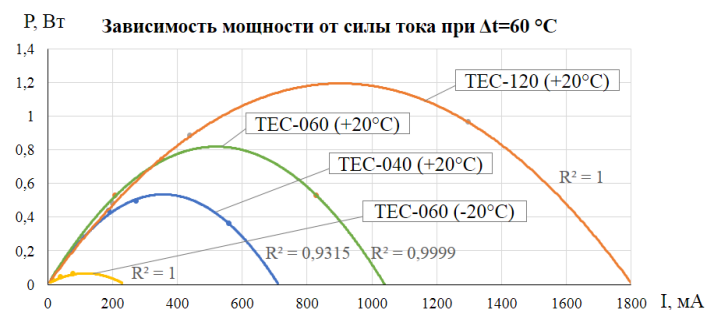
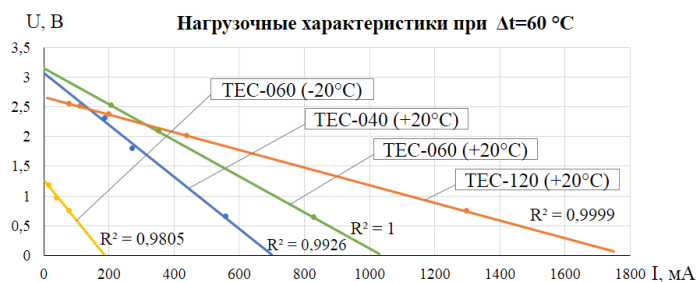


Рис. 8. Нагрузочные характеристики элементов Пельтье

Мощность в относительных единицах есть частное полученной электрической мощности (P<sub>эл</sub>) и обещанной производителем тепловой мощности (P<sub>терм</sub>) термоэлектрического модуля (выражение 4):

$$P_{OE} = \frac{P_{ЭЛ}}{P_{ТЕРМ}} \quad (4)$$

Анализ данных показывает, что в режимах генерации электрической энергии вырабатываемая электрическая мощность по отношению к заявленной производителем выходной тепловой в обратном режиме не превышает 1...1,5 %.

Эффективность выработки электроэнергии определяется температурой «горячей» стороны, например, при снижении этой температуры в 2 раза на элементе TEC-60 и одинаковом перепаде температур выходная максимальная мощность снизилась в 16 раз, ЭДС холостого хода – в 2,5 раза, а внутреннее сопротивление элемента увеличилось в 2 раза. Особенностью полупроводниковых модулей является ограничение по допустимой температуре (120°C), связанное с пайкой межэлементных связей. Таким образом, возможность эффективного применения элементов Пельтье в качестве генератора электрической энергии связана с необходимостью нагрева одной из сторон до максимальной температуры, исключая перегрев.

#### ПРЕДЛОЖЕНИЯ И РЕЗУЛЬТАТЫ ВНЕДРЕНИЯ

Представленные на рынке автономные зарядные устройства ориентированы на применении среднетемпературных модулей Пельтье, установленных на нагреватель. Для создания разности температур внешняя поверхность охлаждается дополнительным вентилятором, что снижает КПД устройства.

Авторами предложено устройство автономного энергообеспечения, на которое получено решение о выдаче патента на полезную модель по заявке №2017129157, от 15.08.2017, отличающееся от аналогов тем, что источник



тепла и термогенератор размещаются отдельно, а нагрев термогенератора обеспечивается с помощью пара. Такое решение позволяет отказаться от электрической системы охлаждения «холодной» стороны при четком ограничении температуры на «горячей». Удельная теплота конденсации для воды составляет 2258 кДж/кг, что позволяет повысить КПД и уменьшить габариты.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведенные исследования показали рациональность использования термоэлектрических модулей Пельтье для генерации электроэнергии. Наиболее высокого значения КПД возможно добиться при работе на максимально допустимых температурах сторон термоэлектрического модуля.

Для поддержания устойчивой разности температур между охлаждаемой и нагреваемой поверхностью модуля генерации оптимально использование эффективного жидкостного охлаждения и нагрева контактных площадок модулей Пельтье с помощью пара.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Шостаковский П.Г. Термоэлектрические источники альтернативного электропитания / П.Г. Шостаковский // Компоненты и технологии. – 2010. – Т. 1, №12. – С. 131-138.
2. ГОСТ 6616-94 Преобразователи термоэлектрические. Общие технические условия. Минск, 1994. I, 15 с. (Система стандартов по информ., библи. и изд. делу).
3. Шостаковский П.Г. Альтернативные источники электрической энергии промышленного применения на основе термоэлектрических генераторов / П.Г. Шостаковский // Control engineering Россия. – 2013. – Т. 1, №3. – С. 52-56.
4. Лебедев Ю.П. Оценка применимости и взаимозаменяемости модулей Пельтье / Ю.П. Лебедев, А.Ф. Сидоркин, А.Ю. Пармоник // Международное научное издание современные фундаментальные и прикладные исследования. – 2011. – Т.1, №1. – С. 26-28.
5. Шостаковский П.Г. Термоэлектрические генераторы промышленного применения. Часть 2 / П.Г. Шостаковский // Современная электроника. – 2016. – Т. 1, №1. – С. 2-5.
6. Шостаковский П.Г. Современные решения термоэлектрического охлаждения для радиоэлектронной, медицинской и бытовой техники. Часть 2 / П.Г. Шостаковский // Компоненты и технологии. – 2010. – Т. 1, №1. – С. 130-137.
7. Сандалов В.М. Автономное зарядное устройство на базе модуля Пельтье / В.М. Сандалов, К.В. Романов // Наука ЮУрГУ [Электронный ресурс]. – 2017. – Т. 1, №1. – С. 523-529.
8. Андреев С.А., Судник Ю.А., Петрова Е.А., Бессонов К.Е., Богаченков А.Г. Отопительно-варочная печь // Патент России №138737. год 2013. Бюл. №8.
9. Милкин В.И., Калитенков Н.В., Коробко А.Н. Электрогенерирующее отопительно-варочное устройство // Патент России №98231. год 2010. Бюл. №28.
10. Шостаковский П.Г. Термоэлектрические генераторы промышленного применения. Часть 1 / П.Г. Шостаковский // Современная электроника. – 2016. – Т. 1, №1. – С. 2-7.
11. Шостаковский П.Г. Современные решения термоэлектрического охлаждения для радиоэлектронной, медицинской и бытовой техники. Часть 1 / П.Г. Шостаковский // Компоненты и технологии. – 2009. – Т. 1, №12. – С. 40-46.
12. Головкин Д.Б., Скрипник Ю.А., Ментковский Ю.Л., Глазков Л.А., Химичева А.И. Способ определения коэффициента Пельтье неоднородной электрической цепи и устройство для его осуществления // Патент России №2124734. год 1999. Бюл. №2.
13. Шостаковский П.Г. Современные термоэлектрические источники питания электронных устройств / П.Г. Шостаковский // Компоненты и технологии. – 2015. – Т. 1, №1. – С. 14-19.
14. Штерн Ю.И., Кожевников Я.С., Никаноров М.Д., Крикун Е.А., Штерн М.Ю. Термоэлектрический модуль // Патент России №2007134625. год 2009. Бюл. №23.
15. Бурштейн А.И. Физические основы расчета термоэлектрических устройств. / А.И. Бурштейн. – М.:Физматлит, 1962. – 136 с.
16. Жуйков А.О. Термоэлектрический модуль Пельтье и его применение / А.О. Жуйков, И.Л. Лушников // Современные проблемы телекоммуникаций: Межвуз. сб. научн. тр. – Новосибирск: СибГУТИ, 2016. – Т. 1. – С. 578-582.
17. Иванов А.С., Прилепо Ю.П., Чернышова Т.И., Варламов С.А. Монолитная генераторная термоэлектрическая батарея // Патент России №93584. год 2010. Бюл. №12.
18. Долгих П.П. Перспективы применения термоэлектрических установок для электроснабжения децентрализованных потребителей / П.П. Долгих, Р.И. Иброгимов // Эпоха науки. – 2016. – Т. 1, №8. – С. 281-289.
19. <http://kryotherm.ru/> (дата обращения 08.12.2017) Генераторные модули Пельтье – URL: <http://kryothermtec.com/ru/thermoelectric-modules-for-power-generation.html> (дата обращения 08.12.2017).
20. Иоффе А.Ф. Термоэлектрическое охлаждение. / А.Ф. Иоффе, Л.С. Стилбанс, Е.К. Иорданшвили, Т.С. Ставицкая. – М.–Л.:АН СССР, 1956. – 114 с.
21. Шостаковский П.Г. Разработка термоэлектрических систем охлаждения и термостатирования с помощью компьютерной программы Kryotherm / П.Г. Шостаковский // Компоненты и технологии. – 2010. – Т. 1, №8. – С. 27-36.
22. Шостаковский П.Г. Тепловой контроль объектов на базе термоэлектрических сборок / П.Г. Шостаковский // Компоненты и технологии. – 2011. – Т. 1, №9. – С. 142-150.

# Device of Autonomous Power Supply

V.M. Sandalov, K.V. Romanov

SUSU branch in Zlatoust, Department of technics and technology  
South Ural State University  
Zlatoust, Russia [kost.romanov2012@yandex.ru](mailto:kost.romanov2012@yandex.ru)

**Abstract.** The device of autonomous power supply on the basis of low-temperature thermoelectric Peltier modules in the mode of electric energy generation is proposed. Modules of this class are of low cost with high reliability and small dimensions. Experimental studies were carried out and the load characteristics of the Peltier modules were obtained. Optimum regimes should be considered heating one of the parties to a temperature close to the permissible. The operating conditions of thermoelectric elements are determined, and the results are processed. A positive solution has been obtained for the utility model, which uses steam as the heat carrier, which allows to

reduce the size and improve the efficiency of the device. The device can be used as an autonomous means of charging the accumulators of gadgets and means of tele- and radio communication.

**Keywords:** low-temperature; Peltier module; autonomous thermoelectric converter; alternative energy.

# Анализ практики применения высоковольтных преобразователей частоты ACS5000

Семёнов А.С.

Северо-Восточный федеральный университет имени М.К. Аммосова  
Мирный, Россия  
[as.semenov@s-vfu.ru](mailto:as.semenov@s-vfu.ru)

Егоров А.Н.

Акционерная компания «АЛРОСА»  
(Публичное акционерное общество)  
Мирный, Россия  
[egorovan@alrosa.ru](mailto:egorovan@alrosa.ru)

Федоров О.В.

Нижегородский государственный технический университет  
Нижегород, Россия  
[fov52@mail.ru](mailto:fov52@mail.ru)

**Аннотация.** В статье приводится анализ использования в реальных производственных условиях высоковольтного преобразователя частоты ACS5000 фирмы ABB. Рассмотрена схема силовой части преобразователя частоты, подробно описан принцип действия инвертора преобразователя частоты, показана аппроксимированная форма кривой выходного напряжения преобразователя частоты, с помощью регистратора параметров получены графики выходных токов преобразователя частоты. Отмечена отличительная особенность системы защиты преобразователя частоты и приведены примеры ее отказа в производственных условиях. Приведен контроль показателей качества электроэнергии согласно требованиям ГОСТ 32144. Сделано заключение о несоответствии качества электроэнергии требованиям ГОСТ 32144 при использовании преобразователя частоты ACS5000. Но также отмечается, что искажение питающей сети является не таким значительным, как при использовании других аналогичных преобразователей частоты.

**Ключевые слова:** высоковольтный преобразователь частоты, тиристор, инвертор, напряжение, частота, контроль качества электроэнергии, искажения.

## ВВЕДЕНИЕ

За последние 25-30 лет частотно-регулируемый электропривод утвердился в качестве основы повышения энергоэффективности и высокой надежности работы промышленных установок и технологических комплексов [1]. Основным фактором развития частотно-регулируемого электропривода, безусловно, явилось осознание необходимости создания более простой и надежной системы регулируемого электропривода [2]. Очевидно, что ввиду ряда преимуществ таковым мог стать электропривод на базе асинхронного двигателя [3]. В начале развития частотно-регулируемого электропривода сложность заключалась в отсутствии мощных полупроводниковых вентилялей, поэтому первые статические полупроводниковые преобразователи частоты выполнялись на тиристорах и были низковольтными [4,5].

Первые преобразователи частоты, несмотря на несовершенство системы управления по сравнению с современными преобразователями, подтвердили высокую эффективность частотно-регулируемого электропривода и явились толчком для расширения исследований в области разработки мощных и высоковольтных полупроводниковых вентилялей [6,7]. Сегодня рынок силовой преобразовательной техники насыщен низковольтными и высоковольтными преобразователями малой и большой мощности в основном благодаря появлению мощных IGBT (insulated

gate bipolar transistor), IGCT (integrated gate commutation thyristor) и SGCT (symmetrical gate commutated thyristor) тиристоров [8-11].

## ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЯ

Безусловным лидером рынка силовой преобразовательной техники является фирма ABB, которая предлагает ряд линеек низковольтных и высоковольтных преобразователей с уникальными функциональными возможностями [12,13]. В данной статье рассматривается опыт эксплуатации высоковольтного преобразователя частоты ACS5000.

Корпорация ABB серийно выпускает преобразователи ACS5000 на напряжение 6 и 6,9 кВ, мощностью от 2 мВт до 24 мВт. При этом преобразователи мощностью выше 7 мВт оснащаются системой принудительного водяного охлаждения, а преобразователи ниже 5 мВт – системой принудительного воздушного охлаждения. Схема выпрямления в преобразователях ACS5000 36-пульсная, для получения которой применяется специальный многообмоточный трансформатор [14].

Основой построения схемы преобразования в ACS5000 являются высоковольтные IGCT – тиристоры, разработанные корпорацией ABB. Эти тиристоры рассчитаны на напряжение до 6000 В с частотой коммутации до 2 кГц и способны проводить ток до 4 кА.

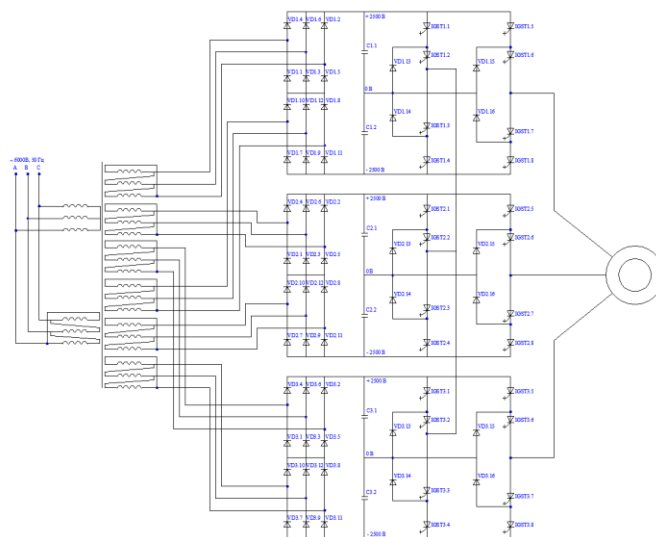


Рис. 1. Электрическая принципиальная схема силовой части высоковольтного преобразователя частоты ACS5000

Выходное напряжение преобразователя частоты ACS5000 формируется многоуровневым автономным инвертором напряжения [15]. В зависимости от схемы преобразователя на выходе инвертора формируется пятиуровневое или девятиуровневое выходное напряжение. На рисунке 1 представлена упрощенная принципиальная схема силовой части преобразователя ACS5000 с пятиуровневым автономным инвертором напряжения. Данная схема поясняет только принцип действия преобразователя, для полноценной работы схемы необходимы дополнительные демпфирующие, балансирующие и другие цепи. Из представленной схемы видно, что звено постоянного тока имеет 5 уровней напряжения, достигается это путем применения в каждой фазе двигателя выпрямителей со средней точкой (0 В), относительно которой формируется отрицательное напряжение (-2500 В) и положительное напряжение (+2500 В) [16].

На рисунке 2 показана схема поясняющая принцип действия инвертора преобразователя частоты ACS5000. На рисунке показан фрагмент принципиальной схемы преобразователя, в котором для удобства группы тиристор инвертора показаны в виде трехпозиционных ключей K1.1, K1.2, K2.1 и K2.2, которые переключаясь ступенчато наращивают напряжение на обмотке статора двигателя Lab от 0 до 10 кВ.

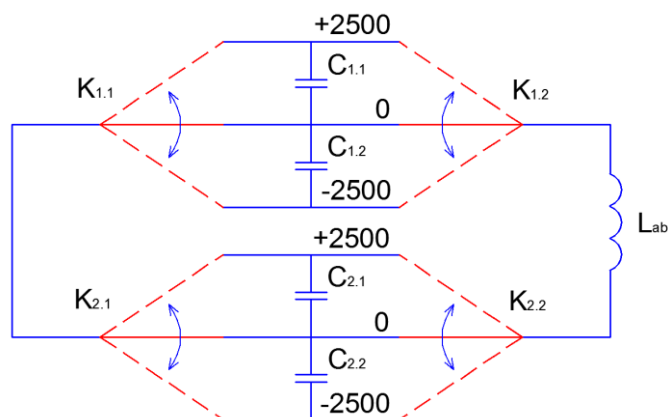


Рис. 2. Принцип действия инвертора преобразователя ACS5000

В итоге к статорной обмотке двигателя прикладывается ступенчатое переменное напряжение, аппроксимированная форма которого показана на рисунке 3. Полученное на выходе преобразователя напряжение близко по своей форме к синусоидальному напряжению.

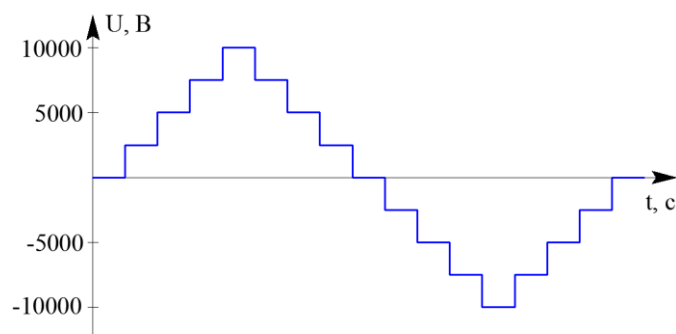


Рис. 3. Аппроксимированная форма кривой выходного напряжения преобразователя

На рисунке 4 представлены графики выходных токов преобразователя частоты, построенные на основе данных регистратора параметров. Форма кривых выходных токов также близка к синусоидальному току.

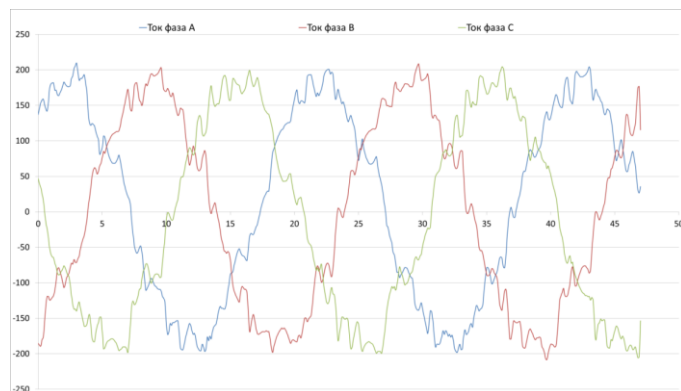


Рис. 4. Форма выходных токов преобразователя

#### РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

С целью анализа влияния преобразователя частоты на питающую сеть на вводной высоковольтной ячейке проводился инструментальный контроль показателей качества электроэнергии [17-22]. Контроль параметров электрической энергии производился в соответствии с ГОСТ 32144 в течение 7 суток с 10 минутным интервалом [23]. Результаты инструментального контроля представлены на рисунке 5. Анализ результатов показал, что суммарный коэффициент гармонических составляющих варьируется от 2,4 % до 6,6%, то есть 100% измерений не выходят за пределы значения 8%, что соответствует требованиям ГОСТ 32144, но 21,5% измерений суммарного коэффициента гармонических составляющих напряжения превышают значение 5 %, что говорит о несоответствии требованиям ГОСТ 32144. Однако если сопоставить график изменения потребляемого системой электропривода тока с графиком изменения суммарного коэффициента гармонических составляющих напряжения можно заметить, что уже до начала работы электропривода питающее напряжение искажено [24-27]. При этом суммарный коэффициент гармонических составляющих напряжения достигает значения 4%. Последнее говорит о том, вклад в искажение кривой напряжения питающей сети преобразователя частоты ACS5000 сравнительно незначительный, что подтверждает оправданность применения сложной схемы преобразования.

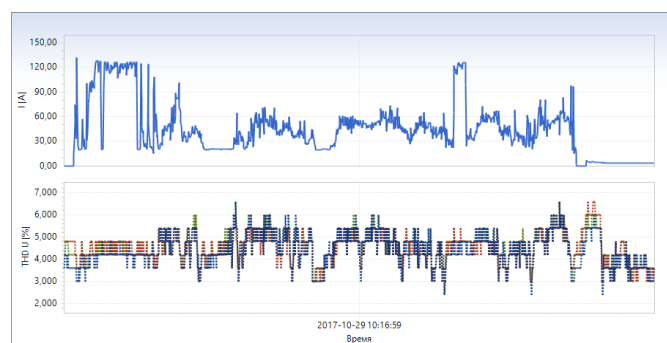


Рис. 5. Графики изменения потребляемого тока и суммарного коэффициента искажения формы кривой напряжения

Отдельно следует остановиться на концепции системы защиты преобразователя, которая отличается рядом ключевых особенностей. Так, например, преобразователь оснащен системой быстрого определения короткого замыкания и короткозамыкающими цепями, которые способны рассеивать мощность короткого замыкания в течение времени срабатывания системы защиты, то есть на время отключения высоковольтного выключателя. Это позволило исключить применение дорогостоящих высоковольтных предохранителей, однако, такое решение может привести к выходу из строя значительного количества высоковольтных полупроводниковых элементов при некорректных действиях эксплуатирующего персонала или несоответствии отключающих свойств высоковольтного выключателя. На практике выявлены случаи некорректного отключения преобразователей частоты ACS5000, которые приводили к выходу из строя высоковольтных тиристоров одной фазы преобразователя. Также, наблюдались случаи неполноценного обслуживания высоковольтных выключателей, которые приводили к потере отключающих свойств выключателя (увеличение времени отключения) и как следствие к выходу из строя тиристоров преобразователя. Вопросы построения систем защиты преобразователей частоты более детально рассмотрены в [28-29] и требуют отдельного освещения.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ (ВЫВОДЫ)

В заключении следует отметить, что преобразователи частоты ACS5000 показали себя весьма эффективными и надежными регулирующими элементами систем электропривода, при условии обеспечения соответствующего уровня эксплуатации, заключающегося в поддержании свойств вводного высоковольтного выключателя, а также в высокой культуре эксплуатирующего персонала. Контроль качества электроэнергии при использовании преобразователя частоты ACS5000 показал, что требования ГОСТ 32144 не выполняются, но вклад в искажение питающей сети является незначительным по сравнению с другими аналогичными преобразователями частоты. Также необходимо сказать о высоком уровне доверия семейству преобразователей частоты АВВ со стороны крупных промышленных предприятий. Так, например, на объектах АК «АЛРОСА» (ПАО) для установок, относящихся к электропотребителям 1 категории, применяются преобразователи частоты ACS5000 и ACS800.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Кузнецов Н.М. Рациональное электропотребление на горнодобывающих и горно-обогатительных предприятиях: монография. / Н.М. Кузнецов, В.И. Щуцкий. – Апатиты: Кольский научный центр РАН, 1997. – 211 с.
2. Кузнецов Н.М. Рациональное электропотребление на горных предприятиях / Н.М. Кузнецов // Труды Кольского научного центра РАН. – 2011. – №4. – С. 128-135.
3. Шилин А.Н. Анализ энергетических частотных характеристик асинхронного двигателя / А.Н. Шилин, Е.Г. Зенина, Н.В. Арванитакис // Известия Волгоградского государственного технического университета. – 2009. – Т. 2, №7 (55). – С. 80-83.
4. Чернов А.В. Частотный преобразователь как экономия средств / А.В. Чернов // Международный научно-исследовательский журнал. – 2013. – №5-2(12). – С. 7-10.

5. Kamalov T. Modern condition and possibilities of program management of frequency-adjustable electric drives / T. Kamalov, O. Toirov, Sh. Ergashev // European Research. – 2016. – is. 6(17). – P. 18-20.

6. Бурдасов Б.К. Преобразователи частоты для высоковольтных электроприводов переменного тока / Б.К. Бурдасов, С.А. Нестеров, Ю.Б. Федотов // APRIORI. Серия: Естественные и технические науки. – 2015. – №4. – С. 9.

7. Гузеев Б.В. Структурные схемы современных высоковольтных преобразователей частоты / Б.В. Гузеев, М.И. Хакимьянов // Электронный научный журнал Нефтегазовое дело. – 2012. – №2. – С. 4-11.

8. Сапрунова Н.М. Переходные характеристики цепи управления транзистора IGBT / Н.М. Сапрунова, Е.В. Корниенкова // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Энергетика. – 2008. – №26. – С. 42-46.

9. Blinov A. Hybrid IGBT-IGCT switch / A. Blinov, D. Vinnikov, V. Ivakhno, V. Amaruev // Przegląd Elektrotechniczny. – 2012. – vol. 88, is. 1 A. – P. 12-15.

10. Iwahashi Y. Analysis of current distribution on IGBT under unclamped inductive switching conditions / Y. Iwahashi, Y. Mizuno, M. Hara, R. Tagami, M. Ishigaki // Microelectronics Reliability. – 2012. – vol. 52, is. 9-10. – P. 2430-2433.

11. Jang S.-R. Comparative study of MOSFET and IGBT for high repetitive pulsed power modulators / S.-R. Jang, H.-J. Ryo, G. Goussev, G.H. Rim // IEEE Transactions on Plasma Science. – 2012. – vol. 40, is. 10-1. – P. 2561-2568.

12. Кодкин В.Л. Проблемы внедрения частотного регулирования в горно-добывающей отрасли / В.Л. Кодкин, А.С. Аникин, М.А. Мальчер // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Энергетика. – 2012. – №18. – С. 45-49.

13. Мальчер М.А. Проблемы внедрения частотного регулирования в горно-добывающей отрасли / М.А. Мальчер, А.С. Аникин // Горное оборудование и электромеханика. – 2011. – №4. – С. 40-46.

14. Хакимьянов М.И. Входные многообмоточные трансформаторы для многоуровневых преобразователей частоты / М.И. Хакимьянов, В.А. Шабанов // Электронный научный журнал Нефтегазовое дело. – 2012. – №5. – С. 47-54.

15. Крутиков К.К. Схемные решения использования возможностей многоуровневого автономного инвертора напряжения в переменных режимах частотного электропривода / К.К. Крутиков, В.В. Рожков // Вестник Московского энергетического института. – 2017. – №2. – С. 62-70.

16. Кузнецов В.И. Повышение эффективности электропривода переменного тока / В.И. Кузнецов // Электро. Электротехника, электроэнергетика, электротехническая промышленность. – 2014. – №6. – С. 38-39.

17. Карташев И.И. Мониторинг показателей качества электрической энергии в системах электроснабжения горных предприятий: монография. / И.И. Карташев, В.Н. Тульский, Н.М. Кузнецов, А.С. Семёнов. – М.: Издательство «Перо», 2013. – 142 с.

18. Кузнецов Н.М. Качество электрической энергии горных предприятий: монография. / Н.М. Кузнецов, Ю.В. Бебихов, А.В. Самсонов, А.Н. Егоров, А.С. Семёнов. – М.: Издательский дом «Академии Естествознания», 2012. – 68 с.

19. Кузнецов Н.М. Результаты мониторинга показателей качества электрической энергии потребителей подземного рудника / Н.М. Кузнецов, А.С. Семёнов, Ю.В. Бебихов, А.В. Рыбников // Горный журнал. – 2014. – №1. – С. 23-26.

20. Семенов А.С. Анализ результатов мониторинга показателей качества электрической энергии в подземном руднике / А.С. Семёнов, Н.М. Кузнецов // Измерительная техника. – 2014. – №4. – С. 31-34.

21. Семёнов А.С. Измерение и анализ показателей качества электрической энергии потребителей промышленных предприятий / А.С. Семёнов, А.В. Самсонов, Ю.В. Бебихов, Г.А. Матул // Естественные и технические науки. – 2015. – №6(84). – С. 446-450.

22. Semenov A.S. An analysis of the results of monitoring the quality of electric power in an underground mine / A.S. Semenov, N.M. Kuznetsov // Measurement Techniques. – 2015. – is. 4. – P. 417-420.

23. ГОСТ 32144-2013 (EN 50160:2010, NEQ) Электрическая энергия. Совместимость технических средств электромагнитная. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения. – М.: ФГУП «Стандартинформ», 2014. – 16 с.

24. Семёнов А.С. Контроль качества электроэнергии и анализ полученных результатов при измерении напряже-

ния / А.С. Семёнов, В.А. Бондарев, С.А. Заголило // Фундаментальные исследования. – 2017. – №9-1. – С. 86-92.

25. Кузнецов Н.М. Особенности электропотребления и пути его оптимизации при подземной разработке кимберлитов / Н.М. Кузнецов, А.Н. Егоров, Н.В. Егоров // Горный журнал. – 2010. – №7. – С. 87-89.

26. Прахов И.В. Влияние частотно-регулируемого электропривода на генерацию высших гармоник в электрической сети / И.В. Прахов, Р.Р. Кутьянов, А.Г. Бикметов // Современные наукоемкие технологии. – 2015. – №8-0. – С. 45-48.

27. Silaev M.A. The effect of fast changes in voltage unbalance on vibration characteristics of asynchronous motors / M.A. Silaev, V.N. TulSkii, I.I. Kartashev // Russian Electrical Engineering. – 2014. – vol. 85, is. 6. – P. 382-388.

28. Аитов И. Вопросы построения систем аварийной защиты тиристорных преобразователей частоты для электротехнологических установок. Часть 1 / И. Аитов // Силовая электроника. – 2010. – №24. – С. 29-35.

29. Аитов И. Вопросы проектирования систем и элементов защиты тиристорных преобразователей частоты для электротехнологических установок. Часть 5 / И. Аитов, Р. Камалетдинова // Силовая электроника. – 2011. – Т. 2, №30. – С. 58-62.

## Analysis of the Practice of Using High-Voltage ACS5000 Frequency Converters

Semenov A.S.

North-Eastern Federal University named  
after M.K. Ammosov  
Mirny, Russia  
[as.semenov@s-vfu.ru](mailto:as.semenov@s-vfu.ru)

Egorov A.N.

PJSC ALROSA  
Mirny, Russia  
[egorovan@alrosa.ru](mailto:egorovan@alrosa.ru)

Fedorov O.V.

Nizhny Novgorod State Technical Uni-  
versity named after R.E. Alekseev  
Nizhny Novgorod, Russia  
[fov52@mail.ru](mailto:fov52@mail.ru)

**Abstract.** The article gives an analysis of the use in real production conditions of the high-voltage ACS5000 frequency converter from ABB. The circuit of the power part of the frequency converter is considered, the operation principle of the inverter of the frequency converter is described in detail, the approximated form of the output voltage curve of the frequency converter is shown, and the graphs of the output currents of the frequency converter are obtained using the parameter recorder. A distinctive feature of the protection system of the frequency converter is noted and examples of its failure in production conditions are given. The quality of electricity was monitored in accordance with the requirements of GOST 32144. A conclusion was made

about the inconsistency of the quality of electricity with the requirements of GOST 32144 when using the ACS5000 frequency converter. But it is also noted that the distortion of the supply network is not as significant as when using other similar frequency converters.

**Keywords:** high-voltage frequency converter, thyristor, inverter, voltage, frequency, quality control of electricity, distortion.

# Электромеханическая силокомпенсирующая система разгрузки веса пациентов при их реабилитации на медицинском тренажере

Пятибратов Г.Я., Алтунян Л.Л., Даньшина А.А.  
Южно-Российский государственный политехнический университет (НПИ) имени М. И. Платова  
Новочеркасск, Российская Федерация  
[x5551@bk.ru](mailto:x5551@bk.ru)

**Аннотация.** Больные с патологией органов опоры и движения остаются одними из сложных пациентов для медицинской реабилитации, поэтому задача создания новых медицинских тренажеров с пространственным перемещением, расширенными функциональными и техническими возможностями является актуальной. Создан двухкоординатный макет медицинского тренажера для реабилитации пациентов с нарушениями опорно-двигательного аппарата. Проведены экспериментальные исследования электромеханической силокомпенсирующей системы разгрузки веса пациента, показана эффективность обеспечения заданной разгрузки веса и стабилизации усилия на опорно-двигательный аппарат в процессе занятия на тренажере при выполнении различных упражнений. В работе показана целесообразность применения активного демпфирования электроприводом упругих механических колебаний и ограничения динамических нагрузок в электромеханической системе, а также использования при реализации рассматриваемых тренажеров с частотно-управляемыми электроприводами с высокомоментными синхронными двигателями с возбуждением от постоянных магнитов. Приведены рекомендации по выбору требуемых электродвигателей для медицинского тренажера.

**Ключевые слова:** медицинский тренажер, разгрузка веса пациента, упругие колебания, механическая передача, электропривод, активное демпфирование.

## ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время травмы позвоночника, повреждение спинного мозга, полученные в результате аварий и несчастных случаев, инсульт и детский церебральный паралич являются актуальной медицинской и социальной проблемой общества [1]. Исследования показали, что только 30 % пациентов в первые недели после сосудистых заболеваний мозга или травм опорно-двигательного аппарата могут самостоятельно передвигаться. Поэтому при реабилитации пациентов большое значение имеет возможность восстановления самообслуживания пациентов и возможность самостоятельного передвижения.

В последнее время в восстановительном лечении пациентов при двигательных нарушениях наряду с медикаментозной терапией получили методы физической реабилитации, среди которых большую эффективность имеют реабилитационные программы с использованием тренажеров, обеспечивающих заданную разгрузку веса пациента при перемещении пациента в пространстве. Поэтому создание и совершенствование медицинских тренажерных комплексов, обеспечивающих повышение эффективности

реабилитации больных, является актуальной научной и технической задачей.

## АНАЛИЗ СОСТОЯНИЯ ПРОБЛЕМЫ

Анализ медицинской и технической литературы показал, что наиболее эффективным способом разгрузки веса пациента при его занятиях на тренажере является применение электромеханических систем (ЭМС) управления усилиями [2], которые по сравнению с другими способами позволяют обеспечить требуемое дозированное уменьшение веса пациента при его восстановительном лечении с применением стационарных тренажеров [3]. Применение силокомпенсирующих способов управления усилиями в упругих механизмах [4] по сравнению с пассивными способами разгрузки веса пациента [5] позволяет исключить влияние дополнительно присоединенных к пациенту масс и исключает необходимость преодолевать ему значительные инерционные нагрузки [6].

В работе [3] показано, что при реализации ЭМС рассматриваемых тренажеров целесообразно использовать механические передачи, имеющие пониженную жесткость, что при изменении возмущающих воздействий приводит к возникновению в ЭМС упругих механических колебаний [7]. Эти колебания и низкочастотные вибрации оказывают негативное силовое воздействие на опорно-двигательный аппарат пациента, что может отрицательно сказаться на его самочувствии [8] и привести к ухудшению качества реабилитации.

Существуют традиционные способы борьбы с упругими колебаниями механизмов путем повышения жесткости их передач и конструкций или применения специальных демпфирующих устройств [9]. Механические способы демпфирования упругих колебаний увеличивают массогабаритные показатели, сложность конструкции и стоимость тренажера. Анализ показывает, что более экономичным и эффективным способом является применение параметрического [10] или активного [11] демпфирования упругих колебаний и ограничения динамических нагрузок механизмов [12] с помощью современного электропривода (ЭП) [13]. Сопоставление рассматриваемых способов демпфирования колебаний упругих механизмов показывает, что наиболее эффективным способом уменьшения динамических нагрузок и демпфирования упругих колебаний в механических передачах является применение активного способа, поэтому его целесообразно применять при создании рассматриваемых перспективных медицинских тренажеров. Однако результаты исследований, приведенные

в работах [14, 15], показали, что факторами, ограничивающим эффективность активного демпфирования колебаний упругих механизмов, могут стать энергетические возможности ЭП. Причем в этом случае предельные возможности ЭП и области его рационального применения для этих целей в основном определяются соотношением моментов инерции механических элементов ЭМС, разделенных упругим элементом масс [15].

С учетом результатов выполненных исследований была разработана электромеханическая силокомпенсирующая система управления усилиями в упругих механизмах реабилитационного тренажера с требуемой разгрузкой веса пациентов. Проверку эффективности принятых технических решений целесообразно подтвердить экспериментальными исследованиями.

#### ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Для выполнения практической апробации созданной системы разгрузки веса пациента и оценки эффективности применения активного способа демпфирования упругих колебаний механизмов с помощью ЭП создан макет двухкоординатного медицинского тренажера, на котором были выполнены комплексные экспериментальные исследования предлагаемой системы разгрузки веса пациента. Основной задачей работы является исследование ЭМС медицинского тренажера с упругими механическими передачами, оценить эффективность разгрузки веса пациента и демпфирования упругих колебаний при применении различных корректирующих устройств, исследовать работу системы управления усилиями и экспериментально оценить эффективность активного демпфирования колебаний в упругих механизмах с помощью ЭП.

#### РЕАЛИЗАЦИЯ МАКЕТА ТРЕНАЖЕРА

В настоящее время широкое распространение приобретают медицинские тренажеры, позволяющие пациентам совершать пространственные перемещения при решении задач их реабилитации, что расширяет функциональные возможности тренажеров, повышает эффективность программ реабилитации пациентов и расширяют область их применения по сравнению с тренажерами, в которых перемещения пациента ограничены беговой дорожкой [16, 17, 18, 19]. Современные медицинские тренажеры с пространственными перемещениями пациентов могут быть выполнены как двухкоординатными, [20, 21] так и трехкоординатными [22]. Анализ показал, что создание трехкоординатного тренажера значительно увеличивает его стоимость, усложняет конструкцию и требует увеличения площади помещений реабилитационного центра.

С целью уменьшения затрат на создание исследуемой ЭМС и в дальнейшем снижения стоимости тренажера его макет выполнен двухкоординатным. На рис. 1 представлена кинематическая схема системы разгрузки веса пациента (СРВП) макета двухкоординатного медицинского тренажера для реабилитации пациентов при двигательных нарушениях. Механическая часть СРВП состоит из канатной передачи с использованием полиспаста с коэффициентом передачи 2, блоков ( $b_1, b_2, b_3$  и  $b_4$ ), барабана ( $B$ ) диаметром 0,16 м и синхронного двигателя с постоянными магнитами (СДПМ) ( $M$ ) типа 1FK7063-5AF71 мощностью 2290 Вт, номинальной скоростью 314 рад/с, номинальным моментом 6,5 Н·м и моментом инерции ротора

$15,10 \cdot 10^{-4}$  кг·м<sup>2</sup>, планетарного редуктора ( $P_z$ ) типа SP100S-MF1-1FK706 с передаточным отношением 7 и моментом инерции  $2,81 \cdot 10^{-4}$  кг·м<sup>2</sup>. Реализация макета медицинского тренажера выполнена с применением оборудования фирмы Siemens.

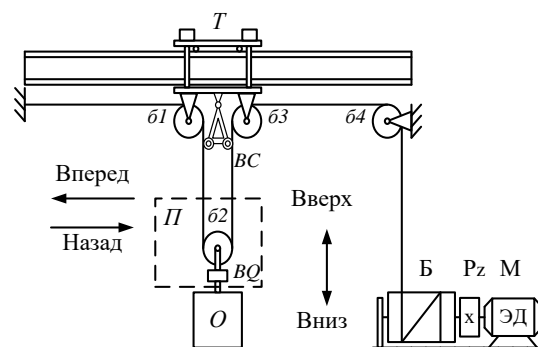


Рис. 1. Кинематическая схема макета медицинского тренажера с системой разгрузки веса пациента

Запасовка канатной передачи выполнена так, что позволяет осуществлять горизонтальные перемещения пациента без изменения высоты его подвеса. Ограничение вертикальных и горизонтальных перемещений пациента осуществляется с помощью механических конечных выключателей и программных ограничений.

Электромеханический модуль СРВП располагается на уровне пола, что обеспечивает удобство его монтажа и обслуживания, а также обеспечит подвод силовых и информационных кабелей к электродвигателю. Механизм подвеса пациента ( $П$ ) включает в себя блок канатной передачи ( $b_2$ ) и датчик измерения усилия в канатной передаче ( $BQ$ ). Подвесная система состоит из специального корсета, в котором фиксируется пациент с помощью специальных жгутов в области бедер и грудной клетки, при этом корсет не сковывает движения пациента и не влияет на дыхательный процесс.

Стойка управления реализована на базе модуля SIMOTION D425 со встроенной системой управления движением SINAMICS Integrated. Система в реальном времени обменивается данными по сети Ethernet с персональным компьютером, на котором установлено программное обеспечение. На лицевой панели стойки управления размещены органы управления СРВП («Пуск», «Стоп» и «Отключение силовой части»), лампы индикации («Сеть 380 В», «Питание модуля Smart», «Сеть 24 В», «Готовность к работе») и сенсорная панель управления, на которой отображаются команды управления системой. В стойке расположены: источник питания на 24 В, модули управления, питания, рекуперации, управления двигателями, датчиков, сетевой фильтр (реактор) и коммутационная аппаратура.

СРВП работает в функции приращения усилия в подвесе пациента, которое измеряется датчиком усилия ( $BQ$ ). На начальном этапе занятий с помощью датчика усилия при поднятии пациента от пола определяется его вес  $P_o$ , из полученного значения вычитается усилие  $F_{пп}$ , прикладываемое приводом к пациенту. В процессе работы СРВП путем изменения усилия прикладываемого ЭП, обеспечивается необходимая разгрузка веса пациента.



ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ СИСТЕМЫ РАЗГРУЗКИ  
ВЕСА ПАЦИЕНТА

Анализ проведенных экспериментальных исследований СРВП при массе пациента 70 кг и разгрузке его веса в 62% показал, что в процессе выполнения различных упражнений обеспечивается компенсация веса пациента равная 43,4 кг и сохраняется на заданном уровне во время занятия на тренажере, что видно на осциллограммах, приведенных на рис. 2.

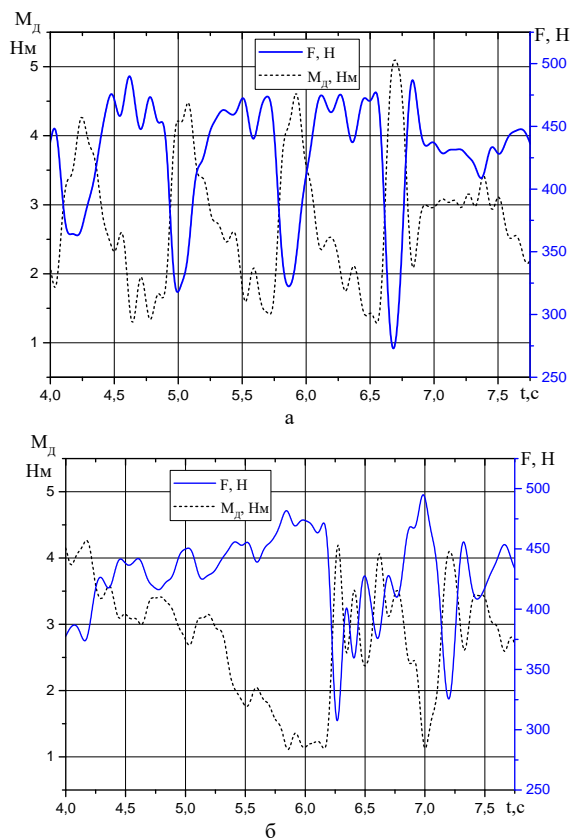


Рис. 2. Осциллограммы усилия в подвесе пациента и момента электродвигателя при различных упражнениях пациента: передвижение (а), преодоление препятствия в виде ступеньки (б)

Анализ осциллограмм показал, что ЭП работает в переходных режимах с частыми реверсами, поэтому во время кратковременных остановок пациента или его поворотах на месте трудно использовать электромагнитный тормоз. При срабатывании тормоза будут резко изменяться усилия, что приведет к рывкам и дополнительным нагрузкам на опорно-двигательный аппарат пациента. Применение тормоза затруднит обеспечение необходимой разгрузки веса пациента и не позволит качественно стабилизировать усилие на протяжении всего времени занятий на тренажере. Поэтому принято решение использовать тормоз только в аварийных режимах работы, например, при пропадании напряжения питающей сети. При реализации такого подхода построения тренажера для реабилитации пациентов необходимо выбирать электродвигатель СРВП, который мог бы обеспечивать длительную стоянку под током с номинальной нагрузкой.

Во время проведения экспериментальных исследований определялись усилия прикладываемые пациентом при различных видах перемещений. На рис. 2, а и б показаны осциллограммы усилия  $F$  при передвижении пациента и момент электродвигателя  $M_d$ . Так при ходьбе силовое воздействие составляло от 38 Н до 53 Н (рис. 2, а), а при преодолении препятствия в виде ступеньки усилие изменялось от 46 Н до 68 Н (рис. 2, б). Анализ приведенных осциллограмм показывает демпфирующее воздействие, оказываемое электроприводом, так как усилие, возникающее в упругих механических передачах, и момент двигателя находятся в противофазе, что обеспечивает стабилизацию усилия. Это исключает нежелательные нагрузки на пациента из-за колебаний усилий и уменьшает динамические нагрузки в упругих элементах механических передач, что позволяет расширить область применения таких тренажеров при различных заболеваниях.

На рис. 3 приведена осциллограмма усилия  $F$ , полученная с тензометрического датчика, и осциллограмма момента двигателя. На этой осциллограмме момент двигателя приведен с учетом радиуса приведения  $\rho = 0,006$  м к усилию  $F_{пр.дв.}$ , прикладываемого электродвигателем к пациенту во время перемещения. Из осциллограммы видно, что для компенсации упругих колебаний, возникающих в механических передачах макета тренажера, при возмущающих воздействиях пациента во время его движения электродвигателю необходимо прикладывать усилие с амплитудой на 64–78 % больше, чем усилия, возникающего в упругих элементах механических передач.

Исследования показали, что при применении активного демпфирования упругих колебаний ЭП требуемое значение момента двигателя зависит от соотношения момента инерции двигателя и приведенного к двигателю момента инерции, обусловленного массой пациента. При проведении данных экспериментальных исследований соотношение моментов инерции двигателя и веса пациента равного 70 кг составило 0,65. При этом необходимые максимальные значения момента, используемого синхронного электродвигателя типа 1FK7063-5AF71, не превысили номинального значения. Реально при изменении массы различных пациентов от 40 кг до 150 кг данное соотношение может изменяться от 1,15 до 0,3 соответственно.

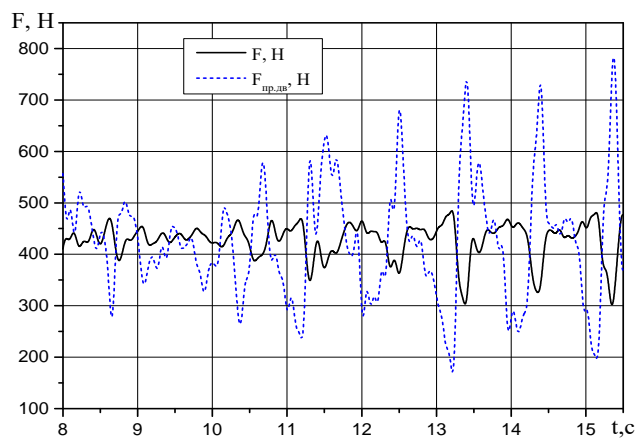


Рис. 3. Осциллограммы усилия

Исследования показали, что при соотношении моментов инерции равном 1,15 требуемое максимальное значение

ние момента электродвигателя может увеличиться примерно в 2 раза. Поэтому при выборе требуемой мощности электродвигателя СРВП необходимо учитывать соотношение моментов инерции, разделенных упругим элементом масс. Исследования, проведенные в [14], показали, что соотношение моментов инерции для рассматриваемых высокомоментных электродвигателей не должно превышать значения 3–4. При неблагоприятных параметрах механизма можно выйти на ограничение по току ЭП, что снизит эффективность демпфирования упругих колебаний. Выполненные исследования показали, что для реализации активного способа демпфирования колебаний упругих механизмов СРВП целесообразно применять СДПМ, которые имеют малые значения моментов инерции и большую перегрузочную способность.

#### ВЫБОР ТРЕБУЕМОГО ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ

Результаты исследований в работах [23–26] показали, что решить задачу импортозамещения электрооборудования СРВП возможно при применении высокоскоростного синхронного двигателя с возбуждением от постоянных магнитов типа 5ДВМ115М с максимальной скоростью вращения ротора  $\Omega_{мд} = 6000$  об/мин или серии ДСМ с возбуждением от постоянных магнитов. Они обеспечивают условие стоянки двигателя под током. Двигатель типа 5ДВМ115М не позволяет применять российские редукторы, так как российские производители выпускают редукторы с входными номинальными скоростями вращения не более 3000 об/мин. Поэтому его применение возможно только с редукторами, производимыми ведущими мировыми фирмами, что может существенно увеличить стоимость медицинского тренажера. Расчеты показали, что для реализации медицинского тренажера целесообразно выбрать двигатель типа ДСМ-2,2-3000-1-Д-У3, редуктор типа ЗП-28М и барабан канатной передачи диаметром  $D_B = 70$  мм.

Сравнительный анализ показал, что при применении двигателя серии 5ДВМ нагрузочные моменты системы имеют меньшие значения при различных режимах работы медицинского тренажера по сравнению с применением двигателя серии ДСМ, разница составляет около 40 %, меньшее значение момента инерции двигателя. Но большую суммарную массу двигателя и редуктора, у первого она составляет 31 кг, у второго – 22 кг. Основным и главным преимуществом применения двигателя серии ДСМ перед высокоскоростным двигателем серии 5ДВМ является возможность использования редукторов российского производства, что позволит уменьшить стоимость медицинского тренажера. Стоимость двигателя серии 5ДВМ и редуктора фирмы Sew Euro Drive в зависимости от их комплектации составит около 100–110 тыс. руб., а стоимость двигателя серии ДСМ и отечественного редуктором составит 40–50 тыс. руб.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Анализ результатов выполненных исследований позволяет сделать следующие основные выводы:

1. При создании медицинских тренажеров целесообразно применять способы разгрузки веса пациента с помощью современного ЭП, при этом необходимо использовать электродвигатель, который способен обеспечивать длительную стоянку под током, что обеспечит ка-

чественную компенсацию веса пациента и стабилизацию усилия на опорно-двигательный аппарат пациента во время занятия на тренажере при выполнении различных упражнений.

2. Для ограничения динамических нагрузок и демпфирования колебаний в упругих механизмах СРВП необходимо применять активные способы разгрузки веса пациентов, что позволит исключить нежелательные колебания усилий при занятии пациентов на тренажере и расширит области его применения.

3. Для эффективного демпфирования колебаний упругих механизмов целесообразно использовать электродвигатели с меньшим значением момента инерции. При этом необходимо так подбирать параметры системы, чтобы приведенное к валу двигателя соотношение моментов инерции масс, разделенных упругим элементом не превышало значения 3–4.

4. Применение СДПМ, имеющих меньшую инерционность и большую перегрузочную способность позволяют обеспечить требуемое качество разгрузки веса пациента, значительно улучшить показатели точности регулирования усилия в подвесе пациента, энергетические характеристики электропривода и повысить надежность системы управления.

5. Для реализации СРВП целесообразно применять электродвигатель серии ДСМ и редуктор российского производства серии ЗП, что позволит снизить затраты на реализацию медицинского тренажера для реабилитации пациентов с нарушениями опорно-двигательного аппарата.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Яхно Н.Н. Болезни нервной системы – в 2-х томах. / Н.Н. Яхно, Д.Р. Штульман. – М.: Медицина, 2007. – 1256 с.
2. Пятибратов Г.Я. Принципы построения и реализации систем управления усилиями в упругих передачах электромеханических комплексов / Г.Я. Пятибратов // Известия вузов. Электромеханика. – 1998. – №5-6. – С. 73-83.
3. Алтунян Л.Л. Проблемы и задачи совершенствования медицинских тренажеров с электромеханическими системами разгрузки веса пациентов / Л.Л. Алтунян // Известия вузов. Электромеханика. – 2016. – №5. – С. 46-52.
4. Пятибратов Г.Я. Создание и внедрение систем управления усилиями в упругих передачах и исполнительных устройства электромеханических комплексов / Г.Я. Пятибратов, О.А. Кравченко // Известия вузов. Электромеханика. – 2008. – №1. – С. 45-56.
5. Алтунян Л.Л. Проблемы и задачи совершенствования медицинских тренажеров с электромеханическими системами разгрузки веса пациентов / Л.Л. Алтунян, А.А. Даньшина, Н.А. Сухенко // Электротехника: сетевой электронный научный журнал. – 2015. – №1. – С. 7-13.
6. Дебда Д.Е. Анализ возможностей активных и комбинированных электромеханических систем компенсации силы тяжести обезвешиваемых объектов / Д.Е. Дебда, Г.Я. Пятибратов // Известия вузов. Электромеханика. – 2001. – №2. – С. 33-37.
7. Pyatibratov G.Ya. Conditions of Optimization and Efficiency of Damping of Oscillations of Elastic Mechanisms by an Electric Drive / G.Ya. Pyatibratov // Russian Electrical Engineering. – 2015. vol. 86, no. 7. P. 373-378.

8. Максимова Е.А. Исследование биодинамических свойств тела человека при общей низкочастотной вибрации / Е.А. Максимова, Ю.Н. Недомерков // Гигиена труда и профзаболевания. – 1983. – №3. – С. 43-44.
9. Асташев В.К. Динамика машин и управления ими: справочник. / В.К. Асташев, В.И. Бабицей, И.И. Вулфсон и др. – М: Машиностроение, 1988. – 240 с.
10. Пятибратов Г.Я. Параметрические способы демпфирования электроприводом упругих колебаний механизмов / Г.Я. Пятибратов // Известия вузов. Электромеханика. – 2013. – №4. – С. 21-26.
11. Г.Я. Предельные возможности электропривода при демпфировании колебаний упругих механизмов / Г.Я. Пятибратов // Известия вузов. Электромеханика. – 2014. – №4. – С. 63-68.
12. Пятибратов Г.Я. Построение систем управления электроприводами, обеспечивающих ограничение динамических нагрузок в механических передачах рабочих машин / Г.Я. Пятибратов // Известия вузов. Электромеханика. – 1979. – №8. – С. 709-713.
13. Пятибратов Г.Я. Условия оптимизации и эффективность демпфирования электроприводом колебаний упругих механизмов / Г.Я. Пятибратов // Электротехника. – 2015. – №7. – С. 9-15.
14. Пятибратов Г.Я. Определение требуемых энергетических показателей электропривода при активном ограничении колебаний в передачах механизма / Г.Я. Пятибратов // Известия вузов. Электромеханика. – 1988. – №12. – С. 69-75.
15. Пятибратов Г.Я. Определение условий минимизации нагрузок электропривода при активном ограничении динамических усилий упругих механизмов / Г.Я. Пятибратов // Вестник ЮУрГУ. Серия “Энергетика”. – 2015. – Т. 15, №3. – С. 66-73.
16. <http://ortorent.ru> (дата обращения 17.01.2017).  
“OrthoRent”: Легкая реабилитация – URL: <http://ortorent.ru/product/podvesnaya-sistema-s-bezopasnoy-dorozhkoj> (дата обращения 17.01.2017).
17. <http://www.kineadesign.com> (дата обращения 17.01.2017).  
Kinea design innovators in human – interactive mechatronics – URL: <http://www.kineadesign.com/portfolio/kineassist/> (дата обращения 17.01.2017).
18. <http://www.hocoma.com> (дата обращения 17.01.2017).  
Lokomat Pro – enhanced functional locomotion therapy with augmented performance feedback – URL: <http://www.hocoma.com/products/lokomat/lokomatpro/?L=en/europe/> (дата обращения 17.01.2017).
19. <http://www.h-p-cosmos.com/> (дата обращения 17.01.2017).  
New rehabilitation system h/p/cosmos robowalk expander – URL: <http://www.h-p-cosmos.com/> (дата обращения 17.01.2017).
20. <http://www.bioness.com> (дата обращения 17.01.2017).  
Bioness LiveOn – URL: [http://www.bioness.com/Healthcare\\_Professionals/Vector\\_Gait\\_and\\_Safety\\_System.php](http://www.bioness.com/Healthcare_Professionals/Vector_Gait_and_Safety_System.php) (дата обращения 17.01.2017).
21. Hidler J. Body Weight Support System and Method of Using the Same: seminary. / J. Hidler. – 2008 – 59 p.
22. Vallery Н. Multidirectional Transparent Support for Overground Gait Training / P. Lutz, J. Zitzewitz, G. Rauterk, M. Fritschi, C. Everarts, R. Ronsse, A. Curtk, M. Bolliger // International Conference on Rehabilitation Robotics. – 2013.
23. Пятибратов Г.Я. Особенности выбора и практическая реализация электромеханической системы перспективного силокомпенсирующего манипулятора / Г.Я. Пятибратов, А.А. Даньшина // III Международная научно-техническая конференция “Пром-Инжиниринг”: труды III международной научно-технической конференции (Санкт-Петербург, 16-19 мая 2017 г.). Санкт-Петербург, 2017. – С. 25-30.
24. Danshina A.A. Methodology of Practical Determination of Electric Drive for Force Compensating Manipulator / A.A. Danshina // Procedia Engineering. – 2017. – vol. 206. – P. 401-408.
25. Pyatibratov G.Ya. Multifactorial Determination of the Electric Drive for the Force Compensating Manipulator / G.Ya. Pyatibratov, A.A. Danshina // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering (Tomsk, 27-29 October 2016). – Tomsk, 2016. – vol. 177, no. 1. – P. 1-7.
26. Даньшина А.А. Многофакторный выбор электромеханического модуля перспективного сбалансированного манипулятора / А.А. Даньшина, Г.Я. Пятибратов // Вестник ЮУрГУ. Серия “Энергетика”. – 2016. – Т. 16, №3. – С. 23-31.

# Electromechanical Force Compensation System of Weight Removal of a Patient for Rehabilitation by the Medical Simulator

Pyatibratov G.Ya., Altunyan L.L., Danshina A.A.  
Platov South-Russian State Polytechnic University (NPI)  
Novocherkassk, Russian Federation  
[x5551@bk.ru](mailto:x5551@bk.ru)

*Abstract.* Patients with pathology of seat and kinesis organs are one of the complex contingents for system of medical rehabilitation therefore problem of development of new medical simulators with spatial movement, expanded functional and technical capabilities is urgent. We developed two-dimensional model of medical simulator for rehabilitation of patients with muscle-skeleton disorders. Pilot studies of electromechanical force-compensating system of weight removal of a patient are performed; efficiency of ensuring given weight removal and effort consolidation to locomotor system during training on simulator performing various exercises is shown. In the paper we prove applicability of active damping by electric drive of elastic me-

chanical oscillations and limitations of dynamic loadings in electromechanical system and also applicability during implementation of studied simulators frequency-controlled electric drives with high-torque synchronous motors driving by permanent magnets. Recommendations of required motor determination quoted for medical simulator.

*Keywords:* medical simulator, weight removal of patient, springy oscillations, mechanical gear, electric drive, active damping.

# Определение рациональных параметров исполнительных механизмов и электроприводов грузоподъемных машин

Пятибратов Г.Я., Данышина А. А., Алтунян Л.Л.

Южно-Российский государственный политехнический университет (НПИ) имени М. И. Платова

Новочеркасск, Российская Федерация

[da.angela@mail.ru](mailto:da.angela@mail.ru)

**Аннотация.** Разработана методика многофакторного определения рациональных параметров упругих механизмов и электроприводов вертикального перемещения грузов грузоподъемных машин. Предложен комплексный подход к выбору силовой части электромеханических силокомпенсирующих систем с учетом минимизации их массы, возможности применения неререверсивного привода и его работы с минимально возможными значениями максимальных крутящих моментов, активного ограничения динамических усилий в упругих элементах механизмов при помощи электропривода и других факторов, позволяющих оптимизировать проектирование электромеханических систем специальных грузоподъемных механизмов. Применена методика многофакторного определения рациональных параметров передаточных механизмов и синхронного электродвигателя с возбуждением от постоянных магнитов для системы вертикального перемещения груза грузоподъемной машины с силокомпенсирующей системой управления.

**Ключевые слова:** грузоподъемное устройство, многофакторный выбор, упругий механизм, электропривод.

## ВВЕДЕНИЕ

В последнее время в соответствии с требованиями промышленности значительное развитие получили электромеханические системы (ЭМС) управления усилиями в упругих механических передачах и конструкциях различных технологических установок [1] и рабочих машин [2]. Среди них можно выделить системы управления усилиями, реализованные с применением принципа силокомпенсации [3]. Особенностью таких ЭМС является возможность благодаря высокоточному управлению усилиями осуществлять частичную или полную компенсацию силы тяжести [4], сил инерции [3], сухого и вязкого трения [5]. Перечисленные задачи управления усилиями механизмов должны решаться комплексно с применением электромеханических силокомпенсирующих систем (СКС). При этом для повышения качества и производительности работы технологических машин часто возникает необходимость осуществлять демпфирование электроприводом (ЭП) колебаний упругих механизмов [6, 7], ограничение динамических нагрузок в упругих механических передачах и конструкциях [2, 8, 9], а также оптимальное управление усилиями механизмов [10]. Рассматриваемые ЭМС нашли применение при создании грузоподъемных машин. Для увеличения производительности погрузочно-разгрузочных работ и повышения уровня автоматизации технологических процессов необходимо совершенствовать ЭМС грузоподъемных устройств (ГПУ) [11].

На начальных этапах разработки и проектирования ЭМС важной задачей является определение требуемой мощности, момента и скорости электродвигателя, а также параметров редуктора, полиспаста и реечной передачи, способных обеспечить согласование параметров движения привода и исполнительного органа ГПУ. Обзор методов выбора параметров СКС показал, что часто задачи проектирования ЭМС приходится решать в условиях многих неопределенностей [12].

Анализ технической литературы позволил выявить различные подходы к определению параметров ЭМС, которые решают частные задачи с учетом рассмотрения условий применения неререверсивного привода и исключения раскрытия люфтов механических передач [13], минимизации максимального момента двигателя, обеспечивающего заданное ускорение [14], реализации максимального ускорения конкретным двигателем [15], минимизации массы электромеханического модуля [16], активного демпфирования упругих колебаний в механических передачах с помощью ЭП [17], обеспечении допустимых тепловых нагрузок привода [18]. Поэтому актуальной является задача определения рациональных параметров механизмов ГПУ путем учета всех основных требований, условий и особенностей функционирования. Для эффективного решения этой задачи целесообразно применить методику многофакторного определения необходимых параметров механизма и ЭП.

## АКТУАЛЬНОСТЬ

В настоящее время при механизации процессов, связанных с перемещением различных изделий и грузов, широко применяются автоматизированные ГПУ. Особенностью функционирования которых является необходимость перемещения грузов различной массы, зависящей от массы грузозахватного устройства ГПУ  $\Delta m$  и груза  $m_0$ . При этом минимальная масса определяется массой грузозахватных устройств (крюки, электромагнитные, рычажные или пневматические схваты и другие приспособления), которые могут иметь массу от 10 до 35 % от массы перемещаемого груза. Максимальное значение массы определяется суммой масс  $\Delta m + m_0$  грузозахватного устройства и массы перемещаемого груза. Стремление к минимизации веса и сил инерции движущихся частей механизмов ГПУ приводит к необходимости уменьшить их массу, что снижает жесткость элементов механических передач и конструкций и обуславливает влияние упругих механических связей на работу ЭМС. Эти особенности ЭМС необходи-

мо учитывать при проектировании ГПУ. Развитие методов автоматизации проектирования электромеханических СКС, способных улучшить технические показатели рабочих машин, является актуальной задачей.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЙ

На начальных этапах разработки и проектирования ГПУ важнейшей задачей является определение требуемой мощности, момента и скорости электродвигателя, а также параметров редуктора, полиспаста и реечной передачи, способных обеспечить требуемое согласование параметров движения привода и исполнительного органа механизма.

Для постановки и решения задачи многофакторного определения рациональных параметров силовой части ЭП и механизмов ГПУ введем следующие обозначения:  $m_0, V_0, a_0$  – масса, линейная скорость и ускорение перемещаемого груза соответственно;  $i_p, i_{II}$  – передаточное число редуктора и коэффициент кратности полиспаста;  $d_B, d_{III}$  – диаметры барабана в канатной передаче или шестерни в реечной;  $\rho$  – радиус приведения механизма;  $M_{дн}$  и  $M_{дтр}$ ,  $\Omega_{дн}$  и  $\Omega_{дтр}$  – номинальные и требуемые значения момента и скорости двигателя.

Анализ показал, что при разработке рациональных методов решения многофакторных задач их необходимо сводить к оптимизации какого-либо обобщенного параметра. При конструировании ГПУ в качестве обобщенного параметра предлагается принять требуемый радиус приведения  $\rho_{ТР}$ , связывающий параметры движения двигателя и груза с кинематическими параметрами механических передач:

$$\rho_{ТР} = V_0 / \Omega_{дн} = d_B / (2 i_{II} i_p) = d_{III} / (2 i_p). \quad (1)$$

В этом случае предлагается следующая формулировка задачи определения рациональных параметров СКС ГПУ. Исходя из заданных значений  $m_0, V_0, a_0$ , характеризующих массу и параметры движение груза, необходимо определить требуемые параметры электродвигателя  $M_{дтр}, \Omega_{дтр}$  и механизмов  $i_p, i_{II}, d_B, d_{III}$  и на этой основе выбрать двигатель, редуктор и другие элементы кинематической цепи из возможного дискретного множества фактических значений ( $M_{дн}, \Omega_{дн}, i_{рф}, i_{пф}, d_{Бф}, d_{Шф}$ ) так, чтобы при учете ряда противоречивых факторов выполнялись условия  $M_{дтр} \leq M_{дн}, \Omega_{дтр} \leq \Omega_{дн}, \rho_{min} \leq \rho_{ТР} \leq \rho_{max}$ . В каждом конкретном случае приведенный перечень может быть расширен или уменьшен в зависимости от поставленной задачи.

Математически рассматриваемая задача может быть представлена с использованием понятий алгебры логики. Дано  $m_0, V_0, a_0$ , требуется определить параметры ЭП и механизма

$$optim (M_{д}, \Omega_{д}, i_p, d_B) \in [M_{дн}, \Omega_{дн}, i_{рф}, d_{Бф}] \supset (M_{ТР} \leq M_{д}, \Omega_{ТР} < \Omega_{д}, \rho_{min} < \rho_{ТР} < \rho_{max}) \quad (2)$$

благодаря выбору рациональных значений радиуса приведения

$$\begin{cases} \sup \rho_{ТР} = \min [\rho_{дв} \cap \rho_{СТ} \cap \rho_{Одн} \cap \rho_m], \\ \inf \rho_{ТР} = \max [\rho_{\Omega} \cap \rho_{НПС} \cap \rho_{НДС}], \\ \rho_{ТР} = \rho_M. \end{cases} \quad (3)$$

РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ

В общем случае решение поставленной задачи заключается в определении требуемого радиуса приведения механизма вертикальных перемещений груза при учете условий и ограничений, приведенных в табл. 1. Аналитические выражения для определения радиусов приведения могут быть найдены с учетом значений моментов двигателя в режиме стоянки под током  $M_{СТ} = m_0 g (1 - f_{тп}) \rho$ , равномерном движении груза  $M_C = m_0 g \rho / \eta_{п}$  или его движении с ускорением  $M_M = m_0 g \rho / \eta_{п} + (J_d + J_p) a_0 / \rho$ .

В приведенных соотношениях приняты следующие обозначения:  $M_C$  и  $M_{днн}$  – статический и динамический моменты в исследуемой системе соответственно;  $M_C min$  – нагрузочный момент, соответствующий минимальной массе груза;  $M_f$  – момент сил трения в механизме с учетом потерь холостого хода двигателя;  $M_{д0}$  – допустимый момент двигателя в режиме его стоянки под током;  $M_{дм}$  – максимальный допустимый момент двигателя;  $M_{дв}$  – допустимый момент двигателя при требуемой скорости;  $M_{СТ}$  – значение требуемого момента в режиме стоянки двигателя;  $M_{Одн}$  – требуемое значение момента двигателя, необходимого для активного ограничения динамических нагрузок или демпфирования колебаний в упругих передачах механизма;  $m_{эм}, m_d, m_p$  – масса электромеханического модуля, двигателя и редуктора.

Таблица 1

Ограничивающие условия

Требование	Условие	Ограничение
Применение нереверсивного привода: – при движении с постоянной скоростью;	$M_C min > M_f$	$\rho_{ТР} > \rho_{НПС}$
– при движении с ускорением	$M_C - M_f > M_{днн}$	$\rho_{ТР} > \rho_{НДС}$
Согласование скоростей движения груза и двигателя	$\Omega_{дтр} \geq V_0 / \rho$	$\rho_{ТР} \geq \rho_{\Omega}$
Минимизация требуемого максимального момента двигателя	$M_M = M_C + M_{днн} = min$	$\rho_{ТР} = \rho_M$
Обеспечение режима стоянки двигателя под током	$M_{д0} \geq M_{СТ}$	$\rho_{ТР} \leq \rho_{СТ}$
Активное ограничение ЭП колебаний усилий в упругих элементах механических передач	$M_{дм} \geq M_{Одн}$	$\rho_{ТР} \leq \rho_{Одн}$
Минимизация массы электромеханического модуля	$m_{эм} = m_d + m_p = min$	$\rho_{ТР} \leq \rho_m$
Обеспечение движения объекта со скоростью $V$ с учетом допустимого значения момента двигателя $M_{дв}$	$M_{дв} \geq M_C$	$\rho_{ТР}$

Идея предлагаемого метода решения задачи заключается в определении значения радиуса приведения, удовлетворяющего всем заданным условиям. При этом в зависимости от поставленных целей проектирования СКС определение требуемого радиуса приведения можно выполнить с использованием двух подходов:

а) оптимальная постановка задачи с использованием критерия минимизации суммарного максимального момента двигателя, которая позволят определить значение  $\rho_{ТР} = \rho_M$ ;

б) использование метода экспертных оценок позволяет определить компромиссное значение радиуса приведения  $\rho_{доп}$ , удовлетворяющее всем рассматриваемым условиям.

Выполненные исследования показали, что значения радиусов приведения, соответствующие разным условиям, могут быть получены по следующим выражениям:

$$\rho_{НПС} = \frac{M_f}{m_0 \min g}; \rho_{НПД} = \frac{M_f \pm \sqrt{M_f^2 - 4m_0 g (J_D + J_P)/a_0}}{2m_0 g};$$

$$\rho_{\Omega} = \frac{V_0}{\Omega_D}; \rho_{СТ} = \frac{M_{Д0}}{m_0 g (1 - f_{ТП})}; \rho_M = \sqrt{\frac{(J_D + J_P) a_0 \eta_{П}}{m_0 g}};$$

$$\rho_{ОДН} \approx [k_M - 1] \sqrt{\frac{(J_D + J_P)}{m_0} \cdot \frac{M_B}{M_{DM}}}; \quad (4)$$

$$\rho_m \approx 0,1 d_B \frac{\mu_P}{\mu_D}; \rho_{ДВ} = \frac{M_{ДВ} \eta_{П}}{m_0 g},$$

где  $g$  – ускорение свободного падения;  $\eta_{П}$  – КПД механизма при движении вверх;  $J_D, J_P$  – моменты инерции двигателя и редуктора;  $f_{ТП}$  – коэффициент трения покоя;  $m_0 \min$  – минимальная масса груза;  $M_B$  – значение внешнего момента, приложенного к грузу;  $k_M$  – коэффициент, характеризующий требуемое снижение динамических нагрузок в упругих механических передачах;  $\mu_P, \mu_D$  – удельные массы редуктора и двигателя, равные отношению соответствующих масс к номинальным моментам на валах.

ПРИМЕР РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ

Решение задачи определения рациональных параметров исполнительных механизмов и ЭП ГПУ выполним при исходных данных, характеризующих его грузоподъемность  $m_0$ , и параметры движения груза: скорость  $V_0$  и ускорение  $a_0$ . Рассмотрим механизм средней грузоподъемности  $m_0 = 150$  кг, конструкция которого содержит дополнительно присоединенные элементы массой  $\Delta m = 15-50$  кг.

Анализ публикаций [19–21] показал, что для повышения производительности работы ГПУ целесообразно принять максимальную скорость движения груза равную  $V_0 = 0,5$  м/с. Согласно ГОСТ 26057–84 при ручном управлении усилия, прилагаемые оператором к грузу массой до 100 кг, не должны превышать значений  $F_{Bmin} = 50$  Н, а при массе от 100 до 250 кг они не должны превышать  $F_{Bmax} = 100$  Н [22]. С учетом этих требований определим возможные максимальные ускорения исполнительного механизма и груза:

$$a_{01} = \frac{F_{Bmin}}{m_0 + \Delta m} = \frac{50}{15} = 3,3 \text{ м/с}^2$$

$$a_{02} = \frac{F_{Bmax}}{m_0 + \Delta m} = \frac{100}{150 + 50} = 0,53 \text{ м/с}^2$$
(5)

В соответствии с методикой, приведенной в [23], определим наибольшую минимальную мощность двигателя, которая обеспечит заданное ускорение  $a_{02} = 0,5 \text{ м/с}^2$  при максимальной скорости движения груза  $V_0 = 0,5$  м/с суммарной массы  $\Delta m + m_0 = 200$  кг:

$$P_{2TP} = 2k_{П} (\Delta m + m_0) V_0 (g + a_{02}) \frac{1}{\eta_{П}} =$$

$$= 2 \cdot 1,2 \cdot (50 + 150) \cdot 0,5 \cdot (9,81 + 0,5) \cdot \frac{1}{0,8} = 3,1 \text{ кВт}$$
(6)

где  $k_{П} = 1,2$  – коэффициент запаса, учитывающий возможность несовпадения фактического радиуса приведения с радиусом приведения, обеспечивающим минимальную мощность двигателя.

При эксплуатации ГПУ важным требованием является удерживать неподвижно висящий груз с помощью ЭП. Поэтому одним из основных требований, предъявляемых к ЭП, является обеспечение режима длительной стоянки двигателя под током при максимальных статических нагрузках. Как показал анализ, среди современных электродвигателей переменного тока такими свойствами обладают, выпускаемые в России, синхронные двигатели серии 5ДВМ [24]. Выбранный для реализации ГПУ высокоскоростной двигатель типа 5ДВМ 115М обладает следующими техническими характеристиками: номинальная мощность  $P_{ДН} = 2,95$  кВт, номинальная скорость вращения  $\Omega_{ДН} = 6000$  об/мин, номинальный момент на валу двигателя  $M_{ДН} = 2,35$  Н·м, допустимый момент длительной стоянки двигателя под током  $M_{Д0} = 4,7$  Н·м, максимальный момент на валу двигателя  $M_{ДМ} = 11,75$  Н·м и момент инерции  $J_D = 0,00074$  кг·м<sup>2</sup>.

Для решения задачи многофакторного выбора механизма и ЭП целесообразно в качестве обобщенного параметра принять радиус приведения  $\rho_{ТР}$  [23].

Для определения его рационального значения рассмотрим влияние радиусов приведения, которые обеспечивают требуемое согласование скоростей движения двигателя и груза  $\rho_{\Omega}$ , определяют минимально возможное значение требуемого максимального момента двигателя  $\rho_M$ , обеспечивают движение груза с постоянной скоростью  $\rho_{НПС}$  и с ускорением  $\rho_{НПД}$ .

В общем случае при решении поставленной задачи необходимо определить значение требуемого радиуса приведения  $\rho_{ТР}$  механизма, который должен входить в диапазон его допустимых значений  $\rho_{доп}$  при учете условий и ограничений, представленных в табл. 1.

В общем случае знаки и значения составляющих нагрузочных моментов зависят от направления, скорости и ускорения движения груза. При решении поставленной задачи необходимо учитывать возможное наибольшее требуемое значение момента двигателя, которое будет возникать при движении груза вверх с максимальной скоростью и ускорением. Аналитические выражения для определения моментов двигателя при различных условиях функционирования ГПУ могут быть найдены по формулам:

$$M_C = (m_0 + \Delta m) g \rho (1 + f_{ТП}) + f_{ГДГ} V_0 \leq M_{ДН}, \quad (7)$$

$$M_{СТ} = (m_0 + \Delta m) g \rho (1 + f_{ТП}) \leq M_{Д0}, \quad (8)$$

$$M_M = M_C + M_{динд} + M_{динг} < M_{ДМ}. \quad (9)$$

Задачу многофакторного выбора ЭП при применении высокоскоростных синхронных электродвигателей

проиллюстрируем графиками, приведенными на рис. 1, для высокоскоростного синхронного электродвигателя с возбуждением от постоянных магнитов типа 5ДВМ115М.

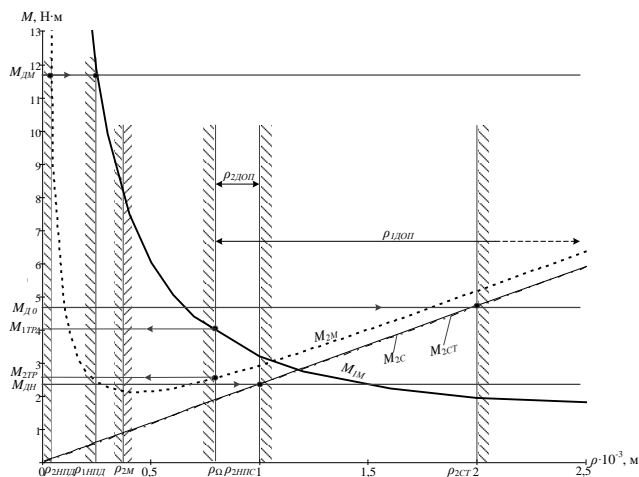


Рис. 1. Графический анализ определения требуемого радиуса приведения высокоскоростного синхронного электродвигателя типа 5ДВМ

В табл. 1, на рис. 1 и в формулах (7)–(9) приняты следующие обозначения:  $\Omega_{ДТР}$  – требуемая скорость электродвигателя;  $M_C$  и  $M_{ДИН}$  – статический и динамический нагрузочные моменты в исследуемой системе;  $M_{СТ}$  – возможный нагрузочный момент в режиме стоянки двигателя под током;  $M_{ДН}$  – номинальный момент электродвигателя;  $M_M$  – суммарный максимальный момент, учитывающий статические и динамические нагрузки электродвигателя, обусловленные механической инерционностью двигателя и редуктора  $M_{ДИН} = (J_d + J_r)a_0/\rho$  и весом груза  $M_{ДИНГ} = (m_0 + \Delta m)a_{0\rho}$ ;  $f_{тп} = 0,2$  и  $f_{тд} = 0,05$  – коэффициенты трения покоя и движения;  $\rho_{доп}$  – допустимый диапазон требуемого радиуса приведения  $\rho_{ТР}$ . В приведенных обозначениях индекс «1» обозначает массу  $m_0 + \Delta m = 50$  кг, а индекс «2» массу  $m_0 + \Delta m = 200$  кг.

На рис. 1 штриховыми линиями обозначены ограничивающие значения радиусов приведения ГПУ при использовании выбранного электродвигателя и области их допустимых значений при минимальной и максимальной перемещаемой массе, которые соответствуют разным условиям, приведенным в табл. 1.

Анализ показал, что условия стоянки двигателя под током и при движении груза с постоянной скоростью рассматриваемого электродвигателя при перемещении груза массой  $m_0 + \Delta m = 50$  кг выполняется всегда, поэтому на рис. 1 моменты двигателя и соответствующие им радиусы приведения не приведены.

В случае перемещения ГПУ груза максимальной массы  $m_0 + \Delta m = 200$  кг сопоставление полученных ограничивающих значений радиусов приведения показало, что допустимый диапазон значений  $\rho_{2Доп}$  ограничен условиями согласования скоростей двигателя и груза  $\rho_{\Omega} = 8 \cdot 10^{-4}$  м и движения груза с постоянной скоростью  $\rho_{2Нпс} = 9,9 \cdot 10^{-4}$  м. Поэтому реализовать ЭП и исполнительный механизм по критерию минимизации требуемого максимального момента двигателя равно  $M_{2ТР} = 2,14$  Н·м не возможно, так

как значение  $\rho_{2М} = 4,2 \cdot 10^{-4}$  м не попадает в диапазон допустимых значений  $\rho_{2Доп}$ . Анализ показал, что при значениях  $\rho_{2М} < \rho_{\Omega}$  определяющим фактором при выборе рационального значения  $\rho_{ТР}$  является условие согласования скоростей двигателя и груза. В этом случае для минимизации суммарного момента двигателя необходимо определить момент по условию  $\rho_{ТР} = \rho_{\Omega}$ , которое обеспечит значение  $M_{ТР} = 2,5$  Н·м. При этом условие перемещения груза с ускорением в обоих случаях выполняется, поэтому перемещение груза с ускорениями  $a_{01}$  и  $a_{02}$  возможно. Для выполнения всех ограничивающих условий потребовалось увеличить возможное минимальное значение момента двигателя, однако, даже в этом случае во всех режимах и условиях работы ЭП требуемый момент двигателя не будет превышать его номинальное значение, что позволяет не проверять двигатель по тепловой перегрузке.

### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработанная методика реализует комплексный подход к выбору ЭП и требуемых параметров механизмов ГПУ при одновременном учете противоречивых требований, условий и ограничений, что позволяет осуществить оптимизацию проектирования СКС специальных грузоподъемных устройств.

Применение методики многофакторного выбора электропривода и исследования, выполненные для оценки эффективности применения синхронного электродвигателя типа 5ДВМ115М для реализации ГПУ грузоподъемностью 200 кг позволяют сделать следующие выводы:

1. Для реализации ГПУ определяющим параметром является значение требуемого радиуса приведения  $\rho_{ТР}$ . В случае применения высокооборотного двигателя это позволяет приблизить радиус приведения согласования скоростей двигателя и груза  $\rho_{\Omega}$  к выполнению условия минимизации максимального момента двигателя  $\rho_{2М}$ .

2. При исходных параметрах ГПУ значение  $\rho_{2М}$  не входит в диапазон допустимых значений радиуса приведения  $\rho_{2Доп}$ , что не позволило обеспечить наименьшие требуемые значения момента двигателя, однако рекомендуемое значение  $\rho_{ТР} = \rho_{\Omega}$  обеспечивает значение требуемого момента, который меньше номинального момента двигателя.

4. При создании ГПУ с СКС целесообразно применение высокоскоростных синхронных электродвигателей с возбуждением от постоянных магнитов, это позволяет минимизировать требуемую мощность электродвигателя и уменьшить массу электромеханического модуля.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Пятибратов Г.Я. Исследование электромеханических систем взаимосвязанных электроприводов многосекционных стеклоформовочных машин с учетом упругих связей и люфтов передач / Г.Я. Пятибратов // Известия вузов. Электромеханика. – 1996. – №5-6. – С. 46-53.
2. Пятибратов Г.Я. Ограничение динамических нагрузок в механизме напора карьерного экскаватора ЭКГ-4,6Б / Г.Я. Пятибратов, С.Д. Левинтов, А.М. Борисов и др. // Известия вузов. Горный журнал. – 1980. – №10. – С. 92-95.
3. Пятибратов Г.Я. Принципы построения и реализации систем управления усилиями в упругих передачах электромеханических комплексов / Г.Я. Пятибратов



//Известия вузов. Электромеханика. – 1998. – №5-6. – С. 73-83.

4. Дебда Д.Е. Анализ возможностей активных и комбинированных электромеханических систем компенсации силы тяжести обезвешиваемых объектов / Д.Е. Дебда, Г.Я. Пятибратов // Известия вузов. Электромеханика. – 2001. – №2. – С. 33-37.

5. Кравченко О.А. Компенсация влияния сил трения на качество работы электромеханических комплексов / О.А. Кравченко, Г.Я. Пятибратов // Новые технологии управления движением технических объектов: материалы II Междунар. науч.-техн. конф. (Новочеркасск: ЮРГТУ, 1999 г.). – Новочеркасск, 1999. – С. 26-28.

6. Пятибратов Г.Я. Предельные возможности электропривода при демпфировании колебаний упругих механизмов / Г.Я. Пятибратов // Известия вузов. Электромеханика. – 2014. – № 4. – С. 63-68.

7. Pyatibratov G.Ya. Conditions of Optimization and Efficiency of Damping of Oscillations of Elastic Mechanisms by an Electric Drive / G.Ya. Pyatibratov // Russian Electrical Engineering. – 2015. – vol. 86, no.7. – P. 373-378.

8. Левинтов С.Д. Ограничение динамических нагрузок копающих механизмов карьерных экскаваторов / С.Д. Левинтов, Г.Я. Пятибратов, Б.В. Ольховиков и др. // Известия вузов. Горный журнал. – 1980. – №7. – С. 100-104.

9. Пятибратов Г.Я. Возможности применения электроприводов для активного ограничения колебаний упругих механических передач / Г.Я. Пятибратов // Известия вузов. Электромеханика. – 1990. – №10. – С. 89-93.

10. Kravchenko O.A. Force Control Optimization in Force Compensation Systems with Elastic Mechanical Gears / O.A. Kravchenko, G.Ya. Pyatibratov, N.A. Sukhenko // Life Science Journal. – 2014. – vol. 11(12). – P. 178-184.

11. Sukhenko N.A. Prospective Electromechanical Control Systems of Industrial Manipulator Efforts / N.A. Sukhenko, G.Ya. Pyatibratov, A.A. Danshina, L.L. Altunyan // International Journal of Power Electronics and Drive System (IJPEDS). – 2016. vol. 7, no.2. – P. 416-421.

12. Пятибратов Г.Я. Многокритериальный выбор параметров электромеханических систем компенсации сил тяжести при вертикальных перемещениях объектов / Г.Я. Пятибратов // Известия вузов. Электромеханика. – 1993. – №5. – С. 65-70.

13. Владов И.Л. Сбалансированные манипуляторы / И.Л. Владов, В.Н. Данилевский, П.Б. Ионов и др. – под ред. П.Н. Белянина. – М.: Машиностроение, 1988. – 264 с.

14. Мышливец Н.Л. Унификация исполнительных устройств промышленных роботов / Н.Л. Мышливец, Ю.А. Сабинин // Электропривод. – 1975. – вып.6(14).

15. Кочергин В.В. Следящие системы с двигателями постоянного тока / В.В. Кочергин. – Л.: Энергоатомиздат, Ленингр. отд., 1988. – 73 с.

16. Казанский В.М. Анализ требований к электромеханическим модулям постоянного тока промышленных роботов / В.М. Казанский, Ю.А. Сабинин, Л.И. Малинин и др. // Электричество. – 1983. – №2. – С. 1-8.

17. Пятибратов Г.Я. Определение требуемых энергетических показателей электропривода при активном ограничении колебаний в передачах механизма / Г.Я. Пятибратов // Известия вузов. Электромеханика. – 1988. – №12. – С. 69-75.

18. Киво А.М. Определение энергетических характеристик электроприводов специальных стенов обеспечивающих отработку космонавтами перемещений на планетах с пониженной гравитацией / А.М. Киво, О.А. Кравченко // Известия вузов. Электромеханика. – 2012. – №3. – С. 45-50.

19. <http://bomz.su> (дата обращения 26.05.2017).

Сравнительная таблица “Боровичский опытный машиностроительный завод” – URL: <http://bomz.su/table/> (дата обращения 26.05.2017).

20. <https://www.gorbel.com> (дата обращения 27.06.2017).

Intelligent Lifting Devices G-Force®/Easy Arm™ – URL: <https://www.gorbel.com/Resources/products/intelligentassistdevices/gforce/documents/g-forcebrochure.pdf> (дата обращения 27.06.2017).

21. <http://www.knight-ind.com> (дата обращения 27.06.2017).

Ergonomic Material Handling Systems – URL: [http://www.knight-ind.com/brochures/knight\\_global\\_product\\_catalog\\_web.pdf](http://www.knight-ind.com/brochures/knight_global_product_catalog_web.pdf) (дата обращения 27.06.2017).

22. ГОСТ 26057–84. Манипуляторы сбалансированные. Общие технические условия. / ГОСТ 26057–84. – М.: Изд-во стандартов, 1985. – 10 с.

23. Pyatibratov G.Ya. Methods of Efficient Parameters Multifactorial Determination of Industrial Manipulators Gears and Electric Drives / G.Ya. Pyatibratov, A.A. Danshina, L.L. Altunyan // ICIE 2016 (Procedia Engineering): materials of 2nd International Conference on Industrial Engineering (Chelyabinsk, 19-20 May 2016). – Chelyabinsk, 2016. – vol. 150, – P. 1403-1409.

24. <http://www.elpri.ru> (дата обращения 16.12.2017).

Двигатели вентильные серии 5ДВМ: ЗАО “ЧЭАЗ” – URL: <http://www.elpri.ru/pdf/5ДВМ.pdf> (дата обращения 16.12.2017).

# Determination of Actuator and Electric Drives Efficient Parameters of Lifting Devices

Pyatibratov G.Ya, Danshina A.A., Altunyan L.L.  
Platov South-Russian State Polytechnic University  
Novocherkassk, Russian Federation  
[da.angela@mail.ru](mailto:da.angela@mail.ru)

*Abstract.* The methods of efficient parameters multifactorial determination of springy gears and electric drives of loads vertical traverse by the balanced manipulators are developed. The complex approach of power circuit choice of electromechanical force compensating systems taking into account minimization of mass, applicability of nonreversible motor and work with low value of the maximum torques, active limitation of dynamic efforts in springy elements of mechanics using electric drive and other factors allowing to improve design of electromechanical systems of special lifting device, industrial manipulators and robots, simulator complexes and testing workbenches is offered. The choice of the reduction radius desired value of the gear from allowable value following is recommended with application of two approaches: an optimum setting using minimization criterion

of the total maximum motor torque and a compromise derivative of efficient value of reduction radius satisfying to performance of all considered conditions. The methodology of multifactorial determination of rational parameters of transmission gear and synchronous electric motor driving by permanent magnets for the system of the vertical freight movement of a lifting device with force compensating system is offered.

*Keywords:* lifting device, multifactorial determination, springy gears, electric drives.

# Высокоскоростной автономный генератор с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения

Виноградов К.М., Москвичев А.В.

Южно-Уральский государственный университет (национальный исследовательский университет)  
Челябинск, Россия  
[vinogradovkm@susu.ru](mailto:vinogradovkm@susu.ru)

**Аннотация.** Статья посвящена вопросам проектирования, моделирования и применения новых автономных электроэнергетических генераторных установок, созданных на базе нетрадиционной электрической машины – синхронной реактивной машины независимого возбуждения (СРМНВ). Рассматривается возможность применения таких генераторов в высокоскоростных установках, например, газовых турбинах со скоростями вращения более десяти тысяч оборотов в минуту.

Рассматриваются удельные показатели в сравнении с другими бесконтактными электрическими машинами – асинхронными, вентильно-индукторными, синхронными. Приводятся различные схемы силовых цепей якоря и цепей управления возбуждением. Приводятся схемы с полным и неполным управлением. Показано применение стандартных полупроводниковых преобразователей – источников тока, выпрямителей. Предложен вариант нестандартной пятифазной электрической машины с пятифазным возбудителем на полумостовых силовых ключах. Сравнительные удельные показатели сведены в таблицу.

Приведена трехмерная модель электромеханического преобразователя (синхронной реактивной машины независимого возбуждения), выполненная на базе метода конечных элементов.

Рассмотрены вопросы построения замкнутых систем управления для борьбы с возмущениями

**Ключевые слова:** бесконтактность, высокие скорости, малые габариты, энергоэффективность, высокая прочность ротора.

## ВВЕДЕНИЕ

Автономные установки для производства электроэнергии, как правило, эксплуатируются в тяжелых условиях, поэтому бесконтактное исполнение генератора является часто не только желательным, но обязательным условием конструирования [1-4]. Как правило, в автономных энергосиловых генераторных установках используются вентильно-индукторные машины, синхронные машины с постоянными магнитами. Также находят применение и асинхронные машины в качестве бесконтактных генераторов. Высокие удельные энергосиловые показатели имеют бесконтактные генераторы, выполненные на базе синхронной реактивной машины независимого возбуждения (СРМНВ) [5-12]. Между тем работа этой машины в генераторном режиме имеет свои особенности и достоинства, которые ниже и рассмотрены.

## АКТУАЛЬНОСТЬ ИССЛЕДОВАНИЙ

Известны разные варианты конструкции бесконтактных электрических генераторов для автономной сети.

Обычно питание бортовой сети транспортных средств осуществляется от параллельно включенных аккумуляторной батареи и генератора постоянного тока, который приводится во вращение от двигателя внутреннего сгорания. В качестве основного источника электроэнергии применяются коллекторные генераторы постоянного тока, а также вентильные генераторы, имеющие ротор с постоянными магнитами. Наличие щеточно-коллекторного узла является главным недостатком коллекторных генераторов и приводит к снижению срока службы генератора, меньшей надежности, неблагоприятным массогабаритным характеристикам. Генераторы с постоянными магнитами характеризуются сложной технологией изготовления, нестабильностью параметров, повышенной мощностью устройств стабилизации выходного напряжения, большой стоимостью.

Надежный ротор имеют вентильно-индукторные генераторы [3, 13]. Однако для них характерно неудовлетворительное использование электрической машины по стали из-за однонаправленного (пульсирующего) магнитного потока и плохих массогабаритных показателей.

Асинхронные генераторы характеризуются простотой изготовления, т.к. выполнены на базе общепромышленных асинхронных двигателей. Однако, такие генераторы достаточно сложно поддаются регулированию.

Находят также применение бесконтактные синхронные генераторы с возбудителем и вращающимся выпрямителем, с многофазной обмоткой якоря (статора) и силовым многофазным выпрямителем на выходе генератора [3]. Однако размещение на роторе вращающейся обмотки возбуждения и диодов выпрямителя снижает механическую надежность генератора и не позволяет получить высокие угловые скорости вращения ротора.

## ПРИНЦИП РАБОТЫ ГЕНЕРАТОРА

Как известно [4-9,13], в синхронной реактивной машине независимого возбуждения роль обмотки возбуждения выполняют витки тех обмоток, которые располагаются напротив межполюсных промежутков и имеют полный шаг. В электродвигателе одни и те же обмотки поочередно выполняют роль то рабочих обмоток, то обмоток возбуждения в зависимости от того, где в данный момент времени они располагаются: напротив полюса или межполюсного промежутка. Между тем, когда электрическая машина работает в генераторном режиме, то вентили коммутатора, подключенного к рабочим обмоткам, работают в режиме естественной коммутации. Поэтому в не-

которых случаях целесообразно конструктивно разделить цепи обмоток рабочих, которые не требуют искусственной коммутации вентилей и, следовательно, могут быть подключены к неуправляемому выпрямителю, и обмоток возбуждения, которые подключаются на выход управляемого преобразователя. Выбирая длину полусной дуги соответствующей времени проводимости вентилей (обычно 120 градусов), удастся рационально согласовать параметры генератора и преобразователя.

На рис. 1 представлен в разрезе пример трехфазного генератора, когда в пазах статора, расположенных в плоскостях А – а, В – в, С – с, сдвинутых пространственно на 120 градусов, размещены основные (силовые или якорные) обмотки с полным шагом, соединенные в звезду.

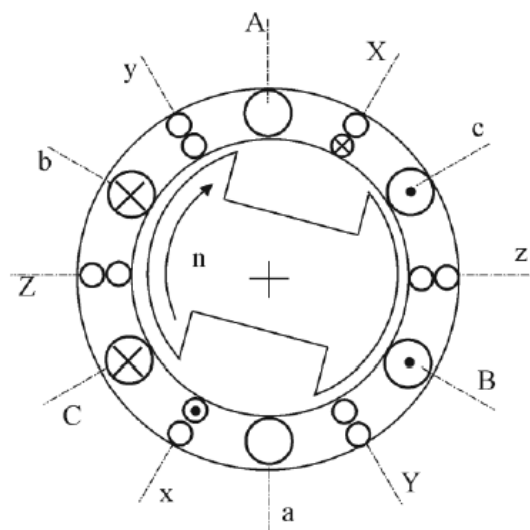


Рис. 1. Поперечный разрез генератора с разделенными полуобмотками возбуждения

Кроме силовых обмоток, на статоре аналогичным образом в плоскостях X – x, Y – y, Z – z размещены дополнительные обмотки возбуждения, также выполненные с полным шагом. На рис. 1 они выполнены для однополупериодного возбудителя, поэтому в каждом из пазов уложено по две встречно включенных полуобмотки. Это дает возможность использования стандартного полупроводникового источника тока, как у вентильно-индукторной электрической машины.

Возможны и другие версии обмоток в генераторе, например, с другим числом фаз, с различным числом фаз обмоток силовых и возбуждения, размещаться не в разных, а в одних и тех же пазах статора [6,19]. Привлекательным с точки зрения использования полупроводниковых вентилей является вариант пятифазного генератора, у которого возбудитель построен на полумостовых ключах (стойках). В этом случае обмотки якоря и возбуждения не разделяются, т.е. одна и та же фаза статора выступает и как обмотка якоря и как обмотка возбуждения, как показано на рис. 2.

В обоих случаях ротор генератора имеет явнополусную конструкцию и не несет на себе обмоток. Также он выполняется нешихтованным, т.е. массивным. Это повы-

шает его продольную механическую жесткость и прочность.

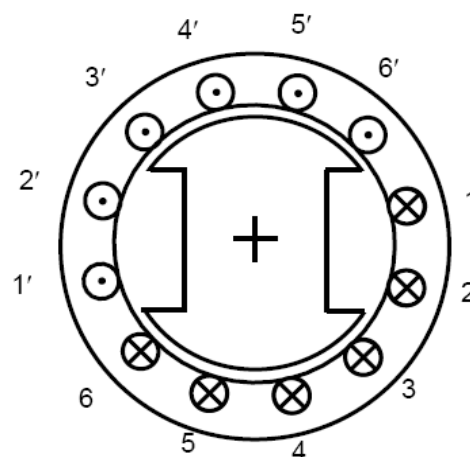


Рис. 2. Поперечный разрез шестифазного генератора

Для шестифазного генератора силовые обмотки, соединенные в звезду, через неуправляемый выпрямитель, выполненный по трехфазной мостовой схеме, подключены параллельно с аккумуляторной батареей к бортовой сети постоянного тока. Обмотки возбуждения подключены к выходам возбудителя.

Направления токов во всех обмотках статора, соответствуют указанному на рис. 1 мгновенному положению ротора генератора.

Осуществляя в функции положения ротора переключения токов в фазных обмотках возбуждения, обеспечивают пространственное круговое движение магнитодвижущей силы возбуждения вдоль окружности воздушного зазора машины так, что эта магнитодвижущая сила перемещается синхронно с вращающимся ротором генератора. Благодаря такому совместному вращательному движению ротора генератора и магнитодвижущей силы возбуждения достигается непрерывное возбуждение генератора в продольном направлении.

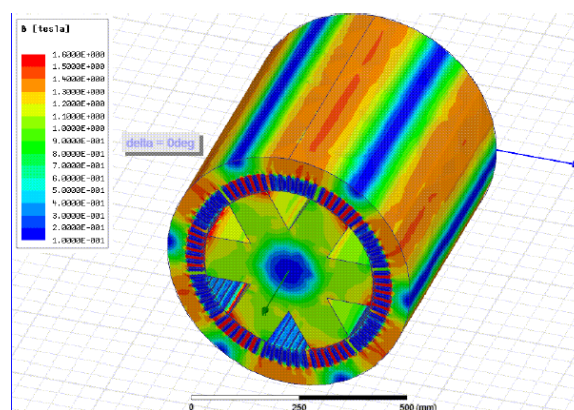


Рис. 3. Трехмерная модель магнитной системы

Используя метод конечных элементов, была построена модель электромагнитной системы машины. На рис. 3 приведен фрагмент трехмерной модели. Модель показала,

что магнитному насыщению подвержены, прежде всего, зубцы статора. Отметим, что сбегаящий (задний) край полюса также имеет область относительно повышенной магнитной индукции.

#### СХЕМЫ СИЛОВЫХ ЦЕПЕЙ И ЦЕПЕЙ ВОЗБУЖДЕНИЯ

Цепи рабочих обмоток могут быть выполнены как по общеизвестной трехфазной мостовой схеме, так и по схеме «звезда – обратная звезда» с уравнивающим реактором. Хотя второй вариант и приводит к некоторому увеличению обмоточной меди, но при том же числе вентилях, что и в мостовой схеме, позволяет получить двойной выпрямленный ток при в два раза меньшем суммарном падении напряжения на вентилях выпрямительной схемы, что актуально для электроэнергетических установок, имеющих малое напряжение бортовой сети, например, 12 или 28 В.

Цепи возбуждения при разделенных обмотках якоря и возбуждения при их дополнительном разделении на полуобмотки могут быть выполнены так же, как типовые схемы силовых цепей вентильно-индукторных двигателей [18]. На рис. 4 обмотки включены по однополупериодной схеме: по обмоткам 1, 3 и 5 через ключи VT1, VT3 и VT5 проходят положительные полуволны фазных токов возбуждения, а по обмоткам 2, 4 и 6 через ключи VT2, VT4 и VT6 – отрицательные полуволны. Цепи обмоток идентичны, поэтому на схеме (рис. 4) изображены только цепи обмоток 1 и 6. В цепи обмоток возбуждения 1...6, расположенных равномерно вдоль расточки статора и имеющих полный шаг, включены транзисторы VT1...VT6, которые образуют коммутатор (переключатель) фазных токов возбуждения генератора.

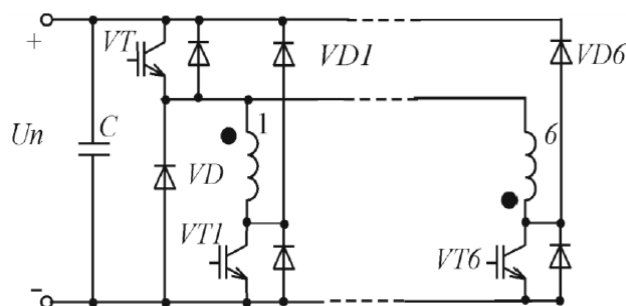


Рис. 4. Однополярный возбудитель

Чтобы ротор намагничивался вдоль продольной оси и всегда в одном направлении, в функции угла поворота ротора открываются транзисторы тех фаз цепи возбуждения, обмотки которых расположены в данный момент времени напротив межполюсного промежутка ротора. Последовательно с цепями обмоток возбуждения включен транзистор VT, который работает в режиме широтно-импульсной модуляции (ШИМ) и выполняет функции регулируемого источника тока возбуждения. Диоды VD, VD1...VD6 снижают коммутационные перенапряжения на силовых переходах транзисторов в прямом направлении.

Для пятифазной машины наиболее эффективным становится полупроводниковый преобразователь на полумостах IGBT или MOSFET. На рис. 5 показан пример такой схемы генератора. Обмотка статора здесь одновременно является и обмоткой якоря и обмоткой возбуждения в за-

висимости от углового положения явнополюсного ротора. Пятифазные синхронные реактивные машины, как показывают другие исследования, обладают своими специфическими особенностями [14,15].

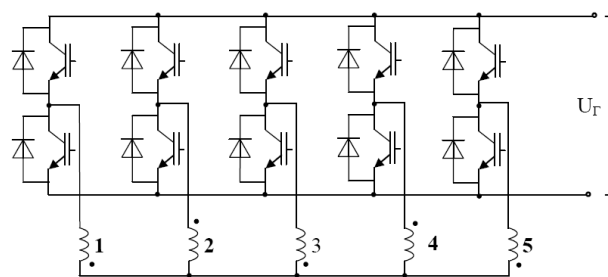


Рис. 5. Пятифазная схема управления

Для сравнения экономического и габаритного факторов были рассчитаны эквивалентные токи и напряжения. Результаты математических расчетов для различных вариантов схем сведены в табл. 1. Судя по полученным результатам, наиболее выгодной является пятифазная схема, т.к. произведение тока вентиля на количество силовых ключей дает наименьшее значение. Применение двойной трехфазной звезды чуть менее рационально, однако, здесь могут использоваться стандартные трехфазные полупроводниковые преобразователи, например, схемы с обращенными инверторами. Вариант мостовых источников тока для каждой фазы возбудителя (индивидуальные источники тока) является самым затратным по числу силовых управляемых ключей.

Таблица 1

Сравнение разных полупроводниковых схем управления

Варианты схем	Показатели схем		
	Ток ключа, о.е.	Ток диода, о.е.	Число вентилялей
Двойная трехфазная звезда	0.57	0.57	12
Пятифазная мостовая	0.45	0.39	10
Мостовые источники тока	0.21	0.15	24

#### ВОЗМУЩЕНИЯ СИСТЕМЫ РЕГУЛИРОВАНИЯ

Вал синхронного генератора механически связан с валом первичного газотурбинного двигателя, угловая скорость которого может изменяться в достаточно широком диапазоне. Поддержание заданного значения напряжения осуществляется изменением тока возбуждения генератора. Наиболее трудно подавить оборотные пульсации напряжения генератора [16-20]. Они обусловлены, прежде всего, неравномерным вращением вала из-за импульсного характера работы приводного двигателя. Амплитуда пульсаций скорости может достигать до 5% в рабочем режиме двигателя и даже до 20% и более при малых нагрузках. Другой причиной оборотных пульсаций является неоднородность магнитного сопротивления железа статора вдоль его расточки. Это связано с тем, что пакет железа статора шихтуется из листов холоднокатанной стали, которая имеет разную величину магнитной проницаемости вдоль

и поперек направления прокатки. Экспериментальные измерения, выполненные на электрических машинах переменного тока мощностью 0,5...5,0 кВт и числом пар полюсов 1...3, указывают на уровень пульсаций в пределах 10...30% от среднего значения напряжения. Наибольшие пульсации наблюдаются у электрических машин с малым числом пар полюсов [20,22].

Подавление оборотных пульсаций традиционными LC фильтрами неэффективно, так как они рассчитаны на высокие (сотни Гц) частоты. Однако, как показывают экспериментальные данные, снятые на стенде, где в качестве генератора использовалась СРМНВ (0,25 кВт, 28 В, 6 А, 1500 об/мин) подавление оборотных пульсаций напряжения возможно средствами управления. Это подтверждают частотные характеристики контура регулирования напряжения, которые имеют полосу равномерного пропускания частот по сигналу задания не более 100 рад/с. В замкнутой же системе удается расширить полосу пропускания частот до 800...1000 рад/с. Амплитудная частотная характеристика контура регулирования напряжения по возмущению имеет две характерные ветви: восходящую (в диапазоне частот до  $\omega \approx 300...400$  рад/с), где ослабление периодического воздействия осуществляется контуром регулирования напряжения, и спадающую (при более высоких частотах), где действие обратной связи уже неэффективно, а ослабление периодических возмущений возможно лишь LC фильтром в силовой цепи [16,17,21]. В области экстремума величина динамической ошибки максимальна. Здесь обратная связь по напряжению из-за инерционности контура регулирования напряжения уже малоэффективна, а усиление влияния LC фильтра требует увеличения габаритов его элементов [21-24]. Между тем, даже эти частоты ослабляются совместной работой контура регулирования напряжения и фильтра в 30...50 раз.

Дальнейшая оптимизация системы управления автономного генератора и генераторной установки в целом возможна за счет применения, например, регуляторов с переменной структурой.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Простота конструкции обеспечивает высокую технологичность изготовления электрической машины, бесконтактное исполнение в сочетании с «холодным» не содержащим обмоток ротором повышает надежность работы подшипников и всей машины.

Возможность выполнить ротор массивным (т.е. полюса ротора и вал из одной цельной заготовки) существенно повышают его прочность и поперечную жесткость, что позволяет получать высокие угловые скорости и большие перегрузки по моменту. Для изготовления генератора возможно использование технологий серийных асинхронных машин. Высокая механическая прочность массивного ротора позволяет выполнить машину с относительно малым диаметром с одновременным увеличением относительной длины активной части.

Малые мощности управления по цепи возбуждения при достаточно высоком быстродействии этого канала способствуют достижению высокой точности поддержания заданного напряжения при благоприятных массогабаритных показателях электроэнергетической установки.

Для схем силовых цепей используются стандартные элементы выпрямителей. Цепи возбуждения имеют типовые источники питания.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Lipo, T. Advanced Motor Technologies: Converter Fed Machines / T. Lipo // IEEE Transactions on Applications. – 1997. – № 7. – P. 204–222.
2. Альпер Н.Я., Терзян А.А. Индукторные генераторы. – М.: Энергия, 1970. – 192 с.
3. Вольдек А.И. Электрические машины: Учебник для вузов. Л.: Энергия, 1974. – 840 с.
4. Усынин Ю.С. Электроприводы и генераторы с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения / Ю.С. Усынин, М.А. Григорьев, К.М. Виноградов // Электричество. – № 3. – 2007. – С. 21–26.
5. Усынин Ю.С., Григорьев М.А., Виноградов К.М. Синхронная реактивная машина // Патент России №2422972. 2011. Бюл. №18.
6. Усынин Ю.С., Григорьев М.А., Виноградов К.М. Синхронный реактивный генератор автономной энергетической установки и способ управления им // Патент России №2240640. 2004. Бюл. №32.
7. Усынин Ю.С., Григорьев М.А., Виноградов К.М. Синхронная реактивная машина // Патент России №2346376. 2009. Бюл. №4.
8. Usinin Y.S., Grigorjev M.A., Vinogradov K.M. The electric drive of a tram with an average floor. SAE Technical Papers, 2008, no. 1. DOI:10.4271/2008-01-1828
9. Григорьев, М.А. Предельные возможности электроприводов с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения / М.А. Григорьев // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2009. – Вып. 12. – № 34(167). – С. 51–55.
10. Григорьев М.А. Удельные массогабаритные показатели электроприводов / М.А. Григорьев // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2013. – № 13. – С. 111–117.
11. Usinin, U.S. Weight and Dimensional Parameters of a Power Drive for Electrical Vehicle / U.S. Usinin, M.A. Grigoriev, K.M. Vinogradov // Powertrains, Fuels and Lubricants Meeting, SFL 2009; Florence; Italy; 15 June 2009 through 15 June 2009; Code 90682.
12. Law, D. Design and Performance of Field Regulated Reluctance Machine / D Law, A. Chertok, T. Lipo // IEEE Transactions on Industry Applications. – 1998. – Vol. 30, no. 5. – P. 1185–1192. DOI: 10.1109/28.315228
13. Беспалов, В.Я. Электрические машины: учеб. пособие для студентов высш. учеб. заведений / В.Я. Беспалов, Н.Ф. Котеленец. – М.: Издат. центр «Академия», 2006. – 320 с.
14. Weh H. On the Development of Inverter Fed Reluctance Machines for High Power Densities and High Output // Electrical Machines Institute of the Technical University of Braunschweig. – 1984. – Bd. 6. – P. 135 – 144.
15. Toliyat, H. Five-Phase Reluctance Motor with High Specific Torque/H. Toliyat, L. Xu, T. Lipo//IEEE Transactions on Industry Applications. -1992. -Vol. 28. -№ 3. -P. 559 -667.
16. Усынин Ю.С. Частотные характеристики канала регулирования момента в синхронных электроприводах /

Ю.С. Усынин, М.А. Григорьев, А.Н. Шишков // Электричество. – 2012. – №4. – С. 54–59.

17. Усынин Ю.С. Развитие частотных методов синтеза электроприводов с синхронными электрическими машинами / Ю.С. Усынин, М.А. Григорьев, А.Н. Шишков // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2011. – Вып. 16. – №34(251). – С. 21–27.

18. Усынин, Ю.С. Силовые цепи вентильных электроприводов с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения / Ю.С. Усынин, М.А. Григорьев, К.М. Виноградов // Электротехнические системы и комплексы: межвуз. сб. науч. тр. – Магнитогорск: МГТУ, 2004. – Вып. 8. – С. 13–17.

19. Усынин Ю.С. Генераторная установка с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения / Ю.С. Усынин, К.М. Виноградов // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2007. – Вып. 7. – №12(84). – С. 37–40.

20. Усынин Ю.С. Силовые цепи синхронных реактивных электроприводов с независимым управлением по каналу возбуждения / Ю.С. Усынин, М.А. Григорьев, Н.Ю. Сидоренко // Электротехнические системы и комплексы. – 2014. – №2 (23). – С. 13-16.

21. Григорьев, М.А. Электропривод с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения / М.А. Григорьев // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 2013. – № 4. – С. 32–36.

22. Усынин Ю.С. Синтез системы управления электроприводом с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения / Ю.С. Усынин, М.А. Григорьев, А.Н. Шишков и др. // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2012. – Вып. 18. – № 37(296). – С. 38–41.

23. Симаков Г.М. Многомерное управление синхронной машиной электромагнитного возбуждения быстродействующего электропривода / Г.М. Симаков, В.Ю. Филюшов, Ю.П. Филюшов // Электротехника: сетевой электронный научный журнал. – 2018. – Т.5, №1. – С. 50-54. DOI: 10.24892/RIJEE/20180109

24. Усынин Ю.С. Параметрическая оптимизация частотно-регулируемых электроприводов / Ю.С. Усынин, М.А. Григорьев, А.Н. Шишков и др. // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2012. – Вып. 18. – № 37(296). – С. 30–33.

# High Speed Autonomus Generator with Field Regulated Reluctance Machine

Vinogradov K.M., Moskvichev A.V.

South Ural State University (national research university)

Chelyabinsk, Russia

[vinogradovkm@susu.ru](mailto:vinogradovkm@susu.ru)

**Abstract.** The paper deals with the problems of design, modeling and application of new stand-alone electric power generating sets based on a nonconventional electrical machine, that is, a field regulated reluctance machine (FRRM). The possibility of using such generators in high-speed systems, such as gas turbines with rotational speeds of more than ten thousand revolutions per minute, is considered.

Specific indicators are compared with those for other contactless electric machines: asynchronous, switched reluctance, and synchronous ones. Various schemes of armature power circuits and excitation control circuits are presented. Schemes with full and partial control are given. The application of standard semiconductor converters such as current sources and rectifiers is

shown. A variant of a non-standard five-phase electric machine with a five-phase exciter on half-bridge power keys is proposed. Comparative specific indicators are tabulated.

A three-dimensional model of an electromechanical transducer (a field regulated reluctance machine) based on the finite-element method is presented.

The problems of building the closed control systems for controlling perturbations are considered.

**Keywords:** contactlessness, high speeds, small dimensions, energy performance, high rotor strength.

# Интеллектуальный рефлектометр для мониторинга воздушных линий электропередачи

Шилин А.А., Кузнецова Н.С., Авдеюк Д.Н.  
Волгоградский государственный технический университет  
Волгоград, Россия  
[eltech@vstu.ru](mailto:eltech@vstu.ru)

**Аннотация:** В статье приведена функциональная блок-схема рефлектометра для линий электропередачи с автоматической коррекцией методической погрешности. Принцип действия прибора основан на локационном методе определения расстояния до места повреждения: в исследуемую линию посылаются зондирующие импульсные сигналы и принимаются отраженные от места повреждения сигналы, а затем и по временной задержке отраженных импульсов относительно зондирующих определяется расстояние до места повреждения. Скорость распространения импульса в линии зависит от внешних факторов. Основной причиной методической погрешности рефлектометра является неустойчивость фазовой скорости сигнала в линии. Фазовая скорость сигнала, которая учитывается при испытании образцового сигнала, т.е. по известному расстоянию до места аварии, зависит от внешних климатических факторов и зависимости от конструкции линии с опорами. Предложенный рефлектометр содержит блок автоматической коррекции фазовой скорости, который содержит датчики климатических факторов: датчик температуры провода, датчик температуры воздуха, датчик диэлектрической проницаемости воздуха, датчик удельного сопротивления земли и блок обработки информации, вычисляющий корректирующие поправки для фазовой скорости. Реализация введения поправки может выполняться без вмешательства в схему устройства через датчик укорочения, т.е. с минимальным вмешательством в конструкцию рефлектометра. Рефлектометр, содержащий разработанный адаптивный усилитель отраженных сигналов, автоматический корректирует амплитуду сигнала. Автоматическая коррекция позволяет повысить точность измерения расстояния до места аварии.

**Ключевые слова:** аварийные режимы воздушных линий (ВЛ), мониторинг ВЛ, средства определения мест повреждений ВЛ, линии с распределенными параметрами, рефлектометры.

## ВВЕДЕНИЕ

На сегодняшний день разработано довольно большое количество методов и средств определения мест повреждения, основанных на принципах локации линии. Координата аварии определяется по времени прохождения импульса от источника до места аварии и возврата к приемнику. Эти приборы отличаются простотой и минималь-

ным временем контроля, и по этой причине по сей день выпускается большое количество таких приборов. Однако по точности определения координат аварии эти приборы не удовлетворяют заданным требованиям, а именно, погрешность может достигать сравнительно больших значений. Это связано с тем, что приборы нормируются по инструментальной погрешностям, где не учитывается методическая составляющая.

## 1. АНАЛИЗ СУЩЕСТВУЮЩИХ ПРИБОРОВ КОНТРОЛЯ

Для мониторинга воздушных линий электропередачи широко используются рефлектометры, которые предназначены для определения расстояния до места обрыва и короткого замыкания.

Принцип действия прибора основан на локационном методе определения расстояния до места повреждения: в исследуемую линию посылаются зондирующие импульсные сигналы и принимаются отраженные от места повреждения сигналы, а затем и по временной задержке отраженных импульсов относительно зондирующих определяется расстояние до места повреждения. Скорость распространения импульса в линии зависит от внешних факторов и в существующих приборах учитывается коэффициентом укорочения, значение которого устанавливается приближенно. Приборы такого типа получили широкое распространение в энергетике из-за не сложной операции контроля и выпускаются различными отечественными и зарубежными фирмами. В настоящее время в России широко применяются приборы семейства «Рейс» фирмы «СТЭЛЛ» [1].

Приборам такого типа присущи следующие недостатки:

1. Низкая точность определения места повреждения, обусловленная большой погрешностью методической составляющей, а именно погрешностью задания коэффициента укорочения. Эта составляющая в отличие от инструментальной составляющей (0,2-2%) может достигать десятков процентов. Это связано с тем, что скорость распространения импульса в линии зависит от климатических факторов: влажности, температуры, гололеда и ветра и корректируется коэффициентом укорочения на основе опыта и, соответственно, не точно.

2. Сложность выделения на фоне помех полезной информации – отраженного от места повреждения импульса, поскольку в устройстве функциональный приемник представляет собой дифференциальный усилитель, на второй вход которого подается экспоненциальный сигнал,



т.е. выполняется аддитивная операция (сложение), а не мультипликативная – умножение коэффициента усиления усилителя на экспоненциальную функцию, как указано в описании устройства. Таким образом, в устройстве не корректируется коэффициент усиления сигнала по экспоненциальному закону в зависимости от времени возвращения отраженного сигнала и не повышается отношение сигнал/шум.

3. Логические операции в устройстве реализованы на элементной базе, что усложняет технологический процесс изготовления и ограничивает функциональные возможности устройства.

Очевидно, что для повышения точности измерения расстояния до места аварии линий электропередачи необходимо более обоснованно выбирать значение коэффициента укорочения, который зависит от внешних факторов.

В разработанном рефлектометре выполняется автоматическая коррекция скорости прохождения локационного и отраженного импульсов по линии электропередачи. Коррекция выполняется по функциональным зависимостям параметров длинной линии, которые входят в выражение скорости, от внешних климатических факторов. Величины, характеризующие климатические факторы, измеряются датчиками. Техническая реализация коррекции фазовой скорости может осуществляться через блок обработки информации или с целью минимальной модернизации существующего прибора через блок задания коэффициента укорочения рефлектометра. В приборе также использован новый функциональный приемник, который непрерывно во времени усиливает импульсы по закону, обратному закону затухания импульсов в линии, что позволяет повысить точность регистрации отраженных импульсов за счет повышения отношения сигнал/шум. Все операции вычисления и управления выполняются с помощью цифрового устройства.

## II. ФУНКЦИОНАЛЬНАЯ БЛОК-СХЕМА ПРИБОРА

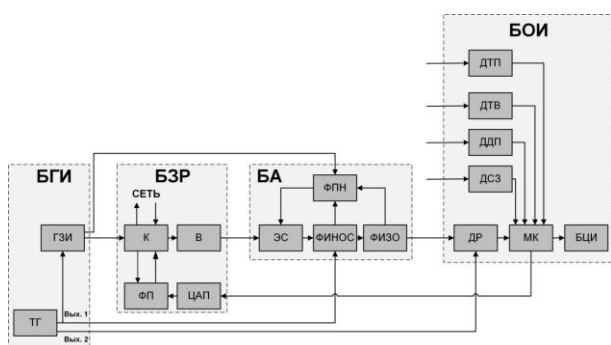


Рис. 1. Функциональная блок-схема прибора

Функциональная блок-схема прибора изображена на рис. 1. Рефлектометр содержит четыре основных функциональных блока: блок генераторов импульсов (БГИ), блок зондирования и регистрации (БЗР), блок адаптации (БА), блок обработки информации (БОИ).

БГИ управляет синхронными процессами измерения, адаптации и преобразования время импульсного сигнала в цифровой сигнал. БЗР управляет процессом зондирования и регистрации импульсов, автоматической коррекцией затухания амплитуды отраженных импульсов. БА осу-

ществляет адаптацию порога срабатывания отраженного импульса при его регистрации с целью минимизации ошибки измерения расстояния. БОИ осуществляет преобразование время импульсного сигнала в цифровой, вычисление скорости импульса в линии по измеренным величинам климатических факторов и функциональным зависимостям, а также коэффициента затухания сигнала для функционального приемника БЗР.

Связи между устройствами и боками представлены на рис.1.

Тактовый генератор (ТГ) соединен с генератором зондирующих импульсов (ГЗИ), выход которого через коммутатор К соединен с функциональным приемником (ФП), осуществляющим коррекцию коэффициента усиления отраженного импульса в зависимости от времени его возвращения, и, соответственно, расстояния до места аварии. Выход функционального приемника соединен через коммутатор и выпрямитель (В) с первым входом элемента сравнения (ЭС). Выход элемента сравнения соединен с формирователем импульсов начала и окончания счета (ФИНОС), выход которого соединен с входом формирователя импульсов записи и обнуления (ФИЗО) и с первым входом формирователя порогового напряжения (ФПН). Ко второму входу ФПН подключен выход ФИЗО, а к третьему входу - генератор зондирующих импульсов (ГЗИ). Выход ФПН соединен со вторым входом ЭС. К выходу ФИЗО подключен датчик расстояния ДР, который соединен с микроконтроллером (МК), ко аналоговым входам которого подключены датчики: температуры провода ДТП, температуры воздуха ДТВ, диэлектрической проницаемости воздуха ДДП и удельной проводимости земли ДСЗ. Выход микроконтроллера (МК) соединен через цифроаналоговый преобразователь (ЦАП) с входом функционального приемника ФП и с блоком цифровой индикации (БЦИ). Низкочастотный выход 1 ТГ соединен с ФИНОС, а высокочастотный выход 2 соединен с ДР.

## III. ПРИНЦИП РАБОТЫ УСТРОЙСТВА

Рефлектометр работает следующим образом. Микроконтроллер МК может устанавливать два режима работы: режим определения вида и места аварии, режим установки фазовой скорости или коэффициента укорочения электромагнитной волны в линии электропередачи. В режиме установки коэффициента укорочения работают блоки ДТП, ДТВ, ДДП, ДСЗ и МК. В режиме определения вида и места повреждения работают все блоки структурной схемы, кроме датчиков.

Фазовая скорость определяется соответственно с помощью выражения[2]

$$v_{\phi} = \omega / \beta \quad (1)$$

где  $\beta$  коэффициент фазы длинной линии определяется по формуле [2,3]:

$$\beta(\omega) = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\omega^2 L_0 C_0 - R_0 G_0 + \sqrt{(R_0^2 + \omega^2 L_0^2)(G_0^2 + \omega^2 C_0^2)}}$$

Отклонения параметров линии  $R_0$ ,  $L_0$ ,  $C_0$ ,  $G_0$ , обусловленные влиянием климатических факторов, вызывают отклонение коэффициента фазы и соответственно фазовой скорости

Зависимость активного сопротивления от температуры провода определяется [4,5]:

$$R_{0r} = R_{020} (1 + \alpha(t_{np} - 20^\circ)), \quad (3)$$

где  $R_{020}$  – табличное значение удельного сопротивления при температуре провода  $20^\circ\text{C}$ ;  $t_{np}$  – температура провода,  $^\circ\text{C}$ ;  $\alpha$  – температурный коэффициент электрического сопротивления, Ом/град.

Полное сопротивление провода определяется выражениями [4,5]:

$$Z_{np} = R_{np} + jX_L; \quad (4)$$

$$R_{np} = (R_{020} (1 + \alpha(t - 20^\circ)) + \pi^2 f \cdot 10^{-4}); \quad (5)$$

$$X_L = 29f \lg \frac{0,178}{r_{np} \sqrt{f\gamma} \cdot 10^{-9}} \cdot 10^{-4}, \quad (6)$$

где  $f$  – частота сети;  $r_{np}$  – радиус провода;  $\gamma$  – удельная проводимость земли.

Величина относительной диэлектрической проницаемости газов зависит от температуры при постоянном давлении. Для сухого воздуха ТК  $\epsilon_r$  в интервале температур от  $-60$  до  $+60^\circ\text{C}$  можно считать постоянным и приблизительно равным  $-2 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ . Однако дождь и снег оказывают значительное влияние удельную емкость линии.

Поперечная проводимость  $G_0$  обусловлена потерями активной мощности  $\Delta P$  из-за несовершенства изоляции (утечки по поверхности изоляторов и в материале изолятора) и ионизации воздуха вокруг проводника вследствие коронного разряда [6].

Погонная проводимость определяется по общей формуле для шунта:

$$G_0 = \frac{\Delta P_{кор}}{U_{ном}^2} \cdot 10^{-3} \text{ (См/км)} \quad (7)$$

где  $\Delta P_{кор}$  – потери активной мощности на корону, кВт;

$U_{ном}$  – напряжение линии, кВ.

В воздушных линиях всех напряжений потери через изоляторы невелики даже в районах с сильно загрязненным воздухом, поэтому их не учитывают.

Явление коронирования в ВЛ возникает только при превышении напряжённости электрического поля у поверхности провода,  $\text{кВ}_{\text{макс}}/\text{см}$ :

$$E = \frac{0,354 \cdot U}{r \cdot \lg \frac{d_{cp}}{r}} \quad (8)$$

Критическая величина около  $17-19 \text{ кВ/см}$ .

Условия для коронирования возникают в ВЛ  $110 \text{ кВ}$  и более высокого напряжения.

Коэффициент затухания определяется с помощью формулы [2,7]:

$$\alpha(\omega) = \sqrt{\frac{1}{2} \left[ G_0 R_0 \omega^2 C_0 L_0 + \sqrt{(R_0^2 + \omega^2 L_0^2) \cdot (G_0^2 + \omega^2 C_0^2)} \right]} \quad (9)$$

По измеренным с помощью датчиков параметрам: температуры провода ДТП, температуры воздуха ДТВ,

диэлектрической проницаемости воздуха ДДП и удельной проводимости земли ДТЗ и заданным функциональным зависимостям с помощью МК вычисляются скорость распространения импульса в линии или коэффициент укорочения. МК вычисляет также значение сопротивления для коэффициента затухания линии, поступающее через ЦАП на вход функционального преобразователя ФП. Затем по вычисленным значениям определяется расстояние до места аварии.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Патент на изобретение РФ 2098838, Способ определения расстояния до места повреждения и длины проводов и кабелей линий электропередачи и связи и устройство для его осуществления, МПК G 01 R 31/11, 10.12.1997.
2. Бессонов, А. А. Теоретические основы электротехники: Электрические цепи / А. А. Бессонов. – М.: Высш. шк., 1978. – 528 с.
3. Шилин А.Н., Шилин А.А., Артюшенко Н.С. Расчёт погрешностей рефлектометров для мониторинга линий электропередачи // Контроль. Диагностика. – 2015. – N 9. – С. 52-59.
4. Марголин Н.Ф. Сопротивление воздушных линий передачи / Н.Ф. Марголин – М.: Мособлполиграф, 1937. – 61с.
5. Поспелов Г.Е. Влияние температуры проводов на потери электроэнергии в активных сопротивлениях проводов воздушных линиях электропередачи / Г.Е. Поспелов, В.В. Ершевич // Электричество. 1973. №10. с.81-83.
6. Герасименко, А. А. Электроэнергетические системы и сети : конспект лекций / А. А. Герасименко, Е. С. Кинев, Т. М. Чупак. – Красноярск : ИПК СФУ, 2008. – 279 с.
7. Шилин А.Н., Шилин А.А., Артюшенко Н.С. Анализ искажения формы сигнала при локационном мониторинге линий электропередачи // Контроль. Диагностика. – 2017. – N 7. – С. 44-49.
8. Бессонов, А. А. Теоретические основы электротехники: Электрические цепи / А. А. Бессонов. – М.: Высш. шк., 1978. – 528 с.
9. Бударгин, О. М. Интеллектуальная активно-адаптивная электрическая сеть: мониторинг для наполнения отраслевой геoinформационной системы / О. М. Бударгин, М. Ш. Мисриханов, В. Н. Рябченко // Электро. – 2011. – № 5. – С. 2-5.
10. Минуллин, Р. Г. Обнаружение гололёдных образований на линиях электропередачи локационным зондированием / Р. Г. Минуллин, Д. Ф. Губаев. – Казань: КГЭУ, 2010. – 208 с.
11. Поспелов Г.Е. Влияние температуры проводов на потери электроэнергии в активных сопротивлениях проводов воздушных линиях электропередачи / Г.Е. Поспелов, В.В. Ершевич // Электричество. 1973. №10. с.81-83.
12. Самарин, А. В. Методы измерения тока в проводах системы мониторинга высоковольтных воздушных ЛЭП / А. В. Самарин, Д. Б. Рыгалин, А. А. Шкляев // Есте-

ственные и технические науки. – 2012. – № 5 (61). – С. 349-359.

13. Кувшинов, Г.Е. Современные направления развития измерительных преобразователей тока для релейной защиты и автоматики / Г.Е. Кувшинов, Д.Б. Соловьёв. – Владивосток : [б. и.], 2012. – 315 с.

14. Кузнецов, А. П. Определение мест повреждения на воздушных линиях электропередачи / А. П. Кузнецов. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 94 с.

15. Куликов, Ю. А. Переходные процессы в электрических системах: учебное пособие / Ю. А. Куликов. – Новосибирск : НГТУ, 2003. – 283 с.

16. Лыкин, А. В. Электрические системы и сети : учеб. пособие / А. В. Лыкин. – М.: Университетская книга, 2006. – 254 с.

17. Carson T., Wave propagations in overhead wires ground return, Bell Systems Tech. Journ., 1926, vol. 5 № 10.

18. Huang, Qi. A novel approach for fault location of overhead transmission line with noncontact magnetic-field measurement / Qi Huang, Wei Zhen, P. W. T. Pong // IEEE Transactions on power delivery vol. 27, № 3. – 2014. – P. 1186-1195.

19. Sant and Y. Paithankar On Line Digital Fault Locator for Overhead Transmission Line, IEEE Proceedings, Vol. 126, No. 11, November 1979, pp. 1181-1185.

20. Tziouvaras D.A., Roberts J., Benmouyal G., New Multi-Ended Fault Location Design For Two- or Three-Terminal Lines, CIGRE Technical Conference, February 2000.

# Intelligent Reflectometer for Monitoring Overhead Power Line

Aleksey Aleksandrovich Shilin, Danila Nikitovich Avdeyuk, Nadezhda Sergeevna Kuznetsova  
Volgograd State Technical University  
Volgograd, Russia  
[eltech@vstu.ru](mailto:eltech@vstu.ru)

**Abstract.** The paper provides a functional block diagram of an reflectometer for transmission lines with automatic correction of a methodical error. The principle of operation of the device is based on the local method of determining the distance to the fault location: probing pulses are sent to the investigated line and signals received from the fault location are sent, and then the distance to the fault location is determined from the time delay of the reflected pulses relative to the probing pulse. The speed of propagation of a pulse in a line depends on external factors. The main reason for the methodical error of the reflectometer is the instability of the phase velocity of the signal in the line. The phase velocity of the signal, which is taken into account when testing the sample signal, i.e. according to the known distance to the accident site, depends on external climatic factors and dependence on the design of the line with supports. The proposed reflectometer contains an automatic phase velocity correction unit that contains sensors of climatic factors: a wire temperature sensor, an air temperature sensor,

an air permittivity sensor, a ground resistivity sensor and an information processing unit calculating correction corrections for the phase velocity. The implementation of the correction can be performed without interfering with the device circuit through the shortening sensor, i. E. with minimal interference with the reflectometer design. The reflectometer, containing the developed adaptive amplifier of reflected signals, automatically corrects the amplitude of the signal. Automatic correction can improve the accuracy of measuring the distance to the accident site.

**Keywords:** emergency modes of overhead lines (overhead lines), monitoring of overhead lines, means for determining fault locations for overhead lines, lines with distributed parameters, reflectometers.

# Разработка адаптивного регулятора в приборном исполнении

Варламов Д.Б., Савчиц А.В.

Филиал ФГБОУ ВО «Волгоградский государственный технический университет» в г. Волжский  
Волжский, Россия

[dmitrii.varlamov.95@mail.ru](mailto:dmitrii.varlamov.95@mail.ru)

**Аннотация.** В данной работе рассмотрен цифровой адаптивный регулятор в приборном исполнении для нужд промышленности. Приведена структурная схема данного прибора, а также описана последовательность работы блоков. Приведены расчетные формулы, используемые для адаптации и настройки параметров регулятора, а также произведено имитационное моделирование. Представлен внешний вид адаптивного регулятора, разработанный в системе трехмерного моделирования КОМПАС-3D.

**Ключевые слова:** автоматизация, адаптивное регулирование, регуляторы.

## ВВЕДЕНИЕ

На многих производствах требуется осуществлять управление объектами с изменяющимися с течением времени параметрами. В таких случаях целесообразно применять адаптивные системы управления.

Адаптивные системы регулирования – это системы, способные автоматически подстраиваться под изменение внешних условий объекта управления, при этом обеспечивая требуемое качество регулирования с помощью изменения параметров или структуры регулятора.

Примером изменяющихся внешних условий, требующих применения адаптивной АСУ, являются нестационарные случайные внешние воздействия на систему, характеристики которых изменяются в широких пределах. В этих условиях точность работы АСУ будет изменяться с изменением характеристик внешних воздействий.

Таким образом, можно заключить, что адаптивное регулирование позволяет:

- Достичь наилучшего качества регулирования;

- Реагировать на изменение параметров объекта управления без вмешательства человека;
- Сократить затраты энергоресурсов и сырья;
- Сократить сроки пуско-наладочных работ.

Большинство промышленных регуляторов, представленных на рынке приборов на данный момент, не имеют функций адаптации. С учетом этого, они не могут самостоятельно подстраиваться под новые условия работы при поступлении в систему управления неконтролируемых возмущений. Это сказывается на точности поддержания технологических параметров, что влечет за собой повышение затрат на материальные или энергетические ресурсы.

Адаптивный регулятор позволит избежать таких ситуаций. При поступлении в систему управления возмущений или изменения параметров объекта управления он самостоятельно осуществит перенастройки своих параметров, чтобы добиться наилучших показателей регулируемого параметра в технологическом процессе.

Целью данной разработки является повышение качества регулирования технологических параметров, и как следствие снижение затрат на материальные и энергетические ресурсы, за счет использования цифрового адаптивного регулятора в приборном исполнении.

## ОПИСАНИЕ СТРУКТУРЫ АДАПТИВНОГО РЕГУЛЯТОРА

С учетом имеющихся на данный момент работ по адаптивным системам регулирования [1, 2], была составлена структурная схема адаптивного регулятора, которая представлена на рис. 1.

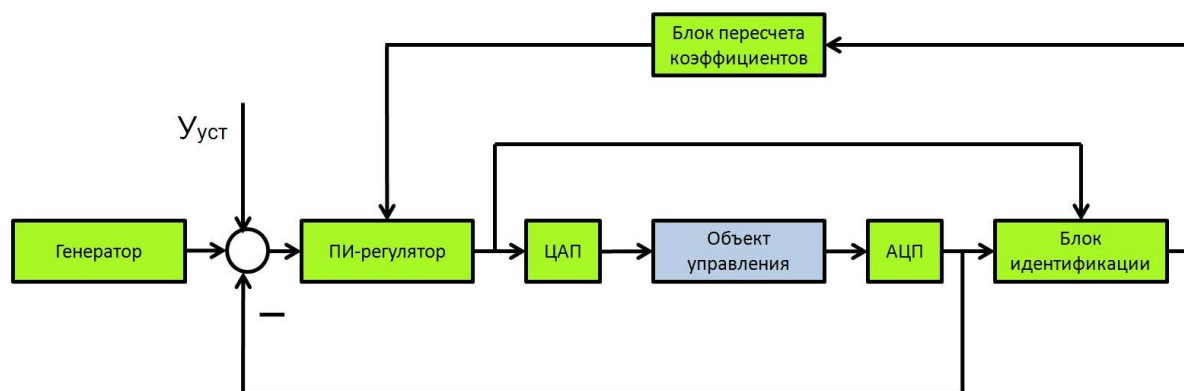


Рис. 1. Структурная схема адаптивного регулятора

Во время процесса регулирования генератор посылает идентифицирующий сигнал, с интервалом, превышающим время адаптации. Во время действия этого сигнала в блоке идентификации происходит вычисление параметров объек-

та. В системе присутствует аналого-цифровой и цифро-аналоговый преобразователи, которые обеспечивают связь микропроцессора с объектом управления. После идентификации объекта, с учетом его найденных новых парамет-

ров, в блоке пересчета коэффициентов находятся новые настройки для ПИ-регулятора, которые смогут обеспечить оптимальный режим управления системой в данный интервал времени.

Идентифицирующий сигнал, который посылает генератор, представляет собой ступенчатое воздействие, которое имеет вид:

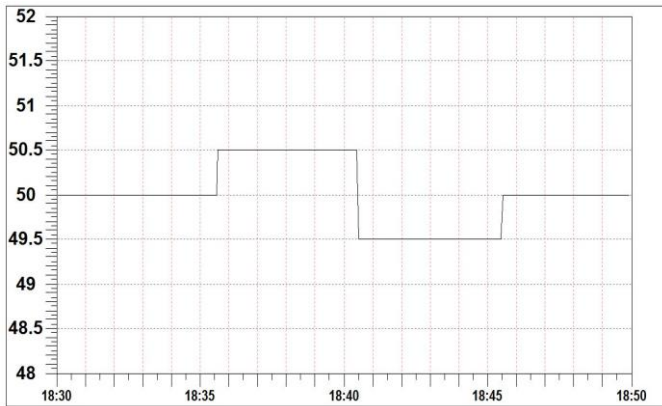


Рис. 2. Идентифицирующий сигнал

Величина этого воздействия может зависеть от конкретного объекта управления, но в общем случае, она не должна превышать 5% от регулируемой величины, чтобы не оказывать большое влияние на технологический процесс. Идентифицирующий сигнал следует через определенный интервал времени, если в системе не возникает никаких переходных процессов. Они также могут использоваться для идентификации объекта управления, таким образом, отпадает необходимость в идентифицирующем сигнале.

Данный регулятор может быть использован для управления аperiodическими звеньями, например, первого порядка. Такое звено имеет вид [3, 4, 5, 6]:

$$T \frac{dy(t)}{dt} + y(t) = kx(t), \quad (1)$$

где:  $k$  – коэффициент передачи звена;  $T$  – постоянная времени.

Идентификация объекта управления будет производиться при помощи текущего метода наименьших квадратов. Текущий МНК – это обычный МНК на скользящем интервале времени. Применяется для идентификации нестационарных объектов, когда для расчета коэффициентов модели используется не вся информация об объекте, а только собранная за последнее время [7]. Данный метод хорошо подходит для идентификации изменяющихся во времени параметров объекта, т.к. не будет учитываться ранняя информация, которая может влиять на точность и скорость определения параметров в данный момент времени. Критерий оценивания для текущего метода наименьших квадратов имеет вид [7]:

$$J = \sum_{i=0}^{n-1} \varepsilon^2[j-i] \Rightarrow \min, \quad (2)$$

где:  $j=n, n+1, n+2, \dots; n$  – длина скользящего интервала.

Для идентификации звена первого порядка, его необходимо представить в разностной форме. Для этого можно применить метод Эйлера для решения дифференциальных

уравнений [8, 9, 10]. Необходимо в уравнении (1) произвести замену:

$$\frac{dy(t)}{dt} \rightarrow \frac{y_n - y_{n-1}}{\Delta t}, \quad (3)$$

где:  $y_n$  – текущее значение выходной величины объекта;  $y_{n-1}$  – значение на предыдущем шаге;  $\Delta t$  – интервал между текущим и предыдущим значением.

Тогда уравнение (1) можно привести к виду:

$$y_n + a_1 y_{n-1} + b_1 x_{n-1}, \quad (4)$$

Неизвестные параметры  $a_1$  и  $b_1$  данного уравнения можно высчитывать по текущему методу наименьших квадратов, зная лишь входные и соответствующие им выходные значения объекта управления. Таким образом, достигается цель идентификации объекта в ходе процесса регулирования.

Управление осуществляется по пропорционально-интегральному закону, который имеет вид [11, 12, 13]:

$$u(t) = k_p (\varepsilon(t) + \frac{1}{T_i} \int_0^t \varepsilon(t) dt), \quad (5)$$

где:  $k_p$  – пропорциональный коэффициент;  $\frac{1}{T_i} = k_i$  – интегральный коэффициент;  $\varepsilon(t)$  – ошибка регулирования.

Вычисление параметров регулятора производится с использованием метода внутренней модели [14]. Данный метод также используется в работе [1]. Расчетные формулы приведены ниже.

$$k_p = \frac{T}{k\lambda}, k_i = \frac{1}{T}, \quad (6)$$

где:  $k$  и  $T$  – параметры объекта управления, которые будут находиться в процессе идентификации;  $\lambda$  – некоторое заданное малое число, определяющее время регулирования системы. Увеличение параметра  $\lambda$  вызывает увеличение запасов устойчивости и уменьшение быстродействия.

#### ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ

Для начала стоит рассмотреть случай, при котором произойдет изменение параметров объекта управление, но не изменятся коэффициенты регулятора, что соответствует системе с неадаптивным управлением.

Объект управления, описываемый аperiodическим звеном первого порядка, имеет следующие параметры: коэффициент передачи  $k = 3$ ; постоянная времени  $T = 10$ . Для такого объекта управления с помощью расчетных формул (6) были получены оптимальные настройки регулятора: пропорциональный коэффициент  $k_p = 6,67$ ; интегральный коэффициент  $k_i = 0,1$ . График переходного процесса такой системы представлен на рис. 3(а).

Далее изменим параметры объекта управления. Увеличим коэффициент передачи и уменьшим значение постоянной времени:  $k = 6$ ;  $T = 8$ . При этом коэффициенты регуляторы останутся неизменными. График переходного процесса данной системы представлен на рис. 3(б).

Как видно из рис. 3, изменение параметров системы без подстройки коэффициентов регулятора приводит к ухудшению качества регулирования. В системе возникает перерегулирование и появляются колебания, что может привести к дополнительным затратам.

В связи с этим, далее, исследуем систему с адаптивным регулятором, который должен учесть изменения и не допустить ухудшения качества регулирования. Для этого в установившемся режиме были изменены параметры объекта управления. Результат моделирования представлен на рис. 4.

На рис.4 видно, что изменение параметров вызвало небольшой скачок, после чего система вернулась в установившийся режим. Далее было изменено требуемое значение поддержания регулируемого параметра (с 50 до 30). Изменение уставки может происходить в процессах, которые проходят программно, когда объект работает в нескольких режимах, чередуя их [15]. При этом видно, что переходный процесс системы с обычным регулятором ухудшился, в то время как в системе с адаптивным регулятором качество управления осталось на требуемом уровне.

Далее, исследуем работу адаптивного регулятора в той же ситуации, в которой система с обычным регулятором теряет устойчивость.

Для потери устойчивости, в установившемся режиме изменим величину постоянной времени. Новое значение  $T = 5$ . Это никак не сказывается на системе в установившемся режиме. Затем, постепенно увеличиваем значение коэффициента передачи. На рис. 5 (а) наблюдаются небольшие скачки, что соответствует изменению значения коэффициента. В итоге, система с обычным регулятором начинает терять устойчивость, когда коэффициент передачи становится равным 8. После достижения этого значения начинаются незатухающие колебания, которые постепенно выводят систему из равновесия. На рис 5 (б) представлен график процесса в системе с адаптивным регулятором. С увеличением коэффициента передачи наблюдаются небольшие скачки, также как при управлении обычным регулятором, однако, в данном случае система

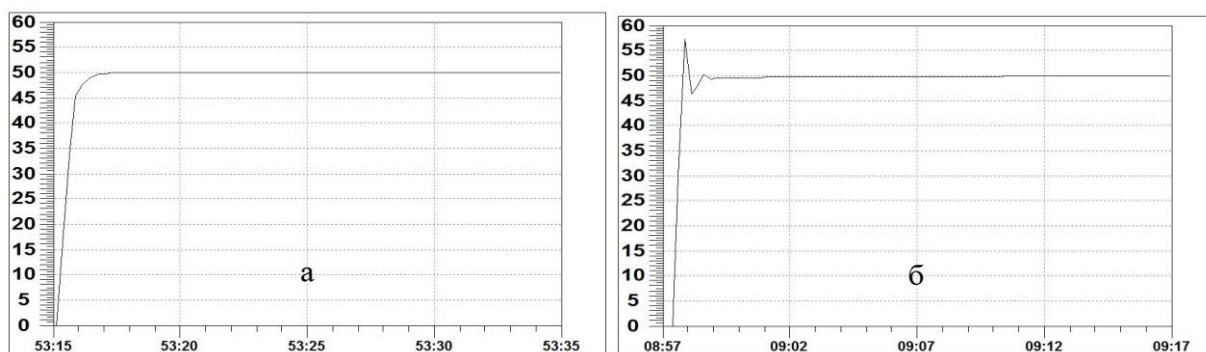


Рис. 3. Графики переходных процессов АСУ: а – с изначальными параметрами, б – с измененными параметрами

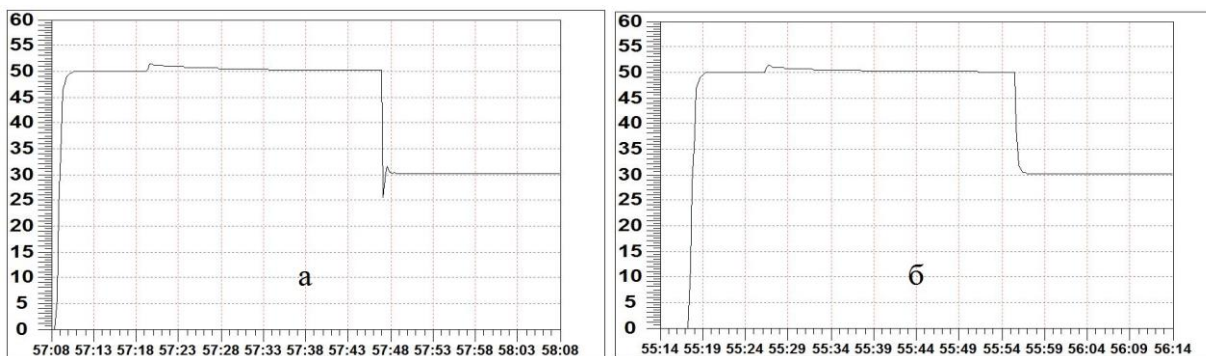


Рис. 4. Графики переходных процессов АСУ: а – с обычным регулятором, б – с адаптивным регулятором

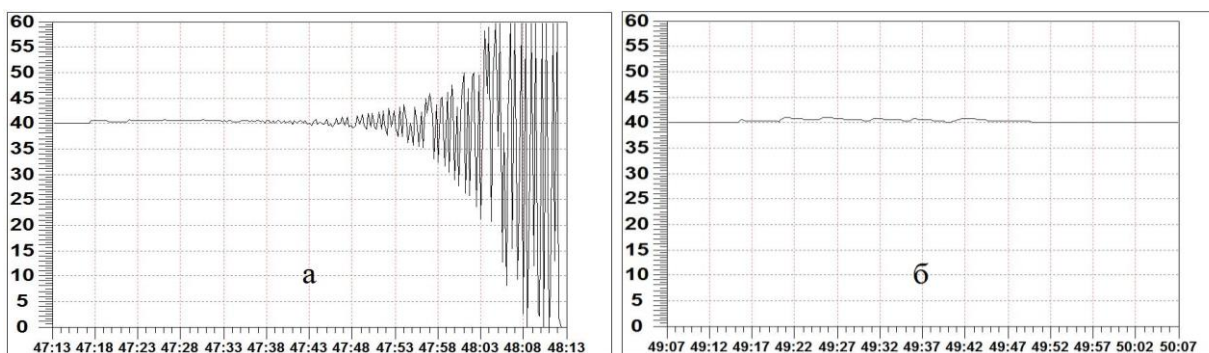


Рис. 5. Графики поддержания параметра АСУ: а – с обычным регулятором, б – с адаптивным регулятором сохраняет устойчивость и после прекращения изменения коэффициента передачи, регулируемый параметр вновь выводится в установившийся режим.

Таким образом, можно сделать вывод, что данный адаптивный регулятор может быть полезен, как для улучшения качества регулирования, так и для сохранения

устойчивости там, где обычный регулятор не справляется с данной задачей.

#### ПРОЕКТИРОВАНИЕ РЕГУЛЯТОРА

В данной работе также предлагается реализовать приборное исполнение предложенного адаптивного регулятора. Наличие готового прибора позволит применять его в различных системах автоматизированного управления, а также для тех ситуаций, когда будет нецелесообразно использование промышленного контроллера.

Для наглядного представления данный адаптивный регулятор был спроектирован в системе трехмерного моделирования КОМПАС-3D. Результаты проектирования представлены на рис. 6.



Рис. 6. Внешний вид адаптивного регулятора, разработанный в КОМПАС-3D

Данный регулятор может легко монтироваться в различные щиты и шкафы управления, что значительно упрощает процесс проектирования и ввода системы управления в работу.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В рамках данной работы была обоснована актуальность применения адаптивных регуляторов, приведена структурная схема предлагаемого адаптивного регулятора. Из имитационного моделирования, произведенного в данной работе, можно сделать вывод об эффективности предлагаемого алгоритма. Также был представлен внешний вид адаптивного регулятора в приборном исполнении.

Применение данного прибора позволит использовать преимущества алгоритмов адаптации без дополнительных финансовых затрат на разработку программы для промышленного контроллера, а так же сократит время ввода адаптивной системы в управление технологическим процессом.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Александров А. Г. Алгоритм частотного адаптивного ПИД-регулятора / А. Г. Александров, М. В. Паленов, И. Г. Резков // Материалы 3-й Научной конференции. Москва, июнь 2009, ИПУ РАН, стр. 49-58.
2. Жмудь В. А. Адаптивные системы автоматического управления с единственным основным контуром /

В. А. Жмудь // Автоматика и программная инженерия. – 2014. – №2(8). – С. 106-122.

3. Сидоров С.Н. Теория автоматического управления в задачах электропривода : учебное пособие / С.Н. Сидоров, Н.А. Лунина. – Ульяновск : УлГТУ, 2013. – 122 с.

4. Лазарева Т. Я. Основы теории автоматического управления: Учебное пособие. 2-е изд., перераб. и доп. / Т. Я. Лазарева, Ю. Ф. Мартемьянов – Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2004. 352 с.

5. Нейдорф Р.А. Теория автоматического управления в технологических системах: учебное пособие/ Р.А. Нейдорф, Н.С. Соловей. – Ухта: Институт управления, информации и бизнеса, 2005. – 212 с.

6. Таранов И. Н. Теория автоматического управления: Конспект лекций / И. Н. Таранов, Е.Н. Гордеев — Челябинск: Изд. ЮУрГУ, 2002. — Ч. 1. — 40 с.

7. Коновалов В.И. Идентификация и диагностика систем: учебное пособие / В.И. Коновалов; Томский политехнический университет. – Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2010. – 163 с.

8. Пименов В. Г. Численные методы : в 2 ч. Ч. 2 : [учеб. пособие] / В. Г. Пименов, А. Б. Ложников ; [науч. ред. Ю. А. Меленцова] ; М-во образования и науки Рос. Федерации, Урал, федер. ун-т. - Екатеринбург : Изд-во Урал, ун-та, 2014. — 106 с.

9. Мышенков В.И. Численные методы. Ч. 2. Численное решение обыкновенных дифференциальных уравнений: Учебное пособие для студентов специальности 073000 / В.И. Мышенков, Е.В. Мышенков – М.:МГУИД, 2005. – 109 с.

10. Заусаев А.Ф. Применение разностных методов для решения обыкновенных дифференциальных уравнений: лабораторный практикум / Сост. А.Ф. Заусаев, В.Е. Зотеев. – Самара: Самар. гос. техн. ун-т, 2010. 34 с.

11. Дядик В.Ф. Теория автоматического управления: учебное пособие/ В.Ф. Дядик, С.А. Байдали, Н.С. Крилицын; Национальный исследовательский Томский политехнический университет. – Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2011. – 196 с.

12. Усынин Ю.С. Теория автоматического управления: учебное пособие для вузов / Ю.С. Усынин. – Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ, 2010. – 176 с.

13. Щербаков В.С. Теория автоматического управления. Линейные непрерывные системы: учебное пособие / В.С. Щербаков, И.В. Лазута – 2-е изд.; кафедра «Автоматизация производственных процессов и электротехника». – Омск : СИБАДИ, 2017. – 142 с.

14. Visioli A. Improving the load disturbance rejection performance of IMC-tuned PID Controllers // 15th Triennial World Congress, Barcelona, Spain. — IFAC, 2002.

15. Тяжев А.И. Теория автоматического управления. Учебник / А.И. Тяжев; Поволжский государственный университет телекоммуникаций и информатики. – Самара, 2016. – 164 с.

# Development of the Adaptive Regulator in the Instrumental Version

Varlamov D.B., Savchits A.V.

Volzhsky Polytechnic Institute (branch) Federal State Budget Educational Institution of Higher Education  
«Volgograd State Technical University» (VPI (branch) of VSTU)  
Volzhsky, Russia  
[dmitrii.varlamov.95@mail.ru](mailto:dmitrii.varlamov.95@mail.ru)

**Abstract.** In this paper a digital adaptive controller in device performance for the needs of industry. The block diagram of this device and describes the sequence of work units. Calculation of formulas used to adapt and configure the parameters of the controller as base for the simulation. Presents the appearance of the

adaptive controller developed in the system of three-dimensional modeling KOMPAS-3D.

**Keywords:** automation; adaptive regulation; regulators.



# Модель повторяющегося производственного процесса

Королькова Л.И., Панфилов А.В.

ФГАОУ ВО «Южно-Уральский государственный университет (НИУ)»

Челябинск, Российская Федерация

[korolkovali@rambler.ru](mailto:korolkovali@rambler.ru)

Королькова Л.И., Машрабов Н.

Южно-Уральский государственный аграрный университет, Институт агроинженерии

Троицк, Российская Федерация

[nmashrabov@yandex.ru](mailto:nmashrabov@yandex.ru)

**Аннотация.** Целью работы является описание модели, позволяющей определить показатели повторяющегося процесса при произвольных длительностях повторов стадий и случайном времени, отведенном для функционирования процесса. Существует обширная литература по исследованию процессов, состоящих из одной или двух повторяющихся стадий. При этом большинство результатов получено для стационарного режима работы, недостаточно изучены процессы, в которых длительности всех стадий характеризуются произвольными распределениями. Рассматриваемый в работе процесс, сведенный к трем стадиям, может более точно моделировать производственный процесс, например, подготовка к работе, работа, перерыв; работа до отказа, поиск отказавшего элемента, замена отказавшего элемента и т.д. Модель основана на схематизации процесса, которая в отличие от большинства известных схем незамкнута и каждое последующее состояние характеризуется остаточным временем. Согласно модели рассчитываются функции распределения остаточных продолжительностей, безусловной и условных длительностей состояний, вероятностей переходов в смежные состояния, вероятность окончания отведенного времени функционирования. Последняя величина является индикатором завершения рассмотрения процесса. Такое подробное описание состояний позволяет по схеме составить соотношения для расчета распределения числа стадий и средних суммарных продолжительностей стадий. Поскольку не накладывается никаких ограничений на время функционирования процесса, то по одним и тем же формулам можно рассчитать значения характеристик процесса для коротких и длинных временных интервалов функционирования общего процесса. При необходимости информация о процессе кроме итоговых показателей может быть дополнена функциями распределения любой интересующей длительности. Приведен числовой пример, проанализированы его результаты, полученные для различного времени, отведенного для функционирования процесса.

**Ключевые слова:** последовательные повторяющиеся процессы, остаточная продолжительность, длительности и вероятности переходов, распределение чисел повторов стадий, суммарные продолжительности стадий.

## ВВЕДЕНИЕ

Рассмотрим производственный процесс с отказами и восстановлениями. Для таких процессов разработано несколько моделей. Исторически первой моделью является простой процесс восстановления. Если наработки до отказа подчиняются произвольному распределению, то для описания процесса используются общий процесс восстановления [1-4], полумарковские процессы, [5-7], альтернирующие процессы восстановления и диффузионные

альтернирующие процессы восстановления [8].

Однако простые и общие процессы восстановления не учитывают время восстановления. Изучение полумарковских процессов восстановления аналитически сводится к системе интегральных уравнений, которая дает выраженные интервально-переходных вероятностей через основные характеристики полумарковского процесса. Получить аналитическое решение этой системы достаточно сложно. Некоторое упрощение дает применение метода преобразования Лапласа. Диффузионный подход характеризуется большой размерностью модели и вычислительной сложностью. В настоящий момент только тривиальные модели или модели с простыми нечеткими деревьями отказа или компонентной группировкой разрешимы за разумное время.

Альтернирующий процесс подробно изучен в теории восстановления. Считается, что в начальный момент времени  $t_0 = 0$  объект находится в работоспособном состоянии. Объект функционирует в течение случайного времени  $T_1$  (стадия 1) до момента отказа, после чего проводится аварийное восстановление в течение случайного времени  $T_2$  (стадия 2). После восстановления объект продолжает свою работу до очередного момента отказа, далее происходит восстановление и переход в работоспособное состояние.

Во многих работах с использованием различных подходов получены распределения общего времени работы и общего времени восстановления, например, [9]. Исследовалось остаточное время альтернирующего процесса [10, 11]. Различные характеристики альтернирующего процесса восстановления для конкретных типов распределений случайных величин  $T_1$  и  $T_2$  получены в [1, 12-14].

В [15] получены формулы для коэффициента готовности, асимптотической интенсивности отказов стареющей восстанавливаемой системы для установившегося режима функционирования. В [16] изучался альтернирующий процесс восстановления без ограничений на распределения наработок до отказа и времени восстановления. Для коэффициента неготовности получено интегральное уравнение. Предельные теоремы для рассматриваемых процессов получены, в частности, в [17].

Общими критическими замечаниями по моделям восстановления являются следующие:

недостаточно изучены системы с произвольными распределениями входящих в модель продолжительностей;

в подавляющем большинстве случаев исследуется только стационарное поведение систем; однако на прак-

тике важно также знать, как будет использоваться и обслуживаться система в ограниченном отведенном времени: смена, декада и т.п.

возникают серьезные трудности, как в описании процесса, так и в решении уравнений: дифференциальных в частных производных, интегро-дифференциальных и интегральных, составление и решение которых требует основательного математического образования; при этом в ходе математических преобразований часто утрачивается понимание физической сущности результатов;

отсутствует метод, позволяющий рассчитывать большой перечень показателей исследуемого процесса;

составление и решение уравнений не доведено до инженерного уровня, как это осуществлено для решения задач с экспоненциальным распределением продолжительностей.

В [18, 19] предложен метод исследования характеристик двухстадийных повторяющихся процессов, как нам кажется, лишенный указанных недостатков. Была проведена проверка метода, а именно, проверка выполнения соотношения  $\bar{w}_1 + \bar{w}_2 = \bar{t}_H$ , для случайного времени  $T_H$ , отведенного для функционирования процесса, где  $\bar{w}_1$ ,  $\bar{w}_2$  – соответственно средние суммарные продолжительность стадий 1 и 2. Для коэффициента готовности отличие вычисленного стационарного значения от теоретического составляет тысячные и десятитысячные, что можно считать несущественным для инженерных расчетов.

В развитие метода в данной работе рассматривается производственный процесс, сведенный к трем стадиям, например, *подготовка к работе, работа, перерыв; работа до отказа, поиск отказавшего элемента, замена отказавшего элемента*. Рациональная организация производства и, в частности, принципы комплектования деталей в партии могут быть оценены при исследовании занятости рабочих мест. Здесь стадиями являются: время оперативной работы, длительность переналадки и дополнительное время, включающее организационно-техническое обслуживание рабочего места, время на отдых и личные надобности.

#### МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА

Исходными данными являются продолжительности стадий  $T_1, T_2, T_3$  и время  $T_H$ , отведенное для функционирования процесса (отведенное время). Последнее может быть как случайным, так и детерминированным. Все рассматриваемые длительности характеризуются распределениями произвольного вида. Для того чтобы не усложнять изложение, рассматривается случай, когда продолжительности стадий при повторениях не меняются.

Процесс представляется в виде схемы (“рис. 1”). На схеме числа 0, 1, 2, 3... в верхнем ряду обозначают порядковые номера состояний. Числа во втором ряду обозначают продолжительности стадий (“ $T$ ” опущены). Отведенное время  $T_H$  обозначено  $H$  или  $H_i$ , где индекс указывает на номер состояния и на то, что это остаточная от предыдущего состояния продолжительность. Числа со “звездочкой” у вертикальных стрелок обозначают номера состояний, в которых закончилось время  $T_H$ . В этом случае процесс приостанавливается. Принципиальным отличием предлагаемой схемы от схематизации марковских процес-

сов является ее *разомкнутость*: каждое последующее состояние характеризуется остаточным временем  $T_{H,k}$  со своим распределением.

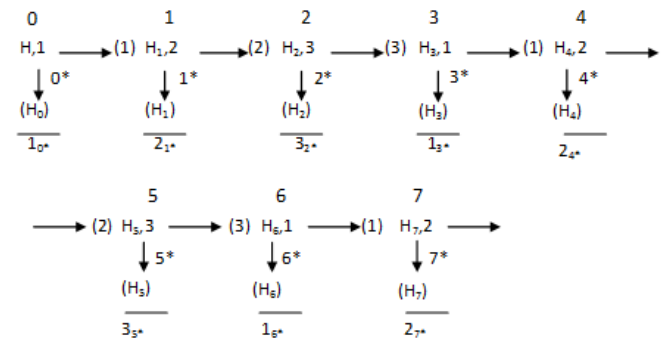


Рис. 1. Схема трехстадийного повторяющегося процесса

Состояния 1, 2, 3... представляют собой одновременное течение *остаточного* отведенного времени  $T_H$  с какой-либо одной из длительностей  $T_1, T_2, T_3$ . Содержательное соотношение для остаточной продолжительности  $T_{H,k}$  в состоянии  $k$  имеет вид

$$T_{H,k} = \{T_{H,k-1} - T_j \mid T_{H,k-1} > T_j\}, \quad (1)$$

где  $T_{H,k-1}$  – остаточная продолжительность отведенного времени в состоянии  $(k - 1)$ , предшествующем состоянию  $k$ ,  $T_{H,0} = T_H$ ,  $T_j$  – продолжительность стадии,  $j = 1, 2, 3$ .

Функции распределения  $T_{H,k}$  для состояний  $k = 1, 4, 7, 10, \dots$  рассчитываются по формулам:

$$\begin{aligned} E_{H,3r-2}(t) &= P\{T_{H,3r-2} \leq t\} = \\ &= P\{T_{H,3r-3} - T_1 \leq t \mid T_{H,3r-3} \geq T_1\} = \\ &= [E_{H,3r-2}^+(0) - E_{H,3r-2}^+(t)] / E_{H,3r-2}^+(0), \end{aligned} \quad (2)$$

где  $E_{H,3r-2}^+(t) = \int_t^\infty E_1(y-t) dE_{H,3r-3}(y)$ ,  $r \geq 1$ .

Остаточное время  $T_{H,k}$  для остальных состояний двух типов вычисляется аналогичным образом с заменой продолжительности  $T_1$  на  $T_2$  для состояний  $k = 2, 5, 8, 11, \dots$  и с заменой  $T_1$  на  $T_3$  для состояний  $k = 3, 6, 9, 12, \dots$ .

Функции распределения остаточных длительностей стадий в состояниях  $k^*$  могут быть выражены соотношением

$$\begin{aligned} E_{k^*}(t) &= P\{T_{k^*} \leq t\} = P\{T_k - T_{H,k} \leq t \mid T_k > T_{H,k}\} = \\ &= [E_{k^*}^+(0) - E_{k^*}^+(t)] / E_{k^*}^+(0), \end{aligned} \quad (3)$$

где  $E_{k^*}^+(t) = \int_t^\infty E_{H,k}(y-t) dE_k(y)$ ,  $T_k$  – длительность соответ-

ствующей “рис. 1” стадии 1, 2 или 3 в состоянии  $k$ .

Далее для каждого состояния  $k$  рассчитываются: 1) функции распределения безусловной  $V_k$  и 2) двух условных длительностей  $V_{k,k+1}, V_{k,k^*}$  пребывания процесса в каждом состоянии, 3) вероятности переходов  $s_{k,k+1}, s_{k,k^*}$  в последующие состояния.

Для состояний  $k = 1, 4, 7, 10, \dots$  функция распределения безусловной продолжительности  $V_k$  пребывания процесса в состоянии  $k$

$$\begin{aligned} S_{3r-2}(t) &= P\{V_{0,3r-2} \leq t\} = P\{\min(T_2, T_{H,3r-2}) \leq t\} = \\ &= 1 - [1 - E_2(t)] \cdot [1 - E_{H,3r-2}(t)], \quad r \geq 1. \end{aligned} \quad (4)$$

Функция распределения длительности пребывания процесса в состоянии  $k$ , при условии, что процесс перейдет в состояние  $(k + 1)$ :

$$S_{3r-2,3r-1}(t) = P\{V_{3r-2,3r-1} \leq t\} = P\{T_2 \leq t | T_2 < T_{H,3r-2}\} = S_{3r-2,3r-1}^+(t) / S_{3r-2,3r-1}^+(\infty), \quad (5)$$

$$\text{где } S_{3r-2,3r-1}^+(t) = \int_0^t [1 - E_{H,3r-2}(y)] dE_2(y), \quad r \geq 1.$$

Функция распределения длительности пребывания процесса в состоянии  $k$ , при условии, что процесс перейдет в состояние  $k^*$ :

$$S_{3r-2,3r-2^*}(t) = P\{V_{3r-2,3r-2^*} \leq t\} = P\{T_{H,3r-2} \leq t | T_{H,3r-2} < T_2\} = S_{3r-2,3r-2^*}^+(t) / S_{3r-2,3r-2^*}^+(\infty), \quad (6)$$

$$\text{где } S_{3r-2,3r-2^*}^+(t) = \int_0^t [1 - E_2(y)] dE_{0,3r-2}(y), \quad r \geq 1.$$

В основе формул (1)–(6) лежат известные соотношения для расчета разности случайных величин; вероятности при условии, что одна случайная величина больше или меньше другой [20, 21].

Для других состояний двух типов вышеуказанные длительности рассчитываются аналогичным образом.

Вероятности переходов из состояния  $k$  в состояние  $k + 1$  и в  $k^*$

$$s_{k,k+1} = S_{k,k+1}^+(\infty), \quad s_{k,k^*} = S_{k,k^*}^+(\infty), \quad s_{k,k+1} + s_{k,k^*} = 1. \quad (7)$$

#### РАСЧЕТ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРОЦЕССА

Распределения  $a_1(n)$ ,  $a_2(n)$ ,  $a_3(n)$  чисел повторов стадий 1, 2 и 3 за время функционирования процесса  $T_H$  вычисляются по следующим формулам, вытекающим из схемы общего процесса (“рис. 1”)

$$a_1(0) = s_{0,0^*}, \quad a_1(n) = s_{0,(3n-2)^*} + s_{0,(3n-1)^*} + s_{0,3n^*}, \quad n > 1; \quad (8)$$

$$a_2(n) = s_{0,(3n-1)^*} + s_{0,3n^*} + s_{0,(3n+1)^*}, \quad n \geq 0; \quad (9)$$

$$a_3(n) = s_{0,3n^*} + s_{0,(3n+1)^*} + s_{0,(3n+2)^*}, \quad n \geq 0. \quad (10)$$

Действительно, сумма вероятностей  $s_{0,1^*}$ ,  $s_{0,2^*}$ ,  $s_{0,3^*}$  определит вероятность того, что за время  $T_H$  стадия 1 завершится только один раз; вероятность, что стадия 1 за время  $T_H$  завершится ровно два раза, составит  $s_{0,4^*} + s_{0,5^*} + s_{0,6^*}$ , и т.д.

Также следуя схеме “рис. 1”, составляются выражения для расчета средних суммарных продолжительностей  $\bar{w}_i$  стадий 1, 2 и 3

$$\bar{w}_1 = s_{0,0^*} \bar{v}_{0,0^*} + s_{0,1^*} \bar{v}_{0,1} + s_{0,2^*} \bar{v}_{0,1} + s_{0,3^*} (\bar{v}_{0,1} + \bar{v}_{3,3^*}) + s_{0,4^*} (\bar{v}_{0,1} + \bar{v}_{3,4}) + s_{0,5^*} (\bar{v}_{0,1} + \bar{v}_{3,4}) + s_{0,6^*} (\bar{v}_{0,1} + \bar{v}_{3,4} + \bar{v}_{6,6^*}) + \dots, \quad (11)$$

$$\bar{w}_2 = s_{0,1^*} \bar{v}_{1,1^*} + s_{0,2^*} \bar{v}_{1,2} + s_{0,3^*} \bar{v}_{1,2} + s_{0,4^*} (\bar{v}_{1,2} + \bar{v}_{4,4^*}) + (s_{0,5^*} + s_{0,6^*}) (\bar{v}_{1,2} + \bar{v}_{4,5}), \dots, \quad (12)$$

$$\bar{w}_3 = s_{0,2^*} \bar{v}_{2,2^*} + s_{0,3^*} \bar{v}_{2,3} + s_{0,4^*} \bar{v}_{2,3} + s_{0,5^*} (\bar{v}_{2,3} + \bar{v}_{5,5^*}) + (s_{0,6^*} + s_{0,7^*}) (\bar{v}_{2,3} + \bar{v}_{5,6}), \dots \quad (13)$$

Вероятности  $s_{0,k^*}$  рассчитываются по “цепочке” последовательных состояний

$$s_{0,k^*} = s_{k,k^*} \cdot \prod_{n=0}^{k-1} s_{n,n+1}. \quad (14)$$

Средние продолжительности перехода  $\bar{v}_{k,k+1}$ ,  $\bar{v}_{k,k^*}$  из состояния  $k$  соответственно в состояние  $k + 1$  и в состояние  $k^*$  рассчитываются по общеизвестным формулам соответственно

$$\bar{v}_{k,k+1} = \int_0^\infty t dS_{k,k+1}(t), \quad \bar{v}_{k,k^*} = \int_0^\infty t dS_{k,k^*}(t). \quad (15)$$

#### ЧИСЛОВОЙ ПРИМЕР

Метод при общих предположениях о виде распределений  $E_1(t)$ ,  $E_2(t)$ ,  $E_3(t)$ ,  $E_H(t)$  может быть реализован только на ЭВМ. В этом случае точность вычислений зависит от численного интегрирования.

Рассмотрим следующие распределения продолжительностей стадий

$$E_H(t) = 1 - \exp(-2,88 \cdot 10^{-2} \cdot (t - 30)^2),$$

$$T_H \in [30; 40]; \quad \bar{t}_H = 35,15;$$

$$E_1(t) = 1 - \exp(-9,2 \cdot 10^{-4} \cdot t^2), \quad \bar{t}_1 = 29,22;$$

$$E_2(t) = 1 - \exp(-3,68 \cdot 10^{-3} \cdot t^5), \quad \bar{t}_2 = 2,83;$$

$$E_3(t) = 1 - \exp(-2,5 \cdot 10^{-3} \cdot t^{3,66}), \quad \bar{t}_3 = 4,64.$$

Средние значения некоторых числовых характеристик и вероятности перехода для состояний приведены в “табл. 1”.

Таблица 1

Характеристики состояний

Номер состояния	Номер продолжительности	$\bar{v}_k$	$s_{k,k^*}$	$s_{k,k+1}$	$\bar{v}_{k,k^*}$	$\bar{v}_{k,k+1}$	$s_{0,k^*}$
0	1	25,32	0,3235	0,6765	34,75	20,81	0,3235
1	2	2,70	0,0902	0,9098	1,53	2,82	0,3846
2	3	4,19	0,1793	0,8207	2,60	4,54	0,4949
3	1	10,03	0,8689	0,1310	9,84	11,30	0,9338
4	2	2,37	0,3001	0,6999	1,43	3,78	0,9531
5	3	3,30	0,4941	0,5059	2,27	4,31	0,9766
6	1	4,63	0,9765	0,0227	4,56	6,63	0,9992

Из данных “табл. 1” следует, что если рассматривается, например, повторяющийся процесс *работа до отказа – поиск отказавшего элемента – замена отказавшего элемента*, то вероятность, что отказа не произойдет, составляет 32,35% и в этом случае средняя длительность стадии составит 34,75. С вероятностью 0,6765 произойдет отказ и начнется поиск отказавшего элемента. На этой стадии вероятность, что поиск не завершится в отведенном времени, составляет 0,0902; длительность поиска – 1,53. С вероятностью 0,9098 отказавший элемент будет найден в среднем в течение времени 2,83. Безусловная длительность этой стадии составит 2,7.

Вероятность окончания отведенного времени  $s_{0,k^*}$  является индикатором завершения рассмотрения процесса. Практически, его исследование можно остановить после состояния 6.

Из данных “табл. 2” следует, что вероятность того, что не произойдет отказа за отведенное время, составляет 0,3235, вероятность ровно одного отказа – 0,6103; ровно двух отказов – 0,0654. При первом отказе с вероятностью 0,5691 отказавший элемент будет обнаружен и с вероят-

ностью 0,4847 завершится процесс замены отказавшего элемента. Если произойдет второй отказ, то его последствия будут устранены с вероятностью 0,0233.

Таблица 2

Распределение чисел повторов стадий,  $T_H \subset [30;40]$

$n$	$a_1(n)$	$a_2(n)$	$a_3(n)$
0	0,3235	0,3846	0,4949
1	0,6103	0,5691	0,4817
2	0,0654	0,0046	0,0233
...	...	...	...

Средние продолжительности повторов стадий:  $\bar{w}_1 = 30,45$ ;  $\bar{w}_2 = 1,98$ ;  $\bar{w}_3 = 2,73$ , что в сумме составляет 35,16 ( $\approx \bar{t}_H$ ).

Иследуем процесс на интервале [70; 80] (“табл. 3”). В этом случае среднее значение отведенного времени составит 75,15.

Таблица 3

Распределение чисел повторов стадий,  $T_H \subset [70;80]$

$n$	$a_1(n)$	$a_2(n)$	$a_3(n)$
0	0,0059	0,0086	0,0156
1	0,3093	0,3505	0,4213
2	0,5310	0,5141	0,4740
3	0,1440	0,1198	0,0854
4	0,0047	0,0069	0,0037
5	0,0002	0,0001	0
...	...	...	...

Результаты расчетов можно, в частности, интерпретировать следующим образом. При большей продолжительности  $T_H$  вероятность отказа составит 0,9941 причем вероятность ровно одного отказа составит 0,3093, ровно двух – 0,531, ровно трех – 0,144. Вероятность, что не удастся устранить последствия ни одного отказа – 0,0156; вероятность, что система будет восстановлена после первого отказа – 0,4213. После второго – 0,474 и т.д.

Средние продолжительности повторов стадий:  $\bar{w}_1 = 64,34$ ;  $\bar{w}_2 = 4,15$ ;  $\bar{w}_3 = 6,64$ .

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Числовой пример показывает возможность применения метода для самого общего случая трехстадийного последовательного процесса: произвольные распределения не только длительностей стадий, составляющих процесс, но и отведенного времени, возможность получения характеристик процесса для коротких и длинных временных интервалов функционирования процесса. При необходимости информация о процессе кроме таблиц итоговых показателей может быть дополнена функциями распределения любой интересующей длительности. Таким образом, используя разработанный метод, возможно изучение процесса с любой степенью подробности. Описание процессов формализовано и пригодно для реализации на ЭВМ.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Bri R. Stochastic Ageing Models – Extensions of the Classic Renewal Theory / R. Bri // Journal of Reliability Theory and Applications. – 2007. – is. 3(4). – P. 19-27.
2. Guo H.R. A New Stochastic Model for Systems Under General Repairs / H.R. Guo, H. Liao, W. Zhao, A. Mettas // IEEE Transactions on Reliability. – 2007. – vol. 56, is. 1. – P. 40-49.
3. Wibowo W. On Approaches for Repairable System Analysis: Renewal Process, Nonhomogenous Poisson Process, General Renewal Process / W. Wibowo // Journal Industri. – 2010. – vol. 9, is. 1. – P. 60-66.
4. Ferreira R.J. A Mixed Kijima Model Using the Weibull-Based Generalized Renewal Processes / R.J. Ferreira, P.R.A. Firmino, C.T. Cristino. <https://doi.org/10.1371/journal.pone.0133772> (дата обращения 30.09.2017).
5. Борисевич А.В. Полумарковская модель для оценки показателей надежности источника бесперебойного питания дата-центра / А.В. Борисевич, Н.В. Дякин // Современные научные исследования и инновации. – 2015. – №8. <http://web.snauka.ru/issues/2015/08/57039> (дата обращения 30.09.2017).
6. Grabski F. Applications of Semi-Markov Processes in Reliability / F. Grabski // Journal of Reliability Theory and Applications. – 2007. – is. 3(4). – P. 60-75.
7. Yao K. Uncertain Random Alternating Renewal Process with Application to Interval Availability / K. Yao, J. Gao // IEEE Transactions on Fuzzy Systems. – 2015. – vol. 23, is. 5. – P. 1333-1342.
8. Fathi-Vajargah B. Some Applications of Random Fuzzy Alternating Renewal Processes Based on Fuzzy Simulation / B. Fathi-Vajargah, S. Ghasemalipour // Journal of Fuzzy Set Valued Analysis. – 2013. – vol. 2013. – P. 1-8.
9. Funaki K. Distribution of Total Uptime During a Given Time Interval / K. Funaki, K. Yoshimoto // IEEE Transactions on Reliability. – 1994. – vol. 43, is. 3. – P. 489-492.
10. Guang-Hui H. The Residual Life for Alternating Renewal Processes / H. Guang-Hui, He Qi-Ming // Asia-Pacific Journal of Operational Research. – 1990. – vol. 7, is. 1. – P. 76-81.
11. Чумаков И.А. Оценки остаточного времени альтернирующего процесса. Общий подход к оценкам остаточного времени / И.А. Чумаков, А.В. Антонов, В.А. Чепурко // Надежность. – 2013. – № 2. – С. 33-41.
12. Dickey J.M. The Renewal Function for an Alternating Renewal Process Which Has a Weibull Failure Distribution and a Constant Repair Time / J.M. Dickey // Reliability Engineering and System Safety. – 1991. – vol. 31, is. 3. – P. 321-343.
13. Qurashi M.E. Stochastic Renewal Process Model for Maintenance (Case Study: Thermal Electricity Generation in Sudan) / M.E. Qurashi, A.M.A. Hamdi // International Journal of Advanced Statistics and Probability. – 2016. – vol. 4, is. 1. – P. 11-15.
14. Wu S. A Novel Repair Model for Imperfect Maintenance / S. Wu, D. Clements-Croome // IMA Journal of Management Mathematics. – 2006. – vol. 17, is. 3. – P. 235-243.
15. Marlow N.A. Some General Characteristics of Two-State Reliability Models for Maintained Systems / N.A. Marlow, M. Tortorella // Journal of Applied Probability. – 1995. – vol. 32. – P. 805-820.

16. Van der Weide J.A.M. A Stochastic Alternating Renewal Process Model for Unavailability Analysis of Standby Safety Equipment / J.A.M. van der Weide, M.D. Pandey // Reliability Engineering and System Safety. – 2015. – vol. 139. – P. 97-104.

17. Mitov K.V. Limit Theorems for Alternating Renewal Processes in the Infinite Mean Case / K.V. Mitov, N.M. Yanev // Advances in Applied Probability. – 2001. – vol. 33, is. 4. – P. 896-911.

18. Корольков И.В. Двухстадийные повторяющиеся процессы / И.В. Корольков, Л.И. Королькова // Обозрение прикладной и промышленной математики. – 2004. – т.11, №2. – С. 207-214.

19. Королькова Л.И. Расчет основных характеристик последовательного процесса работы и восстановления сельскохозяйственной техники / Л.И. Королькова, Н. Марабов // Международный научный журнал. – 2016. – №2. – С. 46-51.

20. Демидович Н.О. Стандартизация расчетов надежности: расчет безотказности изделий с резервом // Надежность и контроль качества. – 1995. – № 11. – С. 3-21.

21. Штойян Д. Качественные свойства и оценки стохастических моделей. – М.: Мир, 1979. – 270 с.

## Production Repeat Process Model

Liubov Korolkova, Andrey Panfilov

South Ural State University (national research university),  
Chelyabinsk, Russian Federation  
[korolkovali@rambler.ru](mailto:korolkovali@rambler.ru)

Liubov Korolkova, Nematulla Mashrabov

South Ural State Agricultural University,  
Institute of Agricultural Engineers  
Troitsk, Russian Federation  
[nmashrabov@yandex.ru](mailto:nmashrabov@yandex.ru)

*Abstract.* The objective of the study is to describe a model that allows to determine the parameters of a recurring process for arbitrary duration of stages repetition and random time allocated for the functioning of the process. There is an extensive number of literature on the study of processes consisting of one or two repeating stages. In this case, most of the results are obtained for a stationary operating mode. The processes, in which the durations of all stages are characterized by arbitrary distributions, are not sufficiently studied. The model considered in the work, reduced to three stages, can more accurately simulate the production process, for example, preparation for work, work itself, interruption. The process is based on a schematization of a process that, unlike most known schemes, is not closed and each subsequent state is characterized by a residual time. According to the model, the distribution functions of residual durations, unconditional and conditional durations of states, transitions probabilities to adjacent states, probability of the end of the allotted

time of functioning are calculated. Such a detailed description of the states allows, by the scheme, to make relations for calculating the distribution of the number of stages and the average total duration of the stages. Since there are no restrictions on the process time, the same formulas can be used to calculate the process values for short and long time intervals of functioning of the general process. If necessary, information about the process except the summary indicators can be supplemented by the distribution functions of any interesting length. A numerical example is given, its results obtained for different time allocated for functioning of the process are analyzed.

*Keywords:* sequential repeating process, residual duration, duration and probability of transitions, distribution of repetition numbers of stages, total durations of stages.

# Упрощение гипер-гамма-распределении для сокращения времени аппроксимации логов вычислительного кластера

Ахмед В.М.А., Фоменков С.А., Гаевой С.В.  
Волгоградский государственный технический университет  
Волгоград, Российская Федерация  
[wesamalsofi@gmail.com](mailto:wesamalsofi@gmail.com), [saf@vstu.ru](mailto:saf@vstu.ru), [gaevserge@mail.ru](mailto:gaevserge@mail.ru)

**Аннотация.** Одним из типов вычислительных систем являются вычислительные кластеры (ВК). Они используются для обслуживания входящих заданий. Важным способом анализа нагрузки ВК является моделирование их работы с использованием модели входящей нагрузки (МВН). В работе в рамках такого моделирования предлагается использовать поточечные методы аппроксимации случайных для получения МВН. Это позволяет получить произвольные закон распределения численно. Для проверки этого качества в данной статье используется метод имитационного моделирования аппроксимированной нагрузки и сравнение результатов вычислительных экспериментов с оригинальной (фактической) нагрузкой, взятой из лога вычислительной системы. Результаты для ранее предложенных МВН сравниваются с теми расчетами, которые приводятся в данной работе.

**Ключевые слова:** метод моментов, метод максимального (наибольшего) правдоподобия, интегральная функция распределения, нагрузки вычислительных систем, имитационное моделирование, стохастическая аппроксимация, гипер-гамма-распределение.

## ВВЕДЕНИЕ

Проблема рационального выполнения высокопроизводительных вычислений на вычислительных кластерах (ВК) сейчас достаточно актуальна [1]. Одним из возможных путей решения этой задачи является имитационное моделирование. Нами уже были разработаны модель [2-3] рассматриваемого ВК и способы моделирования входящей нагрузки [4-6]. В данной работе мы рассмотрим упрощение аппроксимации стохастической непрерывной величины. Длинной задания назовем время его выполнения [6]. Количество вычислительных машин, на которых исполняется задание, называется его шириной [6]. Площадью задания назовем произведение длины на ширину [6]. Длинной очереди назовем количество, находящихся в ней заданий. Шириной (сложностью, площадью) очереди — сумму ширин (сложностей, площадей) входящих в нее заданий. Аналогично определим понятия длины, ширины и площади всей вычислительной системы, т.е. ВК.

## ОПИСАНИЕ ПРОБЛЕМНОЙ ОБЛАСТИ

Для генерации случайных нагрузок были предложены различные методики [4-5]. При использовании любой из них возникает необходимость аппроксимации непрерывных случайных величин [7-9]. Эту аппроксимацию можно осуществить с помощью метода моментов (ММ) или метода наибольшего правдоподобия (МНП). Одни из самых

точных аппроксимаций дает МНП для гиперэкспоненциального и гипергамма-распределения [4-5, 10-11], но МНП требует значительных вычислительных ресурсов. [5] предлагает упрощение, которое позволяет получить грубое, но быстрое решение ММ для гиперэкспоненциального распределения. В данной работе проводится аналогичное упрощение для гипергамма-распределения. Мы проводим генерацию нагрузок ВК и моделирование их обслуживания. Используются нагрузки из логов [1]. Для проверки качества аппроксимаций мы сравниваем результаты моделирования сгенерированной нагрузки с результатами моделирования исходной.

## ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ РАССМОТРЕНИЕ ВОПРОСА

Введем следующие обозначения:  $E(X)$  - математическое ожидание величины  $X$ ,  $cov(X)$  - коэффициент вариации. Если мы имеем дело с оценкой момента, то будем писать над ней горизонтальную черту. Также нам потребуются  $pdf(x)$  и  $cdf(x)$  - дифференциальная и интегральная функции распределения.

Обозначим через  $H(n)$  гиперэкспоненциальное распределение:

$$pdf(x) = \sum_{i=1}^n \alpha_i \lambda_i e^{-\lambda_i x}, \quad cdf(x) = 1 - \sum_{i=1}^n \alpha_i e^{-\lambda_i x}, \quad (1)$$

где  $n$  - количество веток распределения (задается перед аппроксимацией как один из параметров распределения),  $\alpha_i$  - вероятности использования веток,  $\lambda_i$  - интенсивность составляющего его экспоненциального распределения на ветке №  $i$ . Стоит также отметить, что  $cov(X) \geq 1$ . Начальные моменты имеют вид

$$E(X^k) = k! \sum_{i=1}^n \frac{\alpha_i}{\lambda_i^k}. \quad (2)$$

Использовать ММ можно лишь для распределений, у которых не более четырех параметров, поэтому ММ применим лишь при  $n = 2$ . Обозначим решение из [5] как  $H_\mu$ . Аппроксимация МНП применима для любого количества веток, поэтому обозначим ее так же, как и самое распределение, то есть  $H(n)$ .

Обозначим  $H\Gamma(n)$  гипергамма-распределение

$$pdf(x) = \sum_{i=1}^n \alpha_i \lambda_i \frac{(\lambda_i x)^{v_i - 1}}{\Gamma(v_i)} e^{-\lambda_i x}, \quad (3)$$

$$cdf(x) = \sum_{i=1}^n \alpha_i P(v_i, \lambda_i x), \quad (4)$$

где  $n$  - количество веток распределения,  $\alpha_i$  - вероятности использования веток,  $\lambda_i$  - интенсивность ветки №  $i$ , причем  $cov(X) \in (0; \infty)$ , что позволяет учесть большее количество распределений. Начальные моменты  $H\Gamma(n)$  имеют вид

$$E(X^k) = \sum_{i=1}^n \frac{\alpha_i \Gamma(v_i + k)}{\lambda_i^k \Gamma(v_i)}. \quad (5)$$

Распределение  $H\Gamma(2)$  имеет пять параметров. Будем считать, что  $v_1 = v_2 = v$ , тогда распределение имеет четыре параметра и моменты принимают вид

$$E(X^k) \frac{k! \Gamma(v)}{\Gamma(v+k)} = k! \sum_{i=1}^2 \frac{\alpha_i}{\lambda_i^k}.$$

Мы перешли от случайной величины  $X$   $H\Gamma(2)$  к случайной величине  $Y$   $H(2)$  с моментами  $E(Y^k) = E(X^k) \frac{k! \Gamma(v)}{\Gamma(v+k)}$ .

Аппроксимация величины  $Y$  уже произведена нами в работе [5]:

$$E(Y) = \overline{E(Y)}, \quad E(Y^2) = \overline{E(Y^2)},$$

$$cov^2(Y) = \frac{E(Y^2)}{E^2(Y)} - 1,$$

$$\beta = \sqrt{\frac{cov^2(Y) - 1}{2}},$$

$$\bar{\gamma} = \frac{E(Y^3)}{6E^3(Y)\beta^3} - \frac{1 + 3\beta^2}{\beta^3},$$

$$\alpha_1 = \max \left( \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{\bar{\gamma}}{\sqrt{\bar{\gamma}^2 + 4}} \right); \frac{\beta^2}{1 + \beta^2} \right),$$

$$\alpha_2 = 1 - \alpha_1,$$

$$\lambda_1 = \left( E(Y) \left( 1 - \sqrt{\frac{\alpha_2}{\alpha_1}} \beta \right) \right)^{-1}, \quad \lambda_2 = \left( E(Y) \left( 1 + \sqrt{\frac{\alpha_1}{\alpha_2}} \beta \right) \right)^{-1}.$$

При  $\beta = 0$  получаем обычное экспоненциальное распределение.

Зная  $v$ , мы сможем по первым трем моментам определить оставшиеся три параметра распределения. Варьируя  $v$ , можно приблизить значения третьего и четвертого моментов величины  $X$ . Также надо учесть, что гиперэкспоненциальное распределение может аппроксимировать лишь распределения, у которых  $cov(Y) \geq 1$ , поэтому должно выполняться условие  $VAR(Y) \geq E^2(Y)$ , то есть

$$E(Y^2) \geq 2E^2(Y), \quad \text{что преобразуется в } v \geq \frac{1}{cov^2(X)}.$$

Для поиска  $v$  воспользуемся методом Хука-Дживса. В качестве стартового значения возьмем  $v = \frac{1}{cov(X)^2}$ , а в качестве минимизируемой функции

$$f(v) = \sum_{i=3}^4 \left( \frac{E(X^i) - \overline{E(X^i)}}{E(X^i)} \right)^2. \quad (5)$$

Обозначим такую аппроксимацию по аналогии  $H\Gamma_\mu$  и будем использовать  $H\Gamma(n)$  как обозначение аппроксимации МНП. Также имеет смысл опробовать упрощение  $v_1 = v_2 = v$  на МНП  $H\Gamma(2)$ , то сократит время аппроксимации. Обозначим этот вариант  $H\Gamma_\lambda$ .

#### АППРОКСИМАЦИЯ

В [1] предоставлены логи работы вычислительных систем. Будет использован лог UniLu-Gaia-2014-2.swf [12]. В табл. 1 представлена производительность методов аппроксимации. В сравнение с [5] мы несколько оптимизировали алгоритм аппроксимации, поэтому время аппроксимации сократилось.

Таблица 1

Скорости выполнения различных видов аппроксимации

$H_\mu$	Время выполнения				
	$H(2)$	$H(3)$	$H\Gamma_\mu$	$H\Gamma_\lambda$	$H\Gamma(2)$
16 сек.	1 мин. 44 сек	6 мин. 53 сек	18 сек.	2 мин. 22 сек.	4 мин. 58 сек.

#### КОНТРОЛЬНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ

Для оценки качества аппроксимации было проведено стохастическое имитационное моделирование предложенных моделей. С этой целью было усовершенствовано средство, описанное в [2-3]. Модели нагрузки рассматриваются в наших публикациях [4-5]. В качестве эталонного результата моделирования возьмем результат детерминированного моделирования исходной нагрузки, а отклонением измерим

$$Dev = \sqrt{\frac{1}{M} \sum_{i=1}^M \left( \frac{\overline{P_i} - P_i}{P_i} \right)^2}, \quad (6)$$

где  $M$  - число параметров,  $P_i$  - эталонное значение параметра,  $\overline{P_i}$  - значение, полученное по стохастической модели.

Результаты моделей представлены в табл. 2-3.  $H\Gamma_\lambda$  и  $H\Gamma(2)$  можно считать эквивалентными, но с учетом скорости более удачной является  $H\Gamma_\lambda$ .  $H\Gamma_\mu$  оказалась не только значительно лучше  $H_\mu$  при практически одинаковой скорости аппроксимации, но и сопоставима по качеству с  $H(2)$  и  $H(3)$ , время работы которых значительно больше.

Таблица 2

Результаты проверки моделей (1-я часть)

	~&HГλ/ \$HГλ	~&HГ(2)/ HГ(2)^	~&H(3)/ H(3)^	эталон
Среднее время выполнения, сек	14299	14200	14191	14329
Среднее число выполняемых заданий	96,707	95,97	95,475	93,067
Среднее число занятых каналов	939,86	910,88	955,45	872,26
Среднее время ожидания, сек	76,798	65,846	57,245	72,41
Среднее время ожидания <sup>2</sup> , сек	2272,6	2255,2	1808	2259,7
Доля попавших в очередь	0,02652	0,02591	0,02823	0,03204
Средняя длина очереди	0,52236	0,44629	0,38729	0,4703
Средняя ширина очереди	18,413	18,943	11,001	15,31
Среднее время пребывания в системе, сек	14376	14265	14248	14402
Средняя длина системы	97,229	96,416	95,862	93,537
Средняя ширина системы	958,27	929,82	966,45	887,57
Отклонение	0,09639	0,10001	0,1436	0

Таблица 3

Результаты проверки моделей (2-я часть)

	~&HГλ/ \$HГλ	~&HГ(2)/ HГ(2)^	~&H(3)/ H(3)^	эталон
Среднее время выполнения, сек	14332	14334	14198	14329
Среднее число выполняемых заданий	97,005	96,553	95,692	93,067
Среднее число занятых каналов	921,58	918,34	959,77	872,26
Среднее время ожидания, сек	81,735	90,422	39,225	72,41
Среднее время ожидания <sup>2</sup> , сек	1850,2	3013	1428,7	2259,7
Доля попавших в очередь	0,04196	0,02379	0,02415	0,03204
Средняя длина очереди	0,55681	0,6103	0,26619	0,4703
Средняя ширина очереди	20,381	18,714	11,499	15,31
Среднее время пребывания в системе, сек	14413	14425	14238	14402
Средняя длина системы	97,562	97,163	95,958	93,537
Средняя ширина системы	941,96	937,05	971,27	887,57
Отклонение	0,16498	0,18738	0,24807	0

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, были предложены два новых способа аппроксимации непрерывных величин :  $HГ_{\mu}$  и  $HГ_{\lambda}$ , которые дали довольно хорошие результаты при более низких временных затратах. Даже  $HГ_{\lambda}$  в сравнении с  $HГ(2)$  дала двукратный выигрыш во времени при том же качестве аппроксимации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Logs of Real Parallel Workloads from Production Systems [Электронный ресурс] // The Rachel and Selim Benin School of Computer Science and Engineering. – [2013]. – Режим доступа: <http://www.cs.huji.ac.il/labs/parallel/workload/logs.html>.
2. Гаевой, С.В. Детерминированная имитационная модель кластеров грид-системы, обслуживающих задания / Гаевой С.В., Аль-Хадша Ф.А.Х., Лукьянов В.С. // Вестник компьютерных и информационных технологий. - 2014. - № 6. - С. 39-43.
3. Детерминированная имитационная модель кластеров грид-системы для сравнения эффективности использования эвристик распределения заданий / Гаевой С.В., Аль-Хадша Ф.А.Х., Фоменков С.А., Лукьянов В.С. // Прикаспийский журнал: управление и высокие технологии. - 2014. - № 2. - С. 148-157.
4. Аппроксимация потока заданий на примере вычислительного кластера UniLu-Gaia / С.В. Гаевой, Веса М.А. Ахмед, Д.В. Быков, С.А. Фоменков // Известия ВолгГТУ. Сер. Актуальные проблемы управления, вычислительной техники и информатики в технических системах. - Волгоград, 2017. - № 8 (203). - С. 96-102.
5. Сокращение времени аппроксимации логов вычислительного кластера с использованием методов моментов на гиперэкспоненциальном распределении / Гаевой С.В., Ахмед В.М.А., Быков Д.В., Фоменков С.А. // Прикаспийский журнал: управление и высокие технологии. - 2017. - № 1. - С. 94-105.
6. Эвристики распределения задач для брокера ресурсов Grid [Электронный ресурс] / А.И. Аветисян [и др.] . – [2009]. – Режим доступа : <http://www.citforum.ru/nets/digest/grid/index.shtml>
7. The Feitelson 1996 Model [Электронный ресурс] // The Rachel and Selim Benin School of Computer Science and Engineering. – [2013]. – Режим доступа : [http://www.cs.huji.ac.il/labs/parallel/workload/m\\_feitelson96/](http://www.cs.huji.ac.il/labs/parallel/workload/m_feitelson96/)
8. The Jann et al 1997 Model [Электронный ресурс] // The Rachel and Selim Benin School of Computer Science and Engineering. – [2013]. – Режим доступа : [http://www.cs.huji.ac.il/labs/parallel/workload/m\\_jann97/](http://www.cs.huji.ac.il/labs/parallel/workload/m_jann97/)
9. Lublin, U. The Workload on Parallel Supercomputers: Modeling the Characteristics of Rigid Jobs [Электронный ресурс] / U. Lublin, D. G. Feitelson // The Rachel and Selim Benin School of Computer Science and Engineering. – [2013]. – Режим доступа : <http://www.cs.huji.ac.il/~feit/papers/Rigid01TR.pdf>
10. Гаевой, С.В. Аппроксимация времени выполнения заданий на примере вычислительного кластера LPC EGEE 2004 / Гаевой С.В., Аль-Хадша Ф.А.Х., Фоменков С.А. // Известия ВолгГТУ. Сер. Актуальные проблемы управления, вычислительной техники и информатики в технических системах. - Волгоград, 2014. - № 12 (139). - С. 135-141.
11. Гаевой, С.В. Моделирование работы вычислительного кластера на примере LANL CM5 [Электронный ресурс] / Гаевой С.В., Аль-Хадша Ф.А.Х. // SCI-ARTICLE.RU : электронный периодический научный журнал. - 2013. - № 3 (ноябрь). - С. 304-313. - Режим доступа: [http://sci-article.ru/stat.php?i=modelirovanie\\_raboty\\_vychislitel'nogo\\_klastera\\_na\\_primere\\_LANL\\_CM5](http://sci-article.ru/stat.php?i=modelirovanie_raboty_vychislitel'nogo_klastera_na_primere_LANL_CM5)
12. HPC @ Uni.lu [Электронный ресурс]. – [2017]. – Режим доступа : <https://hpc.uni.lu/systems/gaia/>



# Simplified Hypergamma Distribution for Reducing Approximation Time of Cluster Workload

Ahmed W.M.A., Gaevoy S.A.  
Volgograd state Technical University  
Volgograd, Russian Federation  
[wesamalsofi@gmail.com](mailto:wesamalsofi@gmail.com), [gaevserge@mail.ru](mailto:gaevserge@mail.ru)

*Abstract.* Computing clusters (CC) are one of the computing systems. They are used to execute incoming jobs. An important method to analyze parallel workloads is modeling execution of those systems by using parallel workload models (PWM). In this paper it is proposed to use point-wise methods to approximate stochastic in order to a PWM. This allows us to approximate an arbitrary distribution numerically. To validate the result quality we use the simulation of this approximation and compare the results with the original workload (from the log) in this paper. The results

of the formerly proposed PWMs are compared with the results from this paper.

*Keywords:* method of moments, maximum likelihood method, integral distribution function, workloads of computing systems, simulation, stochastic approximation, hyper-gamma distribution.

# Описание сложных систем с иерархической структурой матрично-предикатным способом

Поляков В.С., Поляков С.В.

Волгоградский государственный технический университет

Волгоград, Россия

[vladstrix@mail.ru](mailto:vladstrix@mail.ru)

**Аннотация.** В данной работе рассматривается возможность описания сложных систем с иерархической структурой матрично-предикатным способом, что позволит упростить взаимодействие элементов структуры между собой и избежать возможных явлений изоморфизма при проведении логических и теоретико-множественных операций над составляющими сложных систем. Предлагается объект, осуществляющий технологический процесс, представлять в виде конечного числа ( $r$ ) взаимодействующих компонентов  $K$ . Компоненты удобно задавать в матрично-предикатном виде, небольшими, хорошо обозримыми и легко корректируемыми объектами с помощью матриц. Взаимодействие компонентов определяется  $r$ -арным отношением, которое задаётся в виде таблиц совместимости.

В работе рассмотрена возможность представления описания сложной иерархической производственной системы матрицей, элементы которой представляют истинные значения пятиместного предиката. На примере двухуровневой иерархической структуры показана возможность представления её квадратной матрицей, заданной в матрично-предикатном виде.

**Ключевые слова:** граф, инцидентор, матрица, предикат, компонент, матрично-предикатный вид, структура, иерархия.

## ВВЕДЕНИЕ

Системный анализ современных сложных систем (СС), представляющих собой многомерные, многоуровневые, многокритериальные системы, разделяет их на четыре класса сложных технических систем [1÷5].

1. Многообъектные многокритериальные системы
2. Иерархические системы
3. Полииерархические системы с ромбовидной структурой
4. Полииерархические СС с концептуальной иерархической многоагентной структурой

Иерархические структуры могут быть классифицированы по сложности:

- иерархия операционной сложности (по слоям),
- иерархия по математическим моделям (по стратам),
- организационная иерархия (по эшелонам).

При рассмотрении СС с иерархической структурой возможны различная степень пересечения или совпадения рассматриваемых иерархий [6 ÷ 9]. Для СС с иерархической структурой характерны решение многоуровневых задач проектирования и задание эффективного функционирования.

В данной работе рассматривается возможность описания СС с иерархической структурой матрично-предикатным способом, что позволит упростить взаимо-

действие элементов структуры между собой и избежать возможных явлений изоморфизма при проведении логических и теоретико-множественных операций над составляющими СС.

Для этой цели предлагается использовать разработанный авторами [10÷14] математический аппарат представления технологического процесса (ТП) в матрично-предикатном виде.

СС, осуществляющую ТП, представляют в виде конечного числа ( $r$ ) взаимодействующих компонентов  $K^p$ . Компоненты удобно задавать в матрично-предикатном виде, небольшими, хорошо обозримыми и легко корректируемыми объектами с помощью матриц [16÷20]. Взаимодействие компонентов определяется  $r$ -арным отношением, которое удобнее всего задавать в виде таблиц совместимости [14].

## СЛОЖНЫЕ ИЕРАРХИЧЕСКИЕ ПРОИЗВОДСТВЕННЫЕ СИСТЕМЫ

Рассмотрим сложную иерархическую производственную систему (СИПС). При анализе такой системы на каждом уровне иерархии легко выделяются взаимодействующие между собой модули: блоки, агрегаты, компоненты и т. п., каждый из которых описывается соответствующим графом  $G^p(Y; X; H)$ , которые образуют множество

$$G = \{G^p\}, \quad (1)$$

где  $p = 1, 2, \dots, r$ .

Сделаем допущение: работа компонентов нижнего уровня происходит только в определённых состояниях компонента верхнего уровня. Рассмотрим простейшую двухуровневую СИПС, для описания которой заданы:

– граф верхнего яруса  $G(Y; X; P)$ , представленный на рисунке (рис. 1)

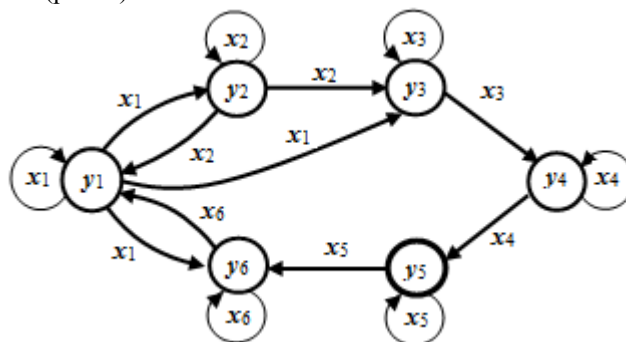


Рис. 1 Граф структуры компонента верхнего яруса  $G(Y; X; P)$

– множество графов  $K = \{A, B, C, D\}$  нижнего яруса, представленных на рисунках (рис. 2÷5).

Для описания компонента верхнего яруса  $G$  используется не трёхместный  $G(Y; X; P_B)$  предикат, а четырёхместный  $G(Y; X; P_B t_i)$ .

Матрично-предикатное представление компонента верхнего яруса приведено на рисунке (рис.2)

$$P = \begin{pmatrix} y_1 x_1 y_1 t_1 & y_1 x_{12} y_2 - y_1 x_{13} y_3 - & 0 & 0 & y_1 x_{16} y_6 - \\ y_2 x_{21} y_1 - y_2 x_{22} y_2 t_2 & y_2 x_{23} y_3 - & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & y_3 x_3 y_3 t_3 & y_3 x_{34} y_4 - & 0 \\ 0 & 0 & 0 & y_4 x_4 y_4 t_4 & y_4 x_{45} y_5 - & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & y_5 x_5 y_5 t_5 & y_5 x_{56} y_6 - \\ y_6 x_{61} y_1 - & 0 & 0 & 0 & 0 & y_6 x_6 y_6 t_6 \end{pmatrix} \quad (2)$$

Рис. 2. Матрично-предикатное представление компонента верхнего яруса

Нижний ярус задан множеством однокомпонентных структур, состоящим из четырёх компонент  $K = \{A, B, C, D\}$ , структура которых описывается графами на рисунках (рис. 3 – 6), а их матрично-предикатное представление приведено на рисунках (рис. 7 – 10).

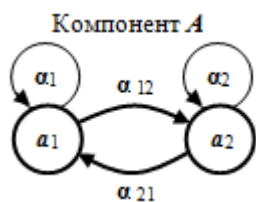


Рис. 3. Граф структуры компонента A нижнего яруса  $G_A(A; \alpha; P_A)$

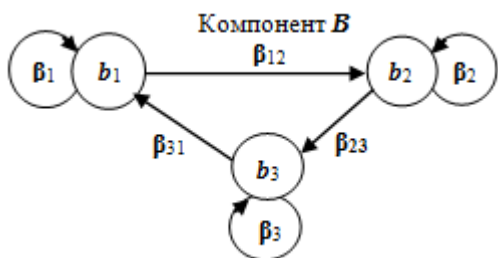


Рис. 4 Граф структуры компонента B нижнего яруса  $G_B(B; \beta; P_B)$

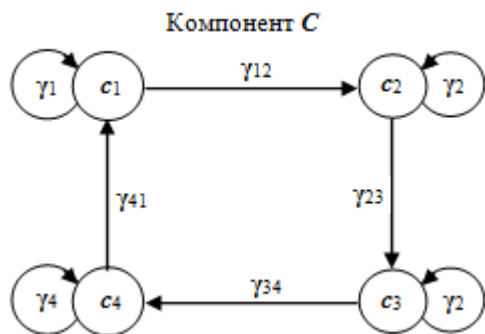


Рис. 5 Граф структуры компонента C нижнего яруса  $G_C(C; \gamma; P_C)$

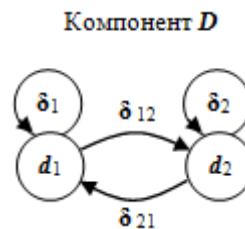


Рис. 6 Граф структуры компонента D нижнего яруса  $G_D(D; \delta; P_D)$

МАТРИЧНО-ПРЕДИКАТНОЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЕ КОМПОНЕНТОВ  
Матрично-предикатное представление компонентов представлено ниже на рисунках (рис. 7÷10).

$$P_A = \begin{pmatrix} a_1 \alpha_{11} a_1 t_1^A & a_1 \alpha_{12} a_2 - \\ a_2 \alpha_{21} a_1 - & a_2 \alpha_{22} a_2 t_2^A \end{pmatrix} \quad (3)$$

Рис. 7. Матрично-предикатное представление компонента A нижнего яруса

$$P_B = \begin{pmatrix} b_1 \beta_{11} b_1 t_1^B & b_1 \beta_{12} b_2 - & 0 \\ 0 & b_2 \beta_{22} b_2 t_2^B & b_2 \beta_{23} b_3 - \\ b_3 \beta_{31} b_1 - & 0 & b_3 \beta_{33} b_3 t_3^B \end{pmatrix} \quad (4)$$

Рис. 8. Матрично-предикатное представление компонента B нижнего яруса

$$P_C = \begin{pmatrix} c_1 \gamma_{11} c_1 t_1^C & c_1 \gamma_{12} c_2 - & c_1 \gamma_{13} c_3 - & 0 \\ 0 & c_2 \gamma_{22} c_2 t_2^C & c_2 \gamma_{23} c_3 - & 0 \\ 0 & 0 & c_3 \gamma_{33} c_3 t_3^C & c_3 \gamma_{34} c_4 - \\ c_4 \gamma_{41} c_1 - & 0 & 0 & c_4 \gamma_{44} c_4 t_4^C \end{pmatrix} \quad (5)$$

Рис. 9. Матрично-предикатное представление компонента C нижнего яруса

$$D = \begin{pmatrix} d_1 \delta_{11} d_1 t_1^D & d_1 \delta_{12} d_2 - \\ d_2 \delta_{21} d_1 - & d_2 \delta_{22} d_2 t_2^D \end{pmatrix} \quad (6)$$

Рис. 10. Матрично-предикатное представление компонента D нижнего яруса

#### СТРУКТУРА ДВУХУРОВНЕВОЙ СИПС

Функционирование СИПС заключается в следующем. Некоторые операторы действия верхнего яруса вызывают функционирование компонентов нижнего яруса. Структура двухуровневой СИПС, представленная на рисунке (рис. 11), и описание её в матрично-предикатном виде (3) характеризует функционирование ТП.

Структура ненулевого элемента матрицы любого компонента является истинным значением четырёхместного предиката  $P$  и имеет вид

$$y_i x_{ij} y_j t_i$$

где  $y_i; y_j \in Y$  - множество вершин графа компонента;

$x_{ij} \in X$  - множество рёбер графа компонента;

$t_i$  - время функционирования текущего оператора действия компонента.

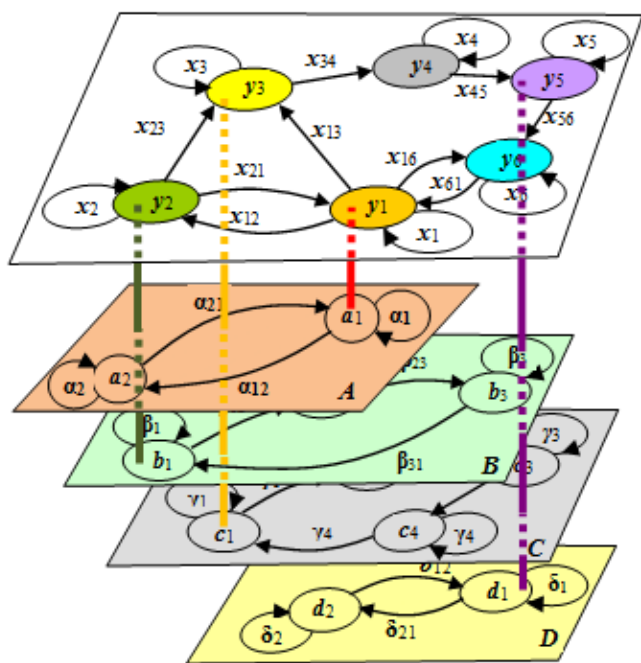


Рис. 11. Структура двухуровневой СИПС

МАТРИЧНО-ПРЕДИКАТНОЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЕ ДВУХУРОВНЕВОЙ СИПС

Матрично-предикатное представление двухуровневой СИПС приведено на рисунке (рис. 12). Пунктиром выделены все шесть операторов действия компонента верхнего яруса, четыре из которых взаимодействуют с четырьмя компонентами нижнего яруса

$$M^{S_{1-4}} = \begin{pmatrix} y_1x_1y_1t_1^A & y_1x_1y_2t_2 & 0 & 0 & 0 & y_1x_1y_6t_6 \\ y_2x_1y_1t_1 & y_2x_2y_2t_2 & y_2x_2y_3t_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & y_3x_3y_3t_3 & y_3x_3y_4t_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & y_4x_4y_4t_4 & y_4x_4y_5t_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & y_5x_5y_5t_5 & y_5x_5y_6t_6 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_6x_6y_6t_6 \end{pmatrix}$$

Рис. 12. Матрично-предикатное представление структуры двухуровневой СИПС

Описание структуры двухуровневой СИПС ( $S_{1-4}$ ), представляющей собой матрицу (рис.12), элементы которой определяются пятиместным предикатом

$$y_i x_j y_i t_i A,$$

где  $y_i x_j y_i$  – истинное значение трёхместного предиката, определяющего  $i$ - тое состояние верхнего яруса СС,  $t_i$  – время функционирования  $i$ - того состояния верхнего яруса СС,

$A$  – пятое место предиката, определяющее функционирование компонента нижнего яруса СС.

Матрица структуры  $S_{1-4}$  (рис. 11) будет выглядеть следующим образом:

Матрично-предикатное представление двухуровневой СИПС приведено на рисунке (рис. 12). Пунктиром выделены все шесть операторов действия компонента верхнего яруса, четыре из которых взаимодействуют с четырьмя компонентами нижнего яруса.

Описание структуры двухуровневой СИПС ( $S_{1-4}$ ), представляющей собой матрицу (1), элементы которой определяются пятиместным предикатом

$$y_i x_j y_i t_i A,$$

где  $y_i x_j y_i$  – истинное значение трёхместного предиката, определяющего  $i$ - тое состояние верхнего яруса СС,  $t_i$  – время функционирования  $i$ - того состояния верхнего яруса СС,

$A$  – пятое место предиката, определяющее функционирование компонента нижнего яруса СС.

Оператор действия компонента верхнего яруса –  $y_1 x_1 y_1 t_1$ , действующий в течение времени  $t_1$ , инициирует функционирование компонента  $A$ , описываемого матрично-предикатным образом формулой (3), их взаимодействие приводит к появлению первого блока результирующей матрицы. (рис. 13)

$$\begin{pmatrix} y_1x_1y_1t_1^A & y_1x_1y_1t_1^A \\ a_1a_{11}a_{11}t_1^A & a_1a_{12}a_{21} \\ y_1x_1y_1t_1^A & y_1x_1y_1t_1^A \\ a_2a_{21}a_{11} & a_2a_{22}a_{21}^A \end{pmatrix}$$

Рис. 13. Первый блок результирующей матрицы

Оператор действия компонента верхнего яруса –  $y_2 x_2 y_2 t_2$ , действующий в течение времени  $t_2$ , инициирует функционирование компонента  $B$ , описываемого матрично-предикатным образом формулой (4), их взаимодействие приводит к появлению второго блока результирующей матрицы. (рис. 14)

$$\begin{pmatrix} y_2x_2y_2t_2^B & y_2x_2y_2t_2^B & 0 \\ b_1\beta_{11}b_{11}t_2^B & b_3\beta_{31}b_{11} & 0 \\ 0 & y_2x_2y_2t_2^B & y_2x_2y_2t_2^B \\ 0 & b_2\beta_{22}b_{22}t_2^B & b_3\beta_{31}b_{11} \\ y_2x_2y_2t_2^B & 0 & y_2x_2y_2t_2^B \\ b_3\beta_{31}b_{11} & 0 & b_3\beta_{31}b_{33}t_2^B \end{pmatrix}$$

Рис. 14. Второй блок результирующей матрицы

Оператор действия компонента верхнего яруса –  $y_3 x_3 y_3 t_3$ , действующий в течение времени  $t_3$ , инициирует функционирование компонента  $C$ , описываемого матрично-предикатным образом формулой (5), их взаимодействие приводит к появлению третьего блока результирующей матрицы. (рис. 15)

$$\begin{pmatrix} y_3x_3y_3t_3^C & y_3x_3y_3t_3^C & y_3x_3y_3t_3^C & 0 \\ c_1\gamma_{11}c_{11}t_3^C & c_1\gamma_{12}c_{21} & c_1\gamma_{13}c_{31} & 0 \\ 0 & y_2x_2y_2t_2^B & y_3x_3y_3t_3^C & 0 \\ 0 & c_2\gamma_{22}c_{22}t_3^C & c_2\gamma_{23}c_{31} & 0 \\ 0 & 0 & y_2x_2y_2t_2^B & y_3x_3y_3t_3^C \\ 0 & 0 & c_3\gamma_{33}c_{33}t_3^C & c_3\gamma_{34}c_{41} \\ y_3x_3y_3t_3^C & 0 & 0 & y_3x_3y_3t_3^C \\ c_4\gamma_{41}c_{11} & 0 & 0 & c_4\gamma_{44}c_{44}t_3^C \end{pmatrix}$$

Рис. 15. Третий блок результирующей матрицы

Оператор действия компонента верхнего яруса –  $y_5 x_5 y_5 t_5$ , действующий в течение времени  $t_5$ , инициирует функционирование компонента  $D$ , описываемого матрично-предикатным образом формулой (6), их взаимодействие приводит к появлению пятого блока результирующей матрицы. (рис. 16)

$y_5 x_5 y_5 t_5$	$y_5 x_5 y_5 t_5$
$d_1 \delta_{11} d_1 t_1^D$	$d_1 \delta_{12} d_2$
$y_5 x_5 y_5 t_5$	$y_5 x_5 y_5 t_5$
$d_2 \delta_{21} d_1$	$d_2 \delta_{22} d_2 t_2^A$

Рис. 16. Пятый блок результирующей матрицы

Операторы действия компонента верхнего яруса –  $y_4 x_4 y_4 t_4$  и  $y_6 x_6 y_6 t_6$ , действующие в течение времени  $t_5$  и  $t_6$  соответственно, не инициирует функционирование компонентов нижнего яруса и в результирующей матрице будут представлены только операторами компонента верхнего яруса.

Полное матрично-предикатное представление двухуровневой СИПС проводится в два этапа. На первом этапе из полученных блоков (рис. 13÷16) и двух компонентов компонента верхнего яруса –  $y_4 x_4 y_4 t_4$  и  $y_6 x_6 y_6 t_6$  строим «диагональную» матрицу (Рис.17).

$$M^A = \begin{pmatrix} y_1 x_1 y_1 t_1 & y_1 x_1 y_1 t_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ a_1 \alpha_{11} a_1 t_1^A & a_1 \alpha_{12} a_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ y_1 x_1 y_1 t_1 & y_1 x_1 y_1 t_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ a_2 \alpha_{21} a_1 & a_2 \alpha_{22} a_2 t_2^A & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & y_2 x_2 y_2 t_2 & y_2 x_2 y_2 t_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ b_1 \beta_{11} b_1 t_1^B & b_3 \beta_{31} b_1 & b_2 \beta_{22} b_2 t_2 & b_3 \beta_{31} b_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & y_2 x_2 y_2 t_2 & y_2 x_2 y_2 t_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ b_2 \beta_{22} b_2 t_2 & b_3 \beta_{31} b_1 & b_3 \beta_{33} b_3 t_3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_3 x_3 y_3 t_3 & y_3 x_3 y_3 t_3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ c_1 \gamma_{11} c_1 t_1^C & c_1 \gamma_{12} c_2 & c_2 \gamma_{22} c_2 t_2 & c_2 \gamma_{23} c_3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_3 x_3 y_3 t_3 & y_3 x_3 y_3 t_3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ c_2 \gamma_{22} c_2 t_2 & c_2 \gamma_{23} c_3 & c_3 \gamma_{33} c_3 t_3 & c_3 \gamma_{34} c_4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_3 x_3 y_3 t_3 & y_3 x_3 y_3 t_3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ c_3 \gamma_{33} c_3 t_3 & c_3 \gamma_{34} c_4 & c_4 \gamma_{44} c_4 t_4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_4 x_4 y_4 t_4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_5 x_5 y_5 t_5 & y_5 x_5 y_5 t_5 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & d_1 \delta_{11} d_1 t_1^D & d_1 \delta_{12} d_2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_5 x_5 y_5 t_5 & y_5 x_5 y_5 t_5 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & d_2 \delta_{21} d_1 & d_2 \delta_{22} d_2 t_2^A & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_6 x_6 y_6 t_6 & 0 \end{pmatrix}$$

Рис. 17. «Диагональная матрица» двухуровневой СИПС

Каждый обобщённый оператор действия блока матрицы элемент (рис. 17) состоит из истинных значений двух четырёхместных предикатов и означает следующее:

$$\begin{matrix} y_2 x_2 y_2 t_2 \\ b_1 \beta_{11} b_1 t_1^B \end{matrix}$$

рицы элемент (рис. 17) состоит из истинных значений двух четырёхместных предикатов и означает следующее:

Переход от одного блока матрицы (рис. 17) к другому заключается в следующем (рассмотрим на примере перехода между блоками два и три).

Окончание работы блока 2 характеризуется элементом

$$\begin{matrix} y_2 x_2 y_2 t_2 \\ b_3 \beta_{31} b_1 \end{matrix} \quad (\text{рис. 18}).$$

Второй блок				
0	$y_2 x_2 y_2 t_2$	$y_2 x_2 y_2 t_2$	0	0
	$b_2 \beta_{22} b_2 t_2$	$b_3 \beta_{31} b_1$		
$y_2 x_2 y_2 t_2$	0	$y_2 x_2 y_2 t_2$	0	0
$b_3 \beta_{31} b_1$		$b_3 \beta_{33} b_3 t_3$		
0	0	0	$y_3 x_3 y_3 t_3$	$y_3 x_3 y_3 t_3$
			$c_1 \gamma_{11} c_1 t_1^C$	$c_1 \gamma_{12} c_2$
			Третий блок	

Рис. 18. Фрагмент второго и третьего блоков «диагональной матрицы» двухуровневой СИПС

- первый характеризует оператор действия компонента верхнего яруса, в данном случае –  $y_2 x_2 y_2 t_2$ ;
- второй характеризует оператор действия компонента нижнего яруса, в данном случае компонента  $B$  –  $b_1 \beta_{11} b_1 t_1^B$ ;
- характеризует совместную работу компонентов.

Заменив этот элемент на «0», а сам элемент перенесём на пересечение блоков два и три, и заменим в нём составляющую  $y_2 x_2 y_2 t_2$  на условие перехода между операторами действия  $y_2 x_2 y_2 t_2 B$  и  $y_3 x_3 y_3 t_3 C$  структуры двухуровневой СИПС (рис. 12) –  $y_2 x_2 y_3 t_3$ . В итоге получим

Второй блок				
0	$y_2 x_2 y_2 t_2$	$y_2 x_2 y_2 t_2$	0	0
	$b_2 \beta_{22} b_2 t_2$	$b_3 \beta_{31} b_1$		
0	0	$y_2 x_2 y_2 t_2$	$y_2 x_2 y_3 t_3$	0
		$b_3 \beta_{33} b_3 t_3$	$b_3 \beta_{31} b_1$	
0	0	0	$y_3 x_3 y_3 t_3$	$y_3 x_3 y_3 t_3$
			$c_1 \gamma_{11} c_1 t_1^C$	$c_1 \gamma_{12} c_2$
			Третий блок	

Рис. 19 Переход между вторым и третьим блоками двухуровневой СИПС (фрагмент)

Проведя эту операцию со всеми блоками получим описание функционирования рассматриваемой СИПС, представленное на рисунке (рис.20).

$$M = \begin{pmatrix} y_1x_1y_1t_1^A & y_1x_1y_1\_- & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ a_1a_{11}a_{1t_1}^A & a_{1a_{12}}a_{2\_-} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & y_1x_1y_1t_1^A & y_1x_{12}y_{2\_-} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_1x_{16}y_{6\_-} \\ a_{20}a_{22}a_{2t_2}^A & a_{20}a_{21}a_{1\_-} & a_{20}a_{21}a_{1\_-} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{20}a_{21}a_{1\_-} \\ 0 & 0 & y_2x_2y_2t_2^B & y_2x_2y_2\_- & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ b_1\beta_{11}b_{1t_1}^B & b_3\beta_{31}b_{1\_-} & b_3\beta_{31}b_{1\_-} & b_3\beta_{31}b_{1\_-} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & y_2x_2y_2t_2^B & y_2x_2y_2\_- & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ b_2\beta_{22}b_{2t_2}^B & b_3\beta_{31}b_{1\_-} & b_3\beta_{31}b_{1\_-} & b_3\beta_{31}b_{1\_-} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ y_2x_1y_1\_- & 0 & 0 & 0 & y_2x_2y_2t_2^B & y_2x_{23}y_{3\_-} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ b_3\beta_{31}b_{1\_-} & 0 & 0 & 0 & b_3\beta_{33}b_{3t_3}^B & b_3\beta_{31}b_{1\_-} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_3x_3y_3\_- & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ c_1\gamma_{11}c_{1t_1}^C & c_1\gamma_{12}c_{2\_-} & c_1\gamma_{12}c_{2\_-} & c_1\gamma_{12}c_{2\_-} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & y_3x_3y_3\_- & y_3x_3y_3\_- & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ c_2\gamma_{22}c_{2t_2}^C & c_2\gamma_{23}c_{3\_-} & c_2\gamma_{23}c_{3\_-} & c_2\gamma_{23}c_{3\_-} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ c_3\gamma_{33}c_{3t_3}^C & c_3\gamma_{34}c_{4\_-} & c_3\gamma_{34}c_{4\_-} & c_3\gamma_{34}c_{4\_-} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ c_4\gamma_{44}c_{4t_4}^C & c_4\gamma_{41}c_{1\_-} & c_4\gamma_{41}c_{1\_-} & c_4\gamma_{41}c_{1\_-} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ y_4x_4y_4t_4^D & y_4x_4y_4t_4^D & y_4x_4y_4t_4^D & y_4x_4y_4t_4^D & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ d_1\delta_{11}d_{1t_1}^D & d_1\delta_{12}d_{2\_-} & d_1\delta_{12}d_{2\_-} & d_1\delta_{12}d_{2\_-} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ d_2\delta_{22}d_{2t_2}^A & d_2\delta_{21}d_{1\_-} & d_2\delta_{21}d_{1\_-} & d_2\delta_{21}d_{1\_-} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ y_6x_6y_6t_6^E & y_6x_6y_6t_6^E & y_6x_6y_6t_6^E & y_6x_6y_6t_6^E & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

Рис. 20. Задание функционирования двухуровневой СИПС в матрично-предикатном виде

**ЗАКЛЮЧЕНИЕ**

Разработанные матрично-предикатные методы обработки информации дают возможность представлять описание СИПС матрицей, элементы которой представляют истинное значение пятиместного предиката. Это позволяет любые многоярусные иерархические системы описывать матрицами, проводить логические и теоретико-множественные операции и облегчать работу с ними на ЭВМ.

**ЛИТЕРАТУРА**

1. Сумин В.И., Смоленцева Т.Е., Васильченко Д.А., Ярошенко М.В. Метод разбиения сложной системы на иерархические структуры. Современные проблемы науки и образования, №1. – М: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2015, 291 с.
2. Волкова В.Н., Денисов А.А. Теория систем и системный анализ. – М.: Изд. Юрайт, 2010. – 680 с.
3. Дубов В.М., Капустянская Т.И. и др. Проблематика сложных систем (концептуальные основы модельных представлений). – СПб.: Элмор, 2006. – 184 с.
4. Крон Г. Исследование сложных систем по частям – диакоптика. – М.: Наука, 1972. – 544 с.
5. Крон Г. Тензорный анализ сетей. /Под ред. Л.Т.Кузина, П.Г.Кузнецова. – М.: Сов. Радио, 1978. –720с
6. Сухов Я.И., Данилов А.М. Разработка иерархических структур сложных систем. Новый университет. Серия: Технические науки, №2. 2014. С. 46-48.
7. Ванин А. В., Воронов Е. М., Карпунин А. А. Оптимизация управления в двухуровневой иерархической системе стабилизации-наведения летательного аппарата // Вестник МГТУ им. Н. Э. Баумана. Сер. Естественные науки. — 2012. — № 11. — С. 19–42.
8. Воронов Е.М. Методы оптимизации управления многообъектными многокритериальными системами на основе стабильно-эффективных игровых решений / Под

ред. К.А. Пупкова, Н.Д. Егупова. — М.: Изд-во МГТУ, 2001.

9. Петров Ю.К. Иерархическая асинхронная модель представления графов в параллельных и распределённых системах. /Молодёжный научно-технический вестник. М: Изд-во МГТУ им Н.Э.Баумана, 2014. С. 30 – 35.

10. Поляков С. В. Представление описания объекта, осуществляющего технологический процесс графом Бержа. / Сб. Вопросы механизации и технологии строительного производства. Волгоград, 1978.

11. Поляков С.В. Методика формального описания функционирования судоходного шлюза. Труды Ленинградского института водного транспорта «Организация и управление транспортным процессом на водном транспорте». Л. 1975г.

12. Поляков С.В. О формализации процесса судопропуска. Труды Горьковского института инженеров водного транспорта. Выпуск 201. Горький 1984г.

13. Поляков С. В., Сластинин С. Б., Поляков В.С. Исключение изоморфизма при операциях над графами, описывающими технологический процесс. // Контроль. Диагностика – 2006. - № 1

14. Поляков С.В., Поляков В.С. Моделирование параллельно протекающих процессов блоками взаимодействующих компонентов. // Контроль. Диагностика – 2008. - № 8. – С. 70-72.

15. Малинин Л.И., Малинина Н.Л. Изоморфизм графов в теоремах и алгоритмах. М:ЛИБЕРКОМ, 2009. – 256 с.

16. Berge C. The theory of graphs and its applications, N.Y./John Wiley, 1962; London Mtthuen, 1962.

17. Мелихов. А.Н. Ориентированные графы и конечные автоматы. – М.: Наука, 1971, 416с.

18. Naray F., Graf Thjry. Rtading, MA:Addison-Wesley, p.43,1994

19. Зыков А.А. Теория конечных графов. Новосибирск, Наука, 1968.

20. Карелин В.П. Модели и методы теории графов в системах поддержки принятия решений // Вестник Таган-

рогского института управления и экономики. - 2014.- № 2(20). - С. 69-73.

21. Гапанюк Ю.Е., Ревунков Г.И., Федоренко Ю.С.  
Предикатное описание метографовой модели данных.

Информационно-измерительные и управляющие системы. 2016. Т. 14. № 12. С. 122-131.

# Description of Complex Systems with a Hierarchical Structure in a Matrix-Predicate Way

Polyakov V.S., Polyakov S.V.  
Volgograd State Technical University  
Volgograd, Russia  
[vladstrix@mail.ru](mailto:vladstrix@mail.ru)

*Abstract.* In this paper, we consider the possibility of describing complex systems with a hierarchical structure in a matrix-predicate way, which will simplify the interaction of structural elements among themselves and avoid possible isomorphism phenomena when carrying out logical and set-theoretic operations on components of complex systems. The object implementing the technological process is proposed to be represented as a finite number ( $r$ ) of interacting components of  $K$ . Components can be conveniently set in a matrix-predicate form, small, easily observable and easily correctable objects using matrices. The interaction of components is determined by the  $r$ -ary relation, which is specified in the form of compatibility tables.

The paper considers the possibility of representing a description of a complex hierarchical production system by a matrix whose elements represent the true meaning of a five-place predicate. Using the example of a two-level hierarchical structure, it is shown that it can be represented by a square matrix given in a matrix-predicate form.

*Keywords:* graph, incidence, matrix, predicate, component, matrix-predicate form, structure, hierarchy.

# Имитационное моделирование алгоритмов коррекции первичных отклонений 5 координатного станка с ЧПУ

Серков Н. А.

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН  
Москва, Россия  
[nserkov01@gmail.com](mailto:nserkov01@gmail.com)

Никуличев И. В., Шлесберг И. С.

Национальный институт авиационных технологий  
Москва, Россия  
[martin.ig@bk.ru](mailto:martin.ig@bk.ru)

**Аннотация.** Точность операций, выполняемых на многокоординатных станках с ЧПУ, во многом определяется точностью воспроизведения пространственной траектории (объёмной точностью станка). В докладе представлены результаты исследования методом имитационного моделирования возможностей повышения точности воспроизведения пространственной траектории коррекцией первичных отклонений многокоординатных станков с ЧПУ. Ядром имитационной модели в среде Matlab является математическая модель образования интегрального отклонения взаимного положения исполнительных органов многокоординатного станка с ЧПУ. Для проведения имитационного моделирования были использованы экспериментальные данные о первичных отклонениях движения подвижных узлов 5 координатного станка с ЧПУ мод. MC 300 (ОАО НИАТ), полученные в ходе испытаний на геометрическую точность на холостом ходу. Машинные эксперименты проводились с использованием процедуры назначения параметров первичных отклонений по методу “Монте Карло”.

**Ключевые слова:** Многокоординатный станок с ЧПУ, объёмная точность, имитационное моделирование, цифровая коррекция, воспроизведение траектории, калибровка станка.

## ВВЕДЕНИЕ

Машиностроение играет ведущую роль в обновлении парка машин современного производства. В свою очередь, само машиностроение остро нуждается в обновлении технологического оборудования. Среди приоритетных направлений развития машиностроения, обеспечивающих резкое увеличение производительности при повышении качества продукции, почетное место занимают новые инновационные технологии формообразования, основанные на реализации сложных траекторий движения исполнительных органов машины в пространстве. В настоящее время ставится задача для серийно выпускаемых многоцелевых станков с ЧПУ обеспечить точность позиционирования по отдельной линейной координате на уровне 0,1 мкм [1].

Точность движения по траектории при 5 координатной обработке существенно отличается от точности позиционирования по одной координате. Фирма DIXI гарантирует точность позиционирования по одной координате для 4-х и 5-ти координатных станков мод. DHP 50 и мод. DHP 80 в пределах 0,99 мкм, а по данным [1] точность в объёме (3D) для 4-х координатного станка той же фирмы DIXI составляет уже 15 мкм, а для 5-ти координатных станков 25-35 мкм (рис. 1). У других изготовителей аналогичных

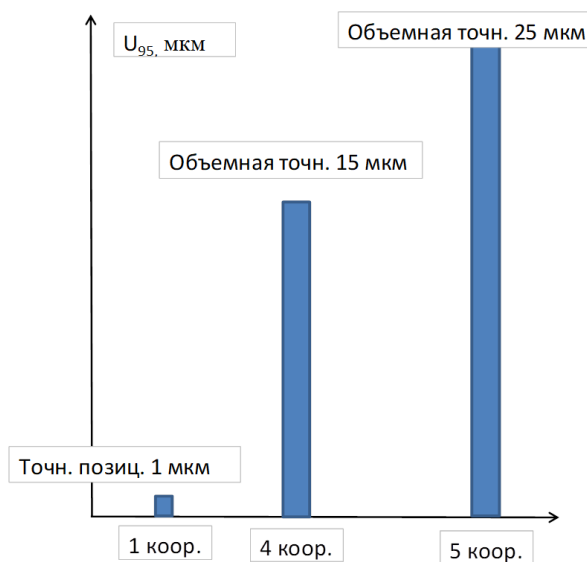


Рис. 1. Проблема точности многокоординатных машин с ЧПУ

станков данный показатель точности может превышать 100 мкм.

Таким образом, возникает вопрос: можно ли при сохранении допусков на первичные отклонения движущихся узлов станка (точность позиционирования по одной координате) существенно увеличить объёмную точность многокоординатного станка с ЧПУ? Это задача анализа и синтеза точности многокоординатного станка с ЧПУ [2].

Для решения указанной задачи наиболее подходящим является метод имитационного моделирования в среде Matlab. При этом используется математическая модель образования интегрального отклонения взаимного положения рабочих органов станка с ЧПУ при движении по заданной траектории [2].

## СПОСОБЫ ЦИФРОВОЙ КОРРЕКЦИИ ОТКЛОНЕНИЙ ВЗАИМНОГО ПОЛОЖЕНИЯ ИСПОЛНИТЕЛЬНЫХ ОРГАНОВ МАШИНЫ С ЧПУ

С точки зрения точности машины, совершенствование ее конструкции и технологии изготовления [3] направлено на уменьшение случайной составляющей и/или перевод ее в систематическую (функциональную) форму. В свою очередь, применение программной (цифровой) коррекции для компенсации систематической (функциональной) составляющей является естественным и эффективным дополнением для повышения геометрической точности многокоординатной машины.



Коррекция первичных и интегральных отклонений взаимного положения исполнительных органов многокоординатной машины может осуществляться четырьмя способами [2].

Способ № 1. Полная коррекция всех первичных отклонений с вычислением и обработкой приводами корректирующих линейных  $\Delta x$ ,  $\Delta y$ ,  $\Delta z$  и угловых  $\Delta A$ ,  $\Delta B$ ,  $\Delta C$  поправок.

Способ № 2. Коррекция части первичных отклонений механизмов. Способ реализован в современных системах ЧПУ, например, Sinumerik 840 D [4, 5].

Способ № 3. Коррекция по результатам измерения интегральных отклонений взаимного положения рабочих органов многокоординатной машины с ЧПУ (3 линейных и 3 угловых) в контрольных точках рабочего пространства, запоминании и отработки при воспроизведении траектории движения. Этот способ требует для каждой новой конструкции машины создавать свой постпроцессор и связан с получением, обработкой и хранением большого объема информации. Способ применяется в КИМ.

Способ № 4. Внесение коррекции через изменение параметров кинематической модели  $L_n = (P_n W_n)$ , положенной в основу управления машиной ( $L_n$  – вектор обобщенных координат многокоординатной машины,  $P_n$  – вектор

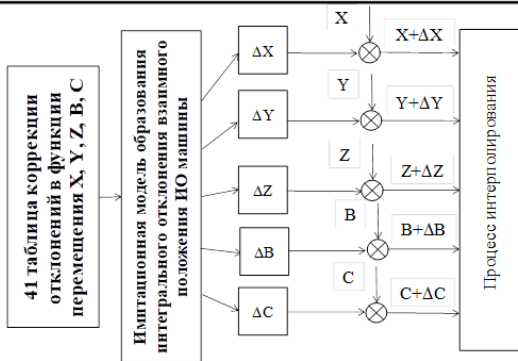
параметров,  $W_n$  – вектор номинальных декартовых координат выходного звена,  $n$  – номер итерации). Способ применяется в многокоординатных машинах с ЧПУ со сложной структурой с различными кинематическими парами, включая сферические. Этот способ применяется для многокоординатных машин сложных параллельно-последовательных структур, чаще всего, промышленных роботов.

Полная компенсация отклонений (способ № 1) исполнительных органов машины, рассчитываемых в соответствии с имитационной моделью [2], может быть реализована только на 5 (и более) координатных машинах (станках) с вычислительными средствами, позволяющими «просчитывать» имитационную модель в цикле интерполирования  $< 2$  мс [6].

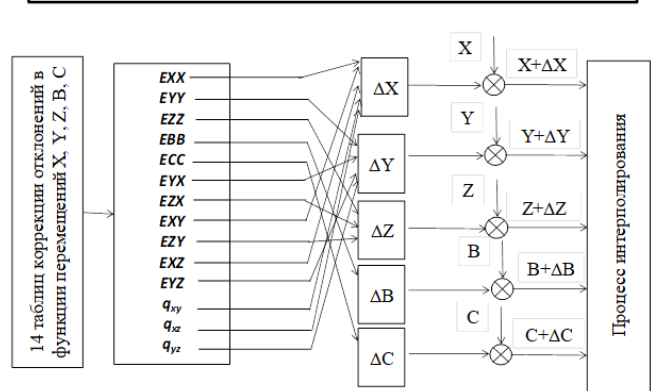
В современных системах управления станками реализуется способ № 2. Коррекция части первичных отклонений (16 из 41 первичного отклонения для 5 координатного станка с последовательной структурой) не требует сложных вычислений (отклонения позиционирования, отклонения от прямолинейности и от перпендикулярности движения) и осуществляется отдельными вычислительными процессами. Эти вычислительные процессы выполняются в квазипараллельном режиме и не требуют больших вычислительных ресурсов.

Способы коррекции отклонений взаимного положения ИО многокоординатной машины с ЧПУ

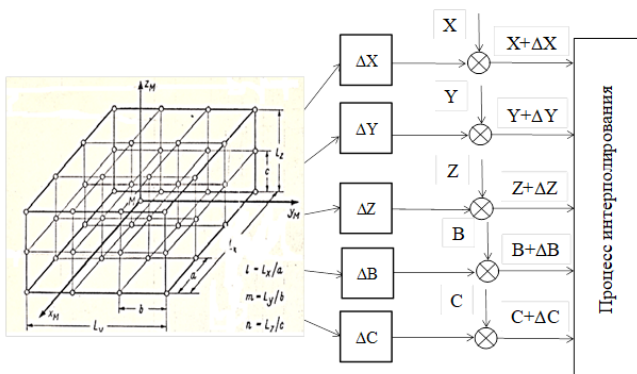
Полная коррекция всех первичных отклонений (41) (имитационная модель)



Коррекция первичных отклонений (14 из 41) квазипараллельными процессами



Коррекция по измеренным интегральным отклонениям



Коррекция параметров кинематической модели

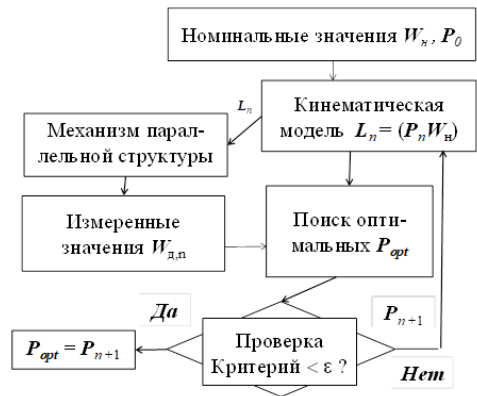


Рис. 2.

Соответствующие линейные отклонения суммируются и вводятся в траекторию движения через соответствующие управляемые координаты в режиме интерполирования. По угловым координатам осуществляется только коррекция отклонений позиционирования.

В настоящей работе исследованы возможности первых двух способов: способа полной коррекции и коррекции квазипараллельными вычислительными процессами. Для этого на базе математической векторной модели создана имитационная модель интегрального отклонения по первичным отклонениям подвижных узлов для несущей системы рассматриваемого 5 координатного станка с ЧПУ мод. МС – 300: «программа для расчета суммарного отклонения взаимного расположения исполнительных органов 5 координатного станка с поворотными столами» [7]. Блок-схема программы представлена на рис. 3.

Таким образом, по данному способу осуществляется коррекция по критерию минимума части (16 из 41) первичных отклонений.

БЛОК-СХЕМА ПРОГРАММЫ

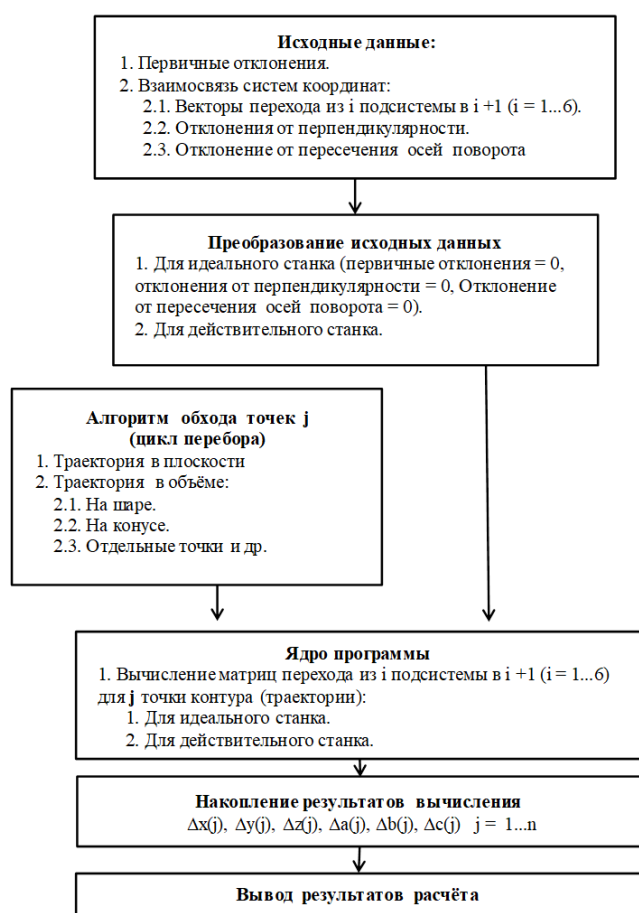


Рис. 3. Программа расчета суммарного отклонения взаимного расположения рабочих органов 5 координатного станка с ЧПУ

Программа позволяет рассчитывать интегральное отклонение  $DD = \{u, v, w\}$  в каждой контрольной точке  $P(x, y, z)$  рабочего пространства, как сумму двух векторов: вектора отклонения инструмента (точки присоединения

инструмента) и вектора отклонения заготовки (точки присоединения обрабатываемой детали).

Компоненты вектора интегрального отклонения  $DD = \{u, v, w\}$  являются корректирующими поправками, которые мы должны вносить в реальном масштабе времени через управляемые координаты  $X, Y, Z$ . Если необходимо в соответствии с функциональным назначением станка выдержать относительное угловое положение между рабочими органами, то в этом случае, необходимо провести суммирование всех угловых отклонений подвижных узлов и внести коррекции по угловым координатам.

Модель создана в среде Matlab [2, 7]. Она была проверена на хорошо изученных частных решениях исполнения траектории движения по эталонной окружности в декартовой трехмерной системе координат [2, 8]. В качестве примера, на рис. 4, а) представлены интегральные отклонения по радиус-вектору при отклонениях позиционирования по координате  $X$  и  $Y$ , меняющихся по законам, представленным на рис. 4, б).

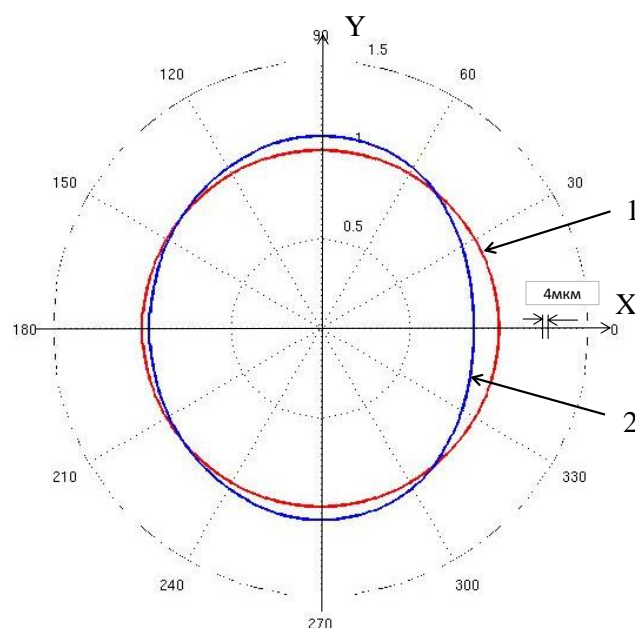


Рис. 4. а). Отклонения по радиус-вектору при обходе окружности  $R = 150$  мм при точности позиционирования по координате  $X$  и  $Y$ , соответствующей рис. 4, б)

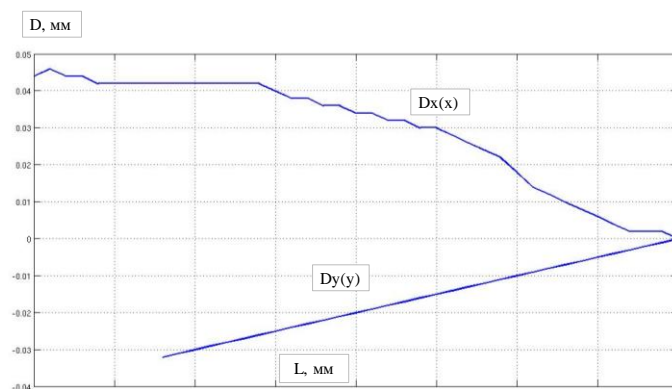


Рис. 4. б). Отклонения позиционирования  $Dx(x)$  (ЕХХ) по координате  $X$  и  $Dy(y)$  (ЕYY) по координате  $Y$

Первоначально был исследован баланс точности 5 координатного станка с ЧПУ мод. МС - 300 методами имитационного моделирования. Были проведены машинные эксперименты исследования зависимости интегрального отклонения от величин первичных отклонений. Меняя только знак у первичного отклонения, мы имеем множество возможных состояний  $2^{41}$ . Применяя случайный перебор параметров по методу “Монте Карло” удалось показать, что при малых первичных отклонениях диапазон изменения интегральных отклонений в контрольных точках может быть весьма существенным. Так, при допуске на первичные линейные отклонения  $\pm 0,005$  мм и угловые  $\pm 0,001^\circ$  для 5 координатного станка мод. МС - 300 интегральное отклонение может принимать значения в диапазоне  $M = 0,0007 \div 0,0835$  (среднее 0,0450) мм, а  $\Delta = 0,0036 \div 0,0526$  мм (среднее 0,0240 мм). Здесь:  $M = \max \text{mod}(DD)$  - максимальное по модулю интегральное отклонение по всем контрольным точкам  $i$  и  $\Delta = \max \text{mod}(DD) - \min \text{mod}(DD)$  - разность между максимальным и минимальным значениями модуля интегрального отклонения

Проведённый анализ точности с помощью имитационной модели позволяет предложить новый способ повышения объёмной точности конкретного экземпляра станка. Способ заключается в том, что коррекцию первичных отклонений (16 из 41 для 5 координатного станка последовательной структуры (МС - 300)) проводят не по критерию минимума 16 первичных отклонений, а по критерию минимума объёмной точности, например,  $M$  и  $\Delta$  при нахождении первичных отклонений в пределах заданных на них допусков. Коррекция по 16 первичным отклонениям подбирается таким образом, чтобы  $M$  и  $\Delta$  были минимальными.

Для этого необходимо:

- 1) Измерить все 41 первичное отклонение для данного экземпляра станка [9].
- 2) Ввести значения 41 первичного отклонения в программу имитационного моделирования.
- 3) Провести поиск оптимальных значений 16 первичных отклонений с помощью программы имитационного моделирования.
- 4) Ввести файлы коррекции в систему ЧПУ данного экземпляра станка и провести измерение объёмной точности обработанного экземпляра образца-изделия [10] и убедиться в правильности и эффективности проведённой коррекции.

#### МЕТОДИКА ПОИСКА ОПТИМАЛЬНЫХ ЗНАЧЕНИЙ КОРРЕКЦИИ ПЕРВИЧНЫХ ОТКЛОНЕНИЙ ДЛЯ РЕАЛИЗАЦИИ МОДИФИЦИРОВАННОГО АЛГОРИТМА

Научно обоснованной методики выбора числа контрольных точек  $n$  для оценки объёмной точности 5 координатного станка в настоящее время нет. Для рассматриваемого примера число точек выбрано из соображения равномерности распределения точек в диапазоне угловых координат и времени их измерения. Принято:

- 1) 12 положений планшайбы через  $30^\circ$ ,
- 2) 5 положений корпуса планшайбы через  $30^\circ$ .

В результате число контрольных точек  $n = 60$ .

Контрольную точку можно представить, как центр шара, располагаемого относительно центра планшайбы на расстоянии  $RH2$  и на высоте относительно зеркала планшайбы  $H2$ . Применительно к станку МС 300 выберем  $RH2 = 120$  мм,  $H2 = 50$  мм.

Обход контрольных точек можно реализовывать по различным алгоритмам, например, в зависимости от того, какая из угловых координат является ведущей (первой).

На рис.5, в качестве примера, показаны результаты расчёта интегрального отклонения  $DD(i)$  для станка мод. МС - 300 для 60 контрольных точек в случае, когда ведущей является координата  $B$ , а ведомой  $C$ .

Для того чтобы можно было осуществлять поиск оптимальных коррекций, необходимо иметь возможность оперативно изменять вводимые в модель первичные отклонения. Для этих целей в имитационную модель введен 41 коэффициент  $e(i) i = 1, \dots, 41$ , на который умножаются первичные отклонения. Варьируя коэффициентами  $e(i) i = 1, \dots, 16$  и вычисляя критерии  $M$  и  $\Delta$  в соответствии с алгоритмом оптимизации, можно подобрать коррекции первичных отклонений.

Так, при варьировании только знаком  $e(i) = \pm 1$  при  $i = 1, \dots, 14$ , критерий  $M$  меняется от 0,0762 мм до 0,0239 мм. Для данного экземпляра станка с ЧПУ минимальное значение критерия  $M$  равно 0,0239 мм и ему соответствуют коэффициенты  $e(i) = \{-1, 1, -1, 1, 1, 1, -1, -1, -1, 1, -1, 1, 1, 1, 1, 1, -1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, -1, 1, 1, 1, 1, 1, -1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, -1, 1, 1\}$ ,  $i = 1, \dots, 14$ . Оптимальными корректирующими поправками для данного алгоритма поиска будут первичные отклонения, умноженные на указанные коэффициенты  $e(i) i = 1, \dots, 14$ .

Дальнейшую работу предполагается продолжить в направлении проведения экспериментальной проверки предлагаемого метода коррекции первичных отклонений 5 координатного станка с ЧПУ.

Работа выполнена в рамках совместных работ ИМАШ РАН и ОАО НИАТ (ЦКП при ИМАШ РАН «Исследование и диагностика точности и жесткости многокоординатных машин»).

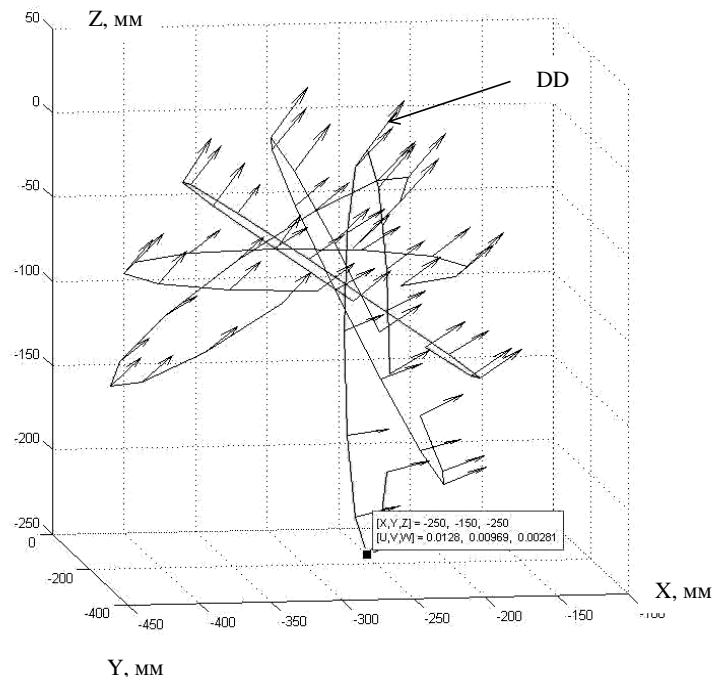


Рис. 5. Пример результатов расчёта интегрального отклонения  $DD$  в контрольных точках рабочего пространства

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Созданная имитационная модель удобна для решения задач анализа и синтеза точности многокоординатных машин с ЧПУ с механизмами последовательной структуры и поступательными и вращательными парами. Модель легко трансформируется путём изменения исходных данных.

Используя имитационное моделирование выявлено, что, выдерживая допуск на первичные отклонения только по модулю каждого первичного отклонения, мы получаем для каждого конкретного станка своё интегральное отклонение, которое может существенно отличаться от допуска на первичные отклонения. Таким образом, наряду с допуском на первичные отклонения необходим допуск на интегральные отклонения и создание средств измерения объёмной точности многокоординатного станка с ЧПУ на холостом ходу для его оперативного контроля. Для 5 координатных станков допуск на интегральные отклонения косвенно вводится через допуск на обработку образцов изделия.

Кроме того, необходимо дальнейшее развитие работ по автоматизации измерений первичных отклонений подвижных узлов станков и совершенствованию процедуры калибровки.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Accuracy Drives Machine Tools // American Machinist. 2007. V. 21. № 12. [Электронный ресурс]. URL: <http://www.americanmachinist.com/machining-cutting/accuracy-drives-machine-tools> (дата обращения: 22.12.2017)
2. Серков Н. А. Точность многокоординатных машин с ЧПУ: Теоретические и экспериментальные основы. - М.: ЛЕНАНД, 2015. - 304 с.
3. Серков Н. А. Основные направления повышения

точности металлорежущих станков // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2010. – № 2. – С. 26-35.

4. Аникеева О.В. Анализ опыта современных отечественных научных школ в области точности металлорежущих станков // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. – 2017. – Т.5, №4. – С. 14-29. DOI: 10.24892/RIJE/20170402

5. SINUMERIK 840D/840Di/810D / Extended Functions. 840D\_FB2.pdf // [сайт]. [http://electronica.li2.uchile.cl/new/documentacion/CNC/Sinumerik%20840%20Di/840D\\_FB2%20Description%20of%20Functions%20-%20Part%202.pdf](http://electronica.li2.uchile.cl/new/documentacion/CNC/Sinumerik%20840%20Di/840D_FB2%20Description%20of%20Functions%20-%20Part%202.pdf)

6. Schwenke H., Knapp W., Haitjema H., Weckenmann A., Schmitt R., Delbressine F. Geometric error measurement and compensation of machines // CIRP Annals / Manufacturing Technology. 2008. V. 57. № 2. P. 660-675.

7. Серков Н. А., Шлесберг И. С. «Программа для расчета суммарного отклонения взаимного расположения исполнительных органов 5 координатного станка с поворотными столами» // Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2013616802, дата регистрации 22 июля 2013.

8. Руководство по эксплуатации прибора оценки точности обработки окружности / QC 10 ballbar user guide; Ballbar 5 YPS software: Renishaw plc, Version 5.06.

9. Серков Н.А., Никуличев И.В. Методы и средства измерения первичных отклонений звеньев механизмов несущей системы многокоординатных станков с ЧПУ // Проблемы машиностроения и автоматизации - 2012. - № 2. - С. 43-51.

10. Серков Н.А. Методы и средства измерения интегрального отклонения взаимного положения рабочих органов многокоординатных станков с ЧПУ // Проблемы машиностроения и автоматизации - 2012. - № 4. - С. 112-124.

## Simulation Algorithms for Compensation of Initial Errors 5 Axis CNC Machine Tool

Serkov N. A.

Mechanical Engineering Research Institute of the Russian Academy of Sciences  
Moscow, Russia  
[serkov1943@mail.ru](mailto:serkov1943@mail.ru)

Nikulichev I. V., Shlesberg I. S.

National Institute of Aviation Technologies  
Moscow, Russia  
[martin.ig@bk.ru](mailto:martin.ig@bk.ru)

**Abstract.** Precision operations on multi-axis CNC machine tools are largely determined by the path accuracy (volumetric accuracy of the machine). The report presents the results of the research by simulation algorithms for compensation of initial errors 5 axis CNC machine tool. The core of the simulation model in Matlab is a mathematical model of the deviation by the relative position of tool and workpiece. For the simulation was used experimental data of initial errors of 5 axis CNC machine tool (MC 300, NIAT, Russia), received during the research of the geometric accuracy. The engine experiments were conducted

using the procedure of assigning parameters of a primary deviation by the method of "Monte Carlo." Experiments with the simulations model were conducted using the procedure of assigning parameters of initial errors by the method of "Monte Carlo."

**Keywords:** multi-axis CNC machine tool, volumetric accuracy, simulation, digital correction, the execution of the trajectory, machine calibration.

# Математическое моделирование статических и динамических режимов двигателя постоянного тока в пакете программ MATLAB

Семёнов А.С.

Северо-Восточный федеральный университет имени М.К. Аммосова  
Мирный, Россия  
[as.semenov@s-vfu.ru](mailto:as.semenov@s-vfu.ru)

Хубиева В.М.

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»  
Москва, Россия  
[lilacrose@mail.ru](mailto:lilacrose@mail.ru)

Харитонов Я.С.

Акционерная компания «АЛРОСА» (Публичное акционерное общество)  
Мирный, Россия  
[kharitonovys@alrosa.ru](mailto:kharitonovys@alrosa.ru)

**Аннотация.** В статье исследуются статические и динамические характеристики двигателя постоянного тока с независимым возбуждением путем математического моделирования в среде MatLab для возможности дальнейшего построения моделей систем электропривода с этим типом двигателя. Представлена краткая теория, описывающая основные принципы расчета электрической и механической частей двигателя постоянного тока. Построена принципиальная структурная схема двигателя постоянного тока, имеющая входное воздействие, передаточную функцию и выходной сигнал. Приведены частные случаи структурных схем с постоянным и переменным магнитным потоком обмотки возбуждения и с переменным сопротивлением якоря. Согласно приведенным структурным схемам составлена математическая модель двигателя постоянного тока в MatLab/Simulink. Получены результаты моделирования двигателя постоянного тока для прямого пуска с постоянным и переменным магнитным потоком обмотки возбуждения. С помощью специальной функции Itview получены частотные характеристики для основной передаточной функции двигателя. Произведено моделирование режимов пуска на холостом ходу и под нагрузкой. Сделано заключение о целесообразности использования двигателей постоянного тока в системах электропривода и значимости проведенных исследований для дальнейшего моделирования систем электроприводов и реальных механизмов.

**Ключевые слова:** математическое моделирование, MatLab, двигатель постоянного тока, обмотка возбуждения, магнитный поток, передаточная функция, подъемная установка.

## ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время известно много программных продуктов для математического моделирования технических систем. Среди классических математических пакетов, таких как Mathcad, Maple, Mathematica, особое место занимает пакет программ MatLab [1]. Данный пакет предназначен для моделирования и исследования статических и динамических систем в широком понимании этого термина, включая и дискретные, и непрерывные, и гибридные модели [2]. Приложение Simulink, входящее в состав среды MatLab и представляющее собой библиотеку блоков, является в настоящее время одним из наиболее популярных инструментов численных расчетов и применяется в различных областях знаний [3].

Шахтные подъемные установки (ШПУ) являются очень важным звеном технологической схемы подземных горнодобывающих предприятий (рудников). На подъем-

ных установках рудников АК «АЛРОСА» (ПАО) применяются электроприводы постоянного тока с управлением от тиристорного выпрямителя – система «управляемый выпрямитель – двигатель постоянного тока» (УВ-ДПТ) и переменного тока с управлением от преобразователя частоты – системы «преобразователь частоты – асинхронный двигатель» (ПЧ-АД) и «преобразователь частоты – синхронный двигатель» (ПЧ-СД). Каждая из этих систем обладает своими преимуществами и недостатками [4-6]. К главным преимуществам систем электропривода с двигателями постоянного тока (ДПТ) можно отнести высокое быстродействие, получение необходимых характеристик и точность управления, то есть такой электропривод обладает высокой управляемостью, что упрощает систему автоматического управления движением подъемной машины [7].

Целью настоящей работы является изучение статических и динамических режимов двигателя постоянного тока с независимым возбуждением (ДПТ НВ) с помощью математического моделирования в среде MatLab. Результаты моделирования режимов работы ДПТ НВ помогут в выборе систем электропривода и автоматического управления для реальных механизмов подъемных установок [8].

## КРАТКАЯ ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ

Рассмотрим упрощенную схему замещения двигателя постоянного тока с независимым возбуждением (рис. 1), представленную в [9]. К основным электрическим параметрам схемы можно отнести:  $u_{я}$  – напряжение якоря,  $u_{об}$  – напряжение обмотки возбуждения (ОВ),  $R_{об}$  – сопротивление ОВ,  $L_{об}$  – индуктивность ОВ,  $R_{я}$  – сопротивление якоря,  $L_{я}$  – индуктивность якоря,  $i_{я}$  – ток якоря.

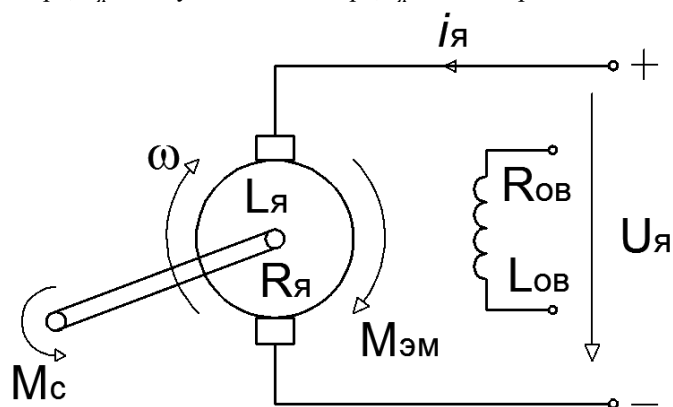


Рис. 1. Схема замещения ДПТ НВ

Для мгновенных значений электродвижущей силы (ЭДС), токов и напряжений можно записать дифференциальные уравнения на основании второго закона Кирхгофа для цепей якоря (1) и обмотки возбуждения (2):

$$\begin{cases} u_{я} = R_{я} \cdot i_{я} + L_{я} \cdot \frac{di_{я}}{dt} + e \\ e = k\Phi \cdot \omega \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} u_{обв} = R_{обв} \cdot i_{обв} + L_{обв} \cdot \frac{di_{обв}}{dt} \\ \Phi = k\Phi \cdot u_{обв} \end{cases} \quad (2)$$

Уравнения (1-2) дополним уравнением движения механической части двигателя (3):

$$M_{эм} - M_c = J \cdot \frac{d\omega}{dt} \quad (3)$$

где  $M_{эм} = k\Phi \cdot i_{я}$  – электромагнитный момент двигателя;  $M_c$  – момент сопротивления на валу электродвигателя;  $J$  – момент инерции, приведённый к валу двигателя.

Полученную систему можно решить либо классическим, либо операторным методом. Если считать, что  $M_c = const, \Phi = const$ , то:

$$T_m \cdot T_{я} \cdot \frac{d^2\omega}{dt^2} + T_m \cdot \frac{d\omega}{dt} + \omega = \frac{U_{я}}{k\Phi} - \frac{R_{я} \cdot M_c}{k\Phi} = \omega_{уст}, \quad (4)$$

где  $T_{я} = T_{э} = \frac{L}{R_{я}}$  – электромагнитная постоянная времени;

$T_m = \frac{J \cdot R_{я}}{c^2}$  – электромеханическая постоянная времени.

#### ПОСТРОЕНИЕ СТРУКТУРНЫХ СХЕМ

Принципиальная структурная схема ДПТ НВ будет иметь входное воздействие, передаточную функцию и выходной сигнал. Методика структурного синтеза в электроприводе подробно приведена в [10]. Структурная схема, соответствующая уравнению (4), представлена на рисунке 2.

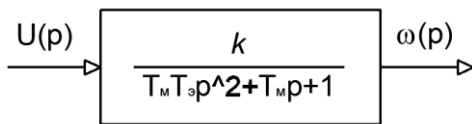


Рис. 2. Структурная схема ДПТ НВ

Систему уравнений двигателя можно представить и в операторной форме записи для цепи якоря, цепи обмотки возбуждения и механической части двигателя соответственно (5):

$$\begin{cases} W_{я}(p) = \frac{i_{я}(p)}{U_{я}(p) - E(p)} = \frac{1/R_{я}}{T_{я}(p) + 1} \\ W_{обв}(p) = \frac{\Phi(p)}{U_{обв}(p)} = \frac{k\Phi/R_{обв}}{T_{обв}p + 1} \\ W_m(p) = \frac{\omega(p)}{M_{э}(p) - M_c(p)} = \frac{1}{Jp} \end{cases} \quad (5)$$

Структурная схема, соответствующая этой системе уравнений, представлена на рисунке 3. Если поток Ф будем считать постоянным, то получим структурную схему, изображенную на рисунке 4. Подробное описание построения структурных схем с постоянным и переменным потоком изложено в [11].

Механическая часть двигателя характеризуется интегрирующим звеном с постоянной времени  $T_m$ , величина которой определяется суммой момента инерции якоря двигателя и момента инерции всех движущихся частей рабочей машины, приведёнными к валу двигателя. Электрическая цепь якоря ДПТ представлена инерционным звеном с постоянной времени  $T_{я} = T_{э}$ . ЭДС якоря  $e = k\Phi \cdot \omega$  отражается в виде отрицательной обратной связи, которая является внутренней, так как она соответствует природе физических процессов в описываемом объекте, а не создана системой регулирования [12].

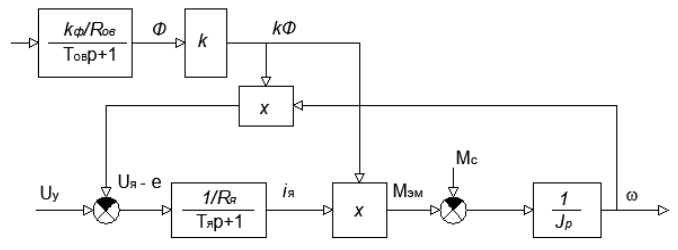


Рис. 3. Структурная схема ДПТ с переменным потоком обмотки возбуждения

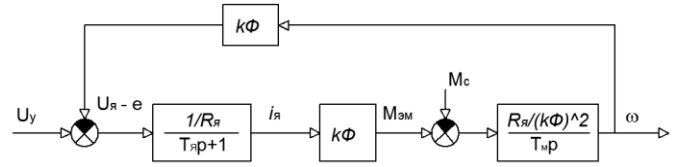


Рис. 4. Структурная схема ДПТ с постоянным потоком обмотки возбуждения

Таким образом, двигатель постоянного тока по своим динамическим свойствам эквивалентен звену второго порядка. Статические характеристики дают основные представления об электромеханических свойствах двигателя как в номинальном режиме работы (естественные характеристики), так и в специальных схемах включения или при изменении его параметров (искусственные характеристики) [13].

Уравнения статических электромеханической и механической характеристик двигателя являются частным случаем уравнений динамики и при  $\Phi = const$  записываются в виде:

$$\begin{cases} \omega = \frac{U_{я}}{k\Phi} - \frac{R_{я}}{k\Phi} \cdot I_{я}, \\ \omega = \frac{U_{я}}{k\Phi} - \frac{R_{я}}{(k\Phi)^2} \cdot M_{э} \end{cases} \quad (6)$$

Это линейные характеристики, которые можно построить по точке идеального холостого тока ( $I_{я} = 0, M_{э} = 0$ ) и точке короткого замыкания ( $\omega = 0$ ).

#### РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Расчёт всех вышеуказанных характеристик был выполнен в Mathcad для двигателя постоянного тока серии 2П, параметры которого были взяты из [14, табл. 8.1.1]. Для этого же двигателя рассчитали коэффициенты структурных схем для случая, когда  $\Phi = const$  и  $\Phi = var$  [15]. Математическая модель ДПТ НВ, соответствующая структурным схемам (рис. 2,3,4), собрана в приложении Simulink пакета программ MatLab и представлена на рисунке 5. Она может казаться схожей по структуре с математической моделью, разработанной в [16] и используемой для моделирования прокатных станов. Однако наша модель больше адаптирована для подъёмных установок и имеет внешнее отрицательное воздействие в виде момента сопротивления.

Кривые переходных процессов при прямом пуске двигателя представлены на рисунке 6. Они практически идентичны друг другу при  $\Phi = const$ , хотя структурные схемы двигателя разные. При переменном магнитном потоке наблюдается другой характер переходного процесса и это отличие тем сильнее, чем больше  $T_{обв}$ .

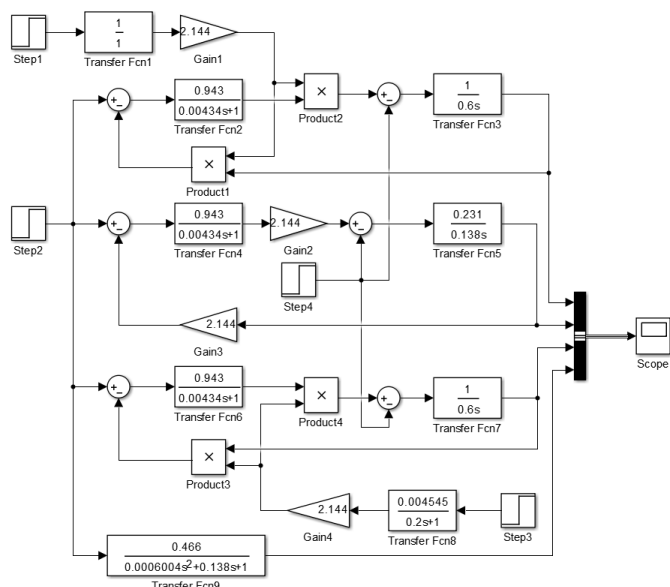


Рис. 5. Математическая модель ДПТ НВ в MatLab

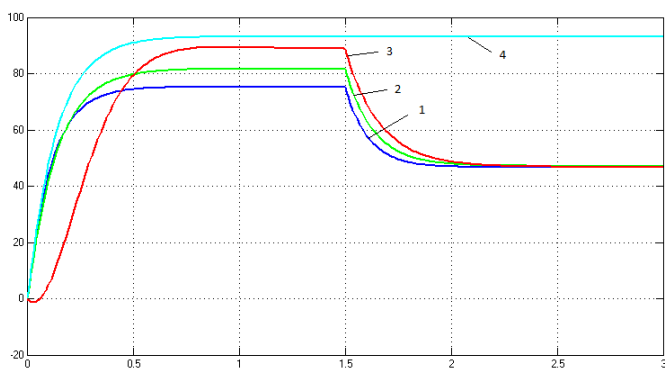


Рис. 6. Переходные процессы при прямом пуске ДПТ НВ

Кривые 1 и 2 отражают характер угловой скорости, соответствующий структурной схеме, изображенной на рисунке 4, с постоянным магнитным потоком и переменным сопротивлением якоря. Кривая 3 отражает реакцию системы при переменном магнитном потоке. Кривая 4 соответствует структурной схеме рисунка 2 и имитирует нормальный режим работы двигателя, являясь естественной характеристикой.

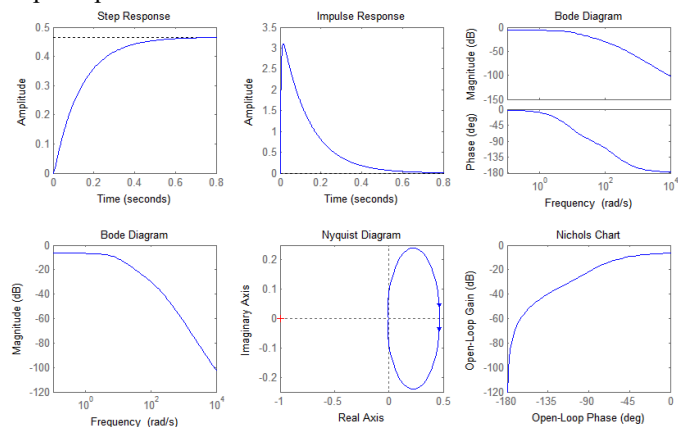


Рис. 7. Фазо-частотные и амплитудо-частотные характеристики ДПТ НВ

Согласно расчетам основной (естественной) динамической характеристикой двигателя в нашем случае является передаточная функция:

$$Wd = \frac{0.466}{0.0006004 \cdot s^2 + 0.138 \cdot s + 1} \quad (7)$$

С помощью ввода оператора *ltview(Wd)* в окне Command Window пакета MatLab построили семейство временных и частотных характеристик двигателя (рис. 7) [17].

Прямой пуск двигателя сопровождается большим пусковым током, хотя по условиям эксплуатации он не должен превышать  $(2 \div 3) \cdot I_{\text{ном}}$ . Ток может быть уменьшен включением в цепь якоря пускового реостата. Структурное (физическое) моделирование устройств для регулирования тока проводилось в работах [18,19]. Для математического моделирования в Simulink его можно имитировать последовательным соединением двух блоков – Ramp и Saturation, как показано на рисунке 8. Кривые переходных процессов для случая пуска ДПТ на холостом ходу представлены на рисунке 9. Также на рисунке 10 показаны переходные процессы при пуске двигателя под нагрузкой.

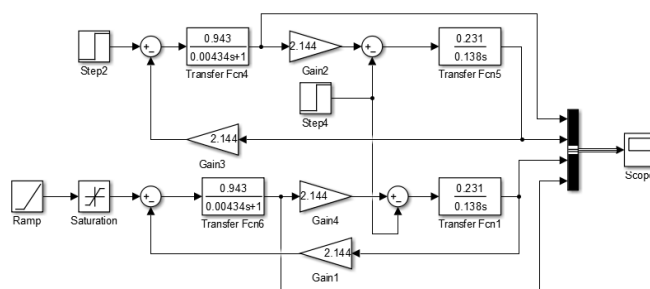


Рис. 8. Модель ДПТ НВ при регулировании пускового тока

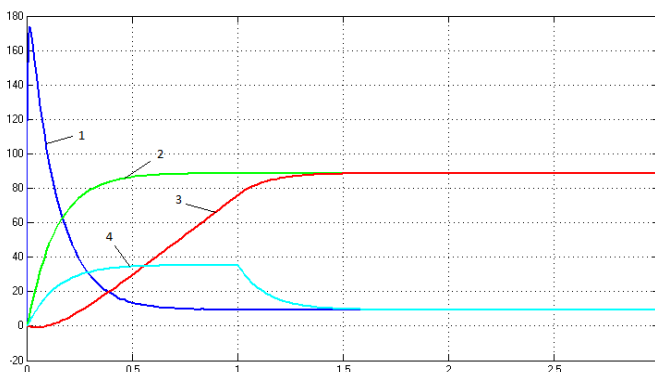


Рис. 9. Переходной процесс при пуске ДПТ НВ на холостом ходу

Кривые 1,4 и 2,3 отображают, соответственно, ток якоря и скорость двигателя. Из графика видно, что без использования устройства регулирования (кривая 1) пусковой ток достигает значения 172 А, тогда как номинальный ток составляет 11 А, что является неприемлемым для работы ДПТ. С применением устройства регулирования (кривая 4) пусковой ток снижается до 34 А, в этом случае кратность пускового тока к номинальному составляет 3, что является допустимым. К недостатку использования таких устройств можно отнести увеличение времени запуска и переходного процесса двигателя. Кривая 2 показывает нам, что выход двигателя на номинальную скорость вращения без устройства регулирования пускового тока произошел за 0,7 секунды, тогда как на кривой 3 мы видим, что разгон двигателя увеличился в 2 раза до 1,5 секунд. Стоит отметить, что время запуска двигателя с увеличением мощности также увеличивается.

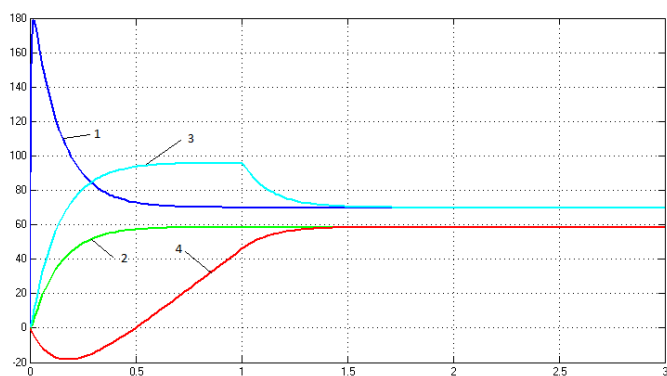


Рис. 10. Переходной процесс при пуске ДПТ НВ под нагрузкой

Аналогичные результаты моделирования представлены для пуска ДПТ под нагрузкой. К существенным отличиям на данном графике можно отнести наличие разрегулирования скорости на кривой 4. Это связано с ограничением пускового тока, тем самым ограничивается пусковой момент, который должен обеспечить раскрутку двигателя. В реальном механизме такое явление привело бы к чрезмерному нагреву обмотки якоря двигателя и более быстрый выход ее из строя. Этот факт говорит о неоднозначности использования пусковых реостатов в качестве ограничителя пускового тока для мощных ДПТ НВ, в которых чаще находят применение системы электропривода с тиристорным преобразователем или управляемым выпрямителем [20]. В свою очередь повсеместное использование в промышленности высоковольтных преобразователей и выпрямителей отрицательно сказывается на форме напряжения питающей сети, что доказано в [21-25]. Поэтому выбор систем электропривода для механизмов, приводящихся в движение двигателями постоянного тока, требует детального подхода и отдельного рассмотрения.

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ (ВЫВОДЫ)

В результате проделанной работы для двигателя постоянного тока с независимым возбуждением были рассчитаны механическая и электромеханическая характеристики при постоянном магнитном потоке и переменном сопротивлении якоря. С помощью пакета программ MatLab сняты кривые переходных процессов при постоянном и переменном магнитном потоке, получены частотные характеристики двигателя, построены кривые переходных процессов пуска двигателя на холостом ходу и под нагрузкой. В результате моделирования показаны плюсы и минусы использования устройств, регулирующих пусковой ток для двигателя постоянного тока.

Проведенные исследования статических и динамических режимов двигателя постоянного тока будут полезны для использования в разработке математических моделей систем электроприводов с этим типом двигателя. Также свое продолжение работа может иметь при разработке математических моделей реальных производственных механизмов (таких как подъемные установки) с целью получения графиков рабочих циклов и параметров систем электропривода.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Семёнов А.С. Математическое моделирование технических систем в среде MATLAB / А.С. Семёнов, И.А. Якушев, А.Н. Егоров // Современные наукоемкие технологии. – 2017. – №8. – С. 56-64.

2. Глебов Р.С. Моделирование системы управления в реальном времени / Р.С. Глебов, А.Г. Бондаренко // Промышленные АСУ и контроллеры. – 2013. – №7. – С. 56-59.

3. Дьяконов В.П. MATLAB R2006/2007/2008 + SIMULINK 5/6/7. Основы применения: учебное пособие. / В.П. Дьяконов. – М.: СОЛОН-Пресс, 2008. – 800 с.

4. Петрова А.А. Модернизация электропривода шахтной подъемной установки / А.А. Петрова, А.С. Семёнов // Международный студенческий научный вестник. – 2017. – №4-2. – С. 158-161.

5. Федоров О.В. Оценка эффективности частотно-регулируемых электроприводов: монография. / О.В. Федоров. – М.: Издательский Дом «Инфра-М», 2011. – 144 с.

6. Федоров О.В. Частотно-регулируемый электропривод в экономике страны: монография. / О.В. Федоров. – М.: Издательский Дом «Инфра-М», 2011. – 142 с.

7. Бежок В.Р. Шахтный подъем: научно-производственное издание / В.Р. Бежок, В.И. Дворников, И.Г. Манец, В.А. Пристром; общ. ред. Б.А. Грядущий, В.А. Корсун. – Донецк: ООО «Юго-Восток, ЛТД», 2007. – 624 с.

8. Radionova L.V. Mathematical Model of the Vehicle in MATLAB Simulink / L.V. Radionova, A.D. Chernyshev // Procedia Engineering. – 2015. – vol. 129. – P. 825-831.

9. Ключев В.И. Теория электропривода: учеб. для вузов. – 2-е изд. перераб. и доп. / В.И. Ключев. – М.: Энергоатомиздат, 1998. – 704 с.

10. Охоткин Г.П. Методика структурного синтеза релейного регулятора тока транзисторного электропривода / Г.П. Охоткин, С.В. Угарин, Н.А. Галанина // Электротехника. – 2017. – №7. – С. 15-19.

11. Benchabane F. Direct Field Oriented Control Scheme for Space Vector Modulated AC/DC/AC Converter Fed Induction Motor / F. Benchabane, A. Titaouine, K. Yahia, D. Taibi, O. Bennis // Frontiers in Energy. – 2012. – vol. 6, is. 2. – P. 129-137.

12. Онищенко Г.Б. Автоматизированный электропривод промышленных установок / Г.Б. Онищенко, М.И. Аксенов, В.П. Грехов, М.Н. Зарицкий, А.В. Куприков, А.И. Нитиевская. – М.: РАСХН, 2001. – 520 с.

13. Ляхомский А.В. Автоматизированный электропривод машин и установок горного производства. Часть 1. Автоматизированный электропривод механизмов циклического действия: учебное пособие. / А.В. Ляхомский, В.Н. Фащиленко. – М.: Издательство «Горная книга», 2014. – 477 с.

14. Алиев И.И. Справочник по электротехнике и электрооборудованию: учеб. пособие для вузов. – 2-е изд., доп. / И.И. Алиев. – М.: Высш. шк., 2000. – 255 с.

15. Семёнов А.С. Моделирование автоматизированного электропривода: методические указания по выполнению лабораторных работ для студентов специальности 140601 – «Электромеханика». / А.С. Семёнов. – М.: Издательство «Спутник+», 2012. – 60 с.

16. Радионов А.А. Математическое моделирование взаимосвязанных электромеханических систем непрерывной подгруппы клетей прокатного стана. Часть 1. Разработка математической модели / А.А. Радионов, А.С. Карандаев, А.С. Евдокимов, И.Ю. Андрюшин, А.Н. Гостев, А.Г. Шубин // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Энергетика. – 2015. – Т. 15, №1. – С. 59-73.

17. Семёнов А.С. Программа MatLab: методические указания к лабораторным работам для студентов специ-



альности 140211 – «Электроснабжение». / А.С. Семёнов. – М.: Издательство «Спутник+», 2012. – 40 с.

18. Браславский И.Я. Математическая модель частотно-регулируемого электропривода с DC-DC-преобразователем и емкостными накопителями энергии / И.Я. Браславский, Ю.В. Плотников, З.Ш. Ишматов, Ф.А. Полуниин // Известия высших учебных заведений. Электротехника. – 2016. – №2(544). – С. 39-46.

19. Subbamma M.R. Design and Simulation of PFC Converter for Brushless SRM Drive / M.R. Subbamma, V. Madhusudhan, K.S.R. Anjaneyulu // International Journal of Power Electronics and Drive Systems. – 2016. – vol. 7, is. 3. – P. 625-637.

20. Malafeev S.I. Design and Implementation of Electric Drives and Control Systems for Mining Excavators / S.I. Malafeev, A.A. Novgorodov // Russian Electrical Engineering. – 2016. – vol. 87, is. 10. – P. 560-565.

21. Змиева К.А. Моделирование сети электроснабжения промышленного предприятия с использованием постоянного тока / К.А. Змиева // Электротехника. – 2015. – №5. – С. 2-9.

22. Козьярук А.Е. Искажение формы питающего напряжения в сетях электроснабжения при наличии полупро-

водниковых преобразователей / А.Е. Козьярук, Н.М. Кузнецов, О.В. Федоров, А.О. Свириденко // Горное оборудование и электротехника. – 2011. – №6. – С. 30-35.

23. Федоров О.В. Влияние на качество электроэнергии питающей сети высоковольтных преобразователей частоты / О.В. Федоров, А.Н. Егоров // Приборостроение и автоматизированный электропривод в топливно-энергетическом комплексе и жилищно-коммунальном хозяйстве: сборник материалов III Поволжской научно-практической конференции. – Казань: Казан. гос. энерг. ун-т, 2017. – Т. 1. – С. 235-240.

24. Федоров О.В. Влияние электротехнических комплексов с несинусоидальной характеристикой на систему электроснабжения / О.В. Федоров, А.Г. Немцов // Вестник Чувашского университета. – 2012. – №3. – С. 166-174.

25. Федоров О.В. Техничко-экономическое обоснование внедрения системы непрерывного мониторинга показателей качества электроэнергии на объектах горных предприятий / О.В. Федоров, А.С. Семёнов, А.Н. Егоров, В.М. Хубиева // Известия высших учебных заведений. Проблемы энергетики. – 2016. – №9-10. – С. 91-97.

## Mathematical Modeling of Static and Dynamic Modes DC Motors in the Software Package MATLAB

Semenov A.S.

North-Eastern Federal University named after M.K. Ammosov  
Mirny, Russia  
[as.semenov@s-yfu.ru](mailto:as.semenov@s-yfu.ru)

Khubieva V.M.

National University of Science and Technology "MISiS"  
Moscow, Russia  
[lilacrose@mail.ru](mailto:lilacrose@mail.ru)

Kharitonov Y.S.

PJSC ALROSA  
Mirny, Russia  
[kharitonovys@alrosa.ru](mailto:kharitonovys@alrosa.ru)

**Abstract.** The article studies static and dynamic characteristics of a DC motor with independent excitation by mathematical modeling in MatLab environment for the possibility of further construction of models of electric drive systems with this type of engine. A brief theory describing the basic principles of calculating the electric and mechanical parts of a DC motor is presented. A basic structural diagram of a DC motor having an input effect, a transfer function and an output signal is constructed. Particular cases of structural schemes with a permanent and variable magnetic flux of the winding of the excitation and with variable anchor resistance are given. According to the above structural diagrams, a mathematical model of the DC motor in MatLab/Simulink is compiled. The results of modeling a constant-current motor for direct starting with a constant and vari-

able magnetic flux of the excitation winding are obtained. Using the special function `ltiview`, the frequency characteristics for the main transfer function of the motor are obtained. Modeling of start-up modes at idle and under load was performed. A conclusion was made about the advisability of using direct-current motors in electric drive systems and the importance of the studies carried out for the further modeling of electric drive systems and real mechanisms.

**Keywords:** mathematical modeling, MatLab, DC motor, excitation winding, magnetic flux, transfer function, lifting installation.

# Деформирование технологических трубопроводов под воздействием ударной ВОЛНЫ

Тляшева Р.Р., Гостенова Е.А., Кузеев И.Р.

Уфимский государственный нефтяной технический университет

Уфа, Российская Федерация

[rezedat@gmail.com](mailto:rezedat@gmail.com), [kuzeev2002@mail.ru](mailto:kuzeev2002@mail.ru)

**Аннотация.** Анализ статистической информации об авариях, связанных со взрывами, показал, что в случае разрушения аппарата колонного типа такие аварии чреваты тяжелыми последствиями, сопровождающимися поражением людей и разрушением окружающих промышленных объектов.

На сегодняшний день остаются слабо освещенными вопросы, относящиеся к практическому расчету последствий аварий с учетом динамических факторов, влияющих на прочность и устойчивость конструкций под действием внешних факторов, в том числе, при взрыве.

В связи с этим была разработана модель динамического поведения трубопроводной обвязки при воздействии ударной взрывной волны в полной трехмерной постановке с учетом многофакторного нагружения и детализации геометрии объекта. Аналитически получены характерные изменения распределения пластических деформаций в различных элементах рассматриваемой системы в зависимости от направления действия взрывной волны.

**Ключевые слова:** трубопроводы, взрывная волна, напряженно-деформированное состояние, конечно-элементная модель

## ВВЕДЕНИЕ

Основным технологическим оборудованием промышленных объектов являются аппараты колонного типа с обвязкой трубопроводов, обеспечивающих взаимосвязь между отдельными единицами оборудования. Это оборудование работает в сложных условиях эксплуатации, при высоких температурах и внутреннем давлении, кроме этого, аппараты колонного типа содержат значительное количество углеводородного сырья. Конструктивные особенности аппаратов таковы, что они имеют значительную высоту и располагаются на открытых площадках, что, в случае аварии, может приводить к истечению продукта с последующим образованием взрывоопасного облака [1].

Анализ статистической информации об авариях, связанных со взрывами, показал, что в случае разрушения аппарата колонного типа такие аварии чреваты тяжелыми последствиями, сопровождающимися поражением людей и разрушением окружающих промышленных объектов [2,3].

На сегодняшний день остаются слабо освещенными вопросы, относящиеся к практическому расчету последствий аварий с учетом динамических факторов, влияющих на прочность и устойчивость конструкций под действием внешних факторов, в том числе, при взрыве [5].

Существующие методы исследования поведения колонных аппаратов при действии взрывной волны, как пра-

вило, основаны на упрощенном представлении колонного аппарата, жестко заземленного у основания. Метод конечных элементов, в силу своей универсальности, особенно эффективен, поскольку позволяет решать задачи в трехмерной постановке с любой детализацией объекта исследования и любыми типами прилагаемых нагрузок, как статических, так и динамических, а также позволяет применять реальные модели поведения материалов, в которых свойства материала зависят от температуры, скорости деформаций и пр. Метод позволяет учесть все виды нелинейности, как физической, так и геометрической. Появление и развитие новых программных комплексов, основанных на конечно-элементном анализе, а также мощной компьютерной техники позволяет существенно продвинуться в более детальном изучении рассматриваемой проблемы с учетом многофакторного нагружения и детализации геометрии объекта. Проведение точного численного эксперимента способно существенно повысить безопасность объекта и сэкономить время и ресурсы на проведении натурных экспериментов при проектировании новых объектов, а также уменьшить аварийность существующих объектов.

В настоящее время проведен ряд научных исследований в области расчетов аппаратов колонного типа при воздействии взрывной ударной волны.

В работе [6] создана методика расчета в полной трехмерной постановке статического состояния и динамического поведения колонны при воздействии ударной взрывной волны, с учетом свойств грунта и модели поведения материала болтов, с использованием метода конечных элементов.

Одним из недостатков этих научных исследований является то, что они не учитывали взаимосвязь аппаратов колонного типа с технологической трубопроводной обвязкой, в свою очередь, когда колонна, обвязанная трубопроводами, имеет дополнительное нагружение, что влияет на ее устойчивость при воздействии ударной взрывной волны.

В этой связи актуальным становится решение задач в области определения прочности и устойчивости аппаратов колонного типа с обвязкой трубопроводов при действии внешнего взрыва с учетом динамических факторов.

Модель аппарата колонного типа с обвязкой трубопроводов состоит из следующих элементов (рисунок 1): колонна 1, трубопроводная обвязка колонны 2, опора 3, массообменные тарелки 4. Опора крепится к бетонному фундаменту с помощью анкерных болтов 5.

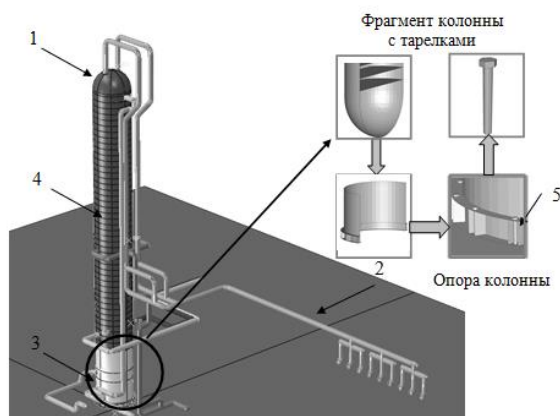


Рис. 1. Геометрическая модель колонны: 1 – колонна, 2 – обвязка колонны, 3 – крепление колонны к фундаменту, 4 – ректификационные тарелки; 5 – анкерный болт

Основные конструктивные параметры модели: внешний диаметр оболочки колонны 3,8 м, общая высота аппарата 27 м, количество массообменных тарелок 38, расстояние между тарелками 0,6 м, толщина тарелки 15 мм, толщина оболочки колонны 18 мм, толщина стенки опоры колонны 15 мм, количество анкерных болтов 16, диаметр анкерного болта 42 мм, материал всех деталей модели – сталь марки ВСт3. Бетонный фундамент моделировался абсолютно жестким телом. Все элементы колонны моделировались как оболочки, поскольку толщина этих элементов существенно меньше других линейных размеров; элементы обвязки моделировались как балки с сечением «труба». Анкерный болт марки М-42 моделировался объемным телом.

Для моделирования принято, что колонна представляет единое тело без сварных швов, а трубопроводная обвязка – единую трубу без учета сварных соединений.

При решении динамической задачи о воздействии взрывной волны и оценки устойчивости колонны вместе с трубопроводной обвязкой не было необходимости определять контактные пары, поскольку с использованием решателя ABAQUS/Explicit существует возможность задания так называемого общего контакта, при котором алгоритм самостоятельно определяет тела, которые могут вступить в контакт.

В качестве типа контакта был выбран «жесткий» контакт с трением. Коэффициент трения = 0,5.

Учитывалось, что фундаментные болты жестко заделаны в фундамент. При решении динамической задачи, фундамент задавался неподвижным, а нижняя грань каждого болта жестко закреплялась к фундаменту.

При моделировании крепления обвязки к колонне использовалось условие «coupling kinematic constrain» задающее совместное перемещение колонны и трубопроводов в зонах крепления.

При создании сетки конечных элементов всей модели использовались четырехузловые оболочечные элементы типа S4RT для колонны и двухузловые объемные элементы B31 для трубопроводов, и для моделирования анкерных болтов – C3D8R – восьмиузловой элемент. Сетка создавалась для каждой детали, имеющейся в модели, за

исключением фундамента, созданного в виде аналитической поверхности, не требующей разбиения. Общее количество элементов в модели составило 24252.

Исследование воздействия ударной волны на колонну с трубопроводной обвязкой предполагает, что до момента взрыва оборудование работает в штатном режиме. Схема нагружения и граничных условий показана на рисунке 2.

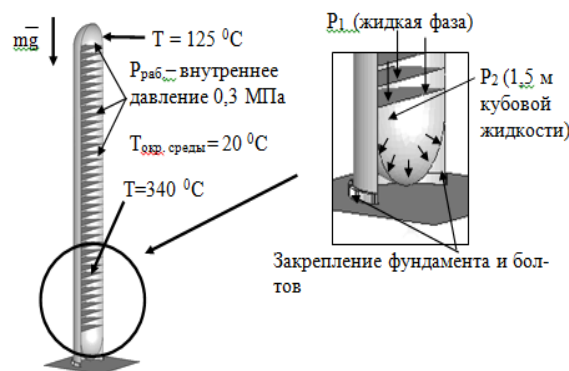


Рис. 2. Схема статического нагружения граничных условий и контактного взаимодействия в задаче статического нагружения

Основные заданные нагрузки:

- собственный вес конструкции;
- гидростатическое давление столба кубовой жидкости, находящейся в нижней части колонны. Высота столба жидкости 1,5 м;
- гидростатическое давление слоя жидкости высотой в 5 мм, действующее на каждую массообменную тарелку;
- внутреннее давление в колонне 0,3 МПа;
- температура верха колонны 125 °С;
- температура низа колонны 340 °С. Температура на границе каждого отсека колонны задается по высоте согласно линейному закону;
- температура окружающей среды 20 °С.

С учетом преднагруженного состояния модели, на колонну с трубопроводной обвязкой прилагалась распределенная нагрузка от действия ударной волны, действующая с определенной амплитудой (рисунок 3).

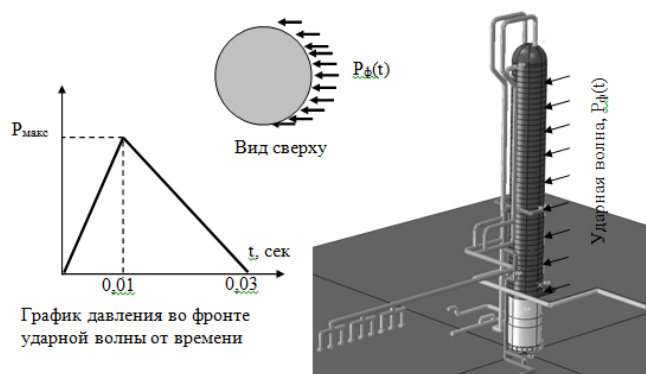


Рис. 3. Схема приложения нагрузки от действия ударной волны

Нагрузки на трубопроводы задавались с учетом подверженности трубопроводной обвязки воздействию взрывной волны в зависимости от направления действия взрывной волны. Аэродинамическая тень от колонны в зависимости от направления действия взрывной волны показана на рисунке 4. Соответственно, участки трубопроводов, попадающие в аэродинамическую тень колонны, в расчёте не учитывались.

Следуя такой схеме, проводилось исследование влияния трубопроводной обвязки на устойчивость колонного аппарата при взрывном воздействии ударной волны, а также влияние на устойчивость колонны направления действия взрывной ударной волны [8,9].

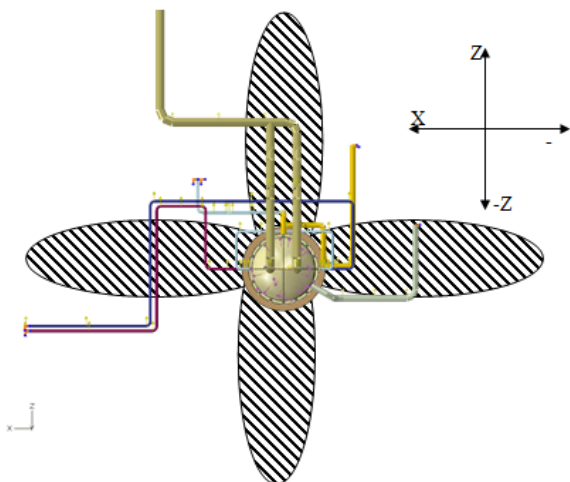


Рис. 4. Аэродинамическая тень от колонны в зависимости от направления действия взрывной волны

Задача о влиянии трубопроводной обвязки на устойчивость колонны при взрывном воздействии ударной волны состояла в построении геометрических моделей: модель колонного аппарата без учета трубопроводной обвязки и с ее учетом.

Для исследования влияния направления действия взрывной волны на колонну было выбрано четыре ортогональных направления:  $x$ ;  $-x$ ;  $z$ ;  $-z$ .

Значение давления на фронте взрывной волны для всех расчетных случаев задавалось как равномерное и принималось 100 КПа.

Для оценки влияния трубопроводной обвязки на устойчивость колонны при взрывном воздействии взрывной ударной волны, а также для наглядности исследования проводились в различных условиях:

- 1) колонна без обвязки трубопроводов, взрывная волна действует в направлении  $Z$ ;
- 2) колонна с обвязкой трубопроводов, взрывная волна действует в направлении  $Z$ ;
- 3) колонна с обвязкой трубопроводов, взрывная волна действует в направлении  $-Z$ ;
- 4) колонна с обвязкой трубопроводов, взрывная волна действует в направлении  $X$ ;
- 5) колонна с обвязкой трубопроводов, взрывная волна действует в направлении  $-X$ .

Критериями оценки воздействия взрывной волны на колонну были приняты следующие исследования:

1 перемещения верхней точки колонны во времени от действия на колонну взрывной волны;

2 напряженно-деформированного состояния анкерных болтов, в частности исследование эквивалентных пластических деформаций в болте;

3 количества болтов, в которых образовались пластические деформации;

4 максимальных пластических деформаций, возникших в трубопроводной обвязке;

5 максимальных напряжений и деформаций, возникающих в колонне.

В результате расчета программного комплекса ABAQUS наблюдалась устойчивость колонного аппарата, при воздействии взрывной волны 100 кПа.

Результаты численных экспериментов представлены на рисунках 5 - 10.

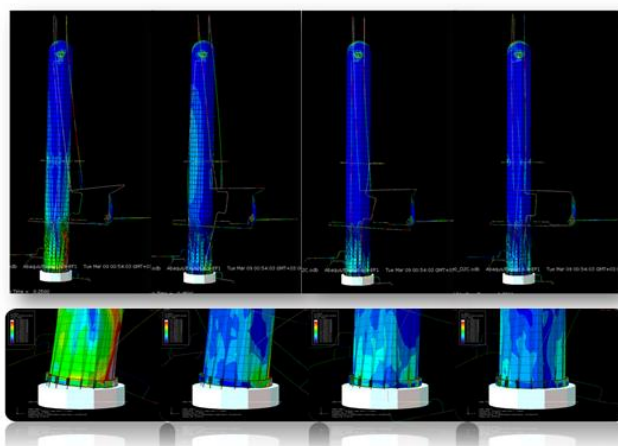


Рис. 5. Результат расчета программного комплекса ABAQUS при воздействии взрывной волны со стороны  $Z$  на колонну с учетом трубопроводной обвязки

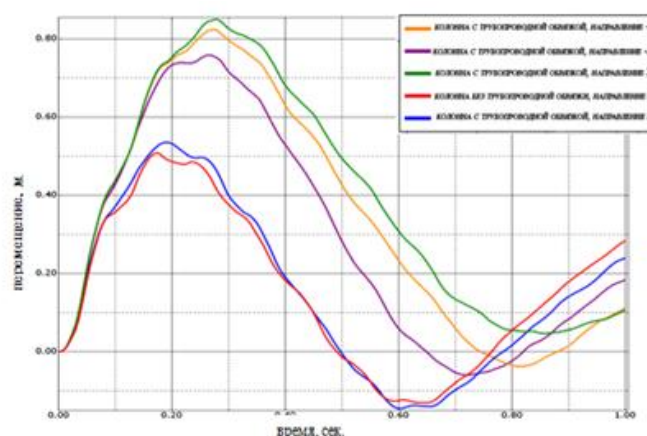


Рис. 6. Перемещение вершины колонны в направлении действия взрывной волны

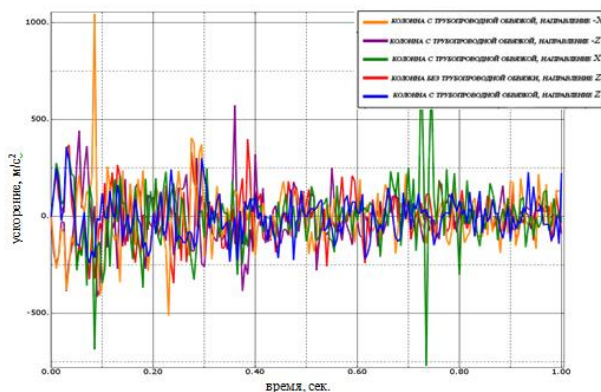


Рис. 7. Ускорение вершины колонны в направлении действия взрывной волны

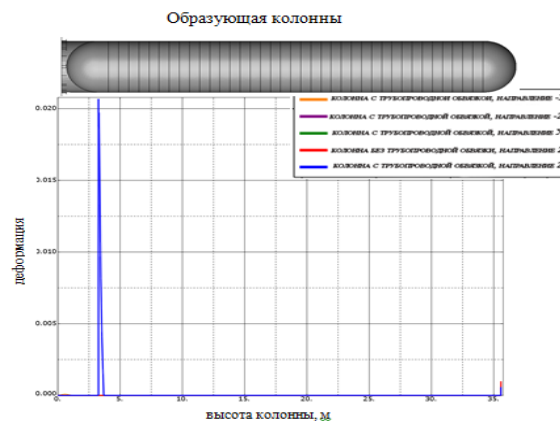


Рис. 10. Эпюра максимальных эквивалентных пластических деформаций, возникающих по высоте колонны, для всех расчётных случаев

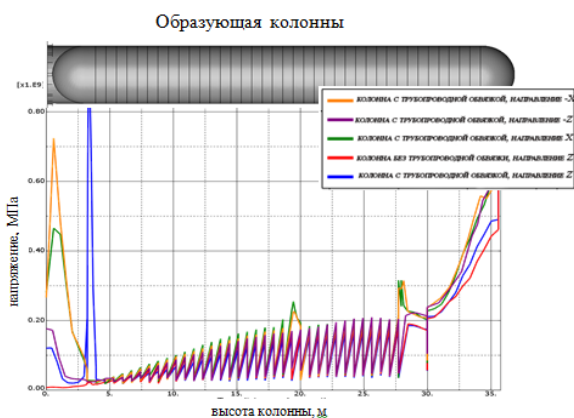


Рис. 8. Эпюра максимальных напряжений по Мизесу, действующих по высоте колонны, для всех расчётных случаев

Таблица 1

Численные значения результатов исследования

Расчётный случай	Максимальное перемещение вершины колонны	Максимальное ускорение вершины колонны	Количество болтов, получивших эквивалентные пластические деформации >0.01	Максимальные эквивалентные пластические деформации в болтах	Максимальные эквивалентные пластические деформации в фланце	Максимальные пластические деформации в трубопроводах
1 Колонна без обвязки трубопроводов, взрывная волна действует в направлении Z	0,509013	398,757	9	0,2314	0,9949	-
2 Колонна с обвязкой трубопроводов, взрывная волна действует в направлении Z	0,535253	359,195	9	0,8673	0,9795	0,0901
3 Колонна с обвязкой трубопроводов, взрывная волна действует в направлении X	0,850111	780,152	11	1,007	0,9655	0,1456
4 Колонна с обвязкой трубопроводов, взрывная волна действует в направлении -Z	0,758749	574,006	11	0,8486	1,013	0,4642
5 Колонна с обвязкой трубопроводов, взрывная волна действует в направлении -X	0,824315	1044,34	11	1,040	0,5698	0,6314

На основании результатов, полученных при исследовании, необходимо отметить, что колонный аппарат не теряет своей устойчивости от воздействия на него взрывной ударной волны ( $P=0\div 100$  кПа) с разных ортогональных направлений.

Максимальные эквивалентные пластические деформации в нижнем опорном кольце колонны достигают значение 1,013 при ударе взрывной волны со стороны  $-Z$ . Максимальные перемещения вершины колонны 0,850111 м достигаются при направлении взрывной волны со стороны X.

Количество анкерных болтов, получивших пластические деформации, варьируется от 9-11 шт. из 16 шт. Максимальные эквивалентные пластические

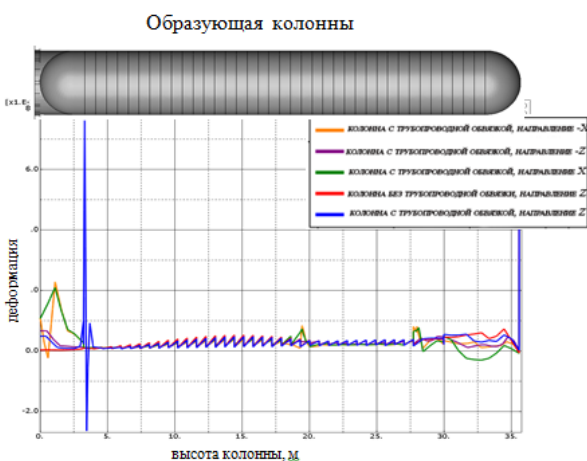


Рис. 9. Эпюра максимальных логарифмических деформаций, возникающих по высоте колонны, для всех расчётных случаев

деформации в анкерных болтах возникают при действии взрывной волны в направлении –Х.

Трубопроводная обвязка колонны, подверженная воздействию взрывной волны с разных направлений, деформируется.

Максимальные пластические деформации в трубопроводной обвязке возникают в зонах крепления трубопроводов к ректификационной колонне и изменяются в пределах 0,0901-0,6314, наиболее неблагоприятное направление взрывной волны со стороны –Х.

При проведении мониторинга объекта, подверженного воздействию взрывной волны, одной из наиболее актуальных является задача объективного своевременного обнаружения опасных участков и организация контроля за их развитием с использованием методов неразрушающего контроля [7].

На рисунке 11 представлены наиболее опасные участки исследуемого объекта, подлежащие диагностированию, возникшие после воздействия взрыва.

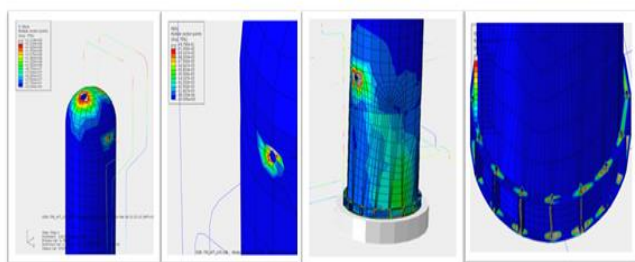


Рис. 11. Наиболее опасные участки объекта, подлежащие диагностированию, возникшие после воздействия взрывной волны

#### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

С учетом многофакторного нагружения и детализации геометрии объекта с применением метода конечных элементов, реализованного в программном комплексе ABAQUS, смоделировано динамическое поведение ректификационной колонны с трубопроводной обвязкой установки вторичной перегонки бензина при воздействии ударной взрывной волны.

В результате исследования динамического поведения колонного аппарата с трубопроводной обвязкой при воздействии взрывной ударной волны получены характерные изменения распределения пластических деформации в различных элементах модели при разном направлении действия взрывной волны: максимальные эквивалентные пластические деформации в зонах крепления трубопроводов к ректификационной колонне изменяются в пределах 0,09-0,63, в нижнем опорном кольце 0,56-1,01, в анкерных болтах 0,84-1,04.

При максимальном воздействии взрывной ударной волны 100 кПа колонный аппарат, обвязанный технологи-

ческими трубопроводами, сохраняет свою устойчивость в вертикальном положении, однако, возникают узлы, испытывающие пластические деформации от воздействия взрыва, подлежащие тщательному диагностированию неразрушающими методами контроля для принятия дальнейшего решения об эксплуатации объекта.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Тляшева Р.Р. Мониторинг опасных производственных объектов нефтегазовой отрасли / Р.Р. Тляшева, А.Г. Чиркова, В.Р. Идрисов, Е.М. Ковалев, Е.В. Давыдова // Нефтегазовое дело. – 2006. – Т. 4. – № 2. – С. 108-123.
2. Хуснияров М.Х. Техногенный риск и управление промышленной безопасностью нефтеперерабатывающих предприятий / М.Х. Хуснияров, А.П. Вережкин, И.Р. Кузеев, Р.Р. Тляшева, Д.С. Матвеев, О.И. Гаевская, А.В. Чикуров, Р.М. Харисов, Е.А. Наумкин Е.А., А.С. Симарчук. – Уфа: Футурус Принт, 2012. – 332
3. Иванова Е.И. Анализ опасности технологической системы с применением графических моделей / Е.И. Иванова, Р.Р. Тляшева, А.Ю. Абызгильдин // Мировое сообщество: проблемы и пути решения Уфимский государственный нефтяной технический университет. – 2005. – С. 41-43
4. Управление промышленной безопасностью опасных производственных объектов нефтегазовой отрасли / И.Р. Кузеев, Р.Р. Тляшева, К.А. Ильин // Нефтегазовое дело. – 2007. – Т. 5. – № 1. – С. 203-218..
5. Тляшева Р.Р. Мониторинг степени опасности производственных объектов нефтегазовой отрасли / Р.Р. Тляшева, А.Г. Чиркова, И.Р. Кузеев. – Уфа: УГНТУ, 2008. – 260 с
6. Тляшева Р.Р. Принципы обеспечения безопасной эксплуатации объектов предприятий нефтепереработки / Р.Р. Тляшева, И.Р. Кузеев // Нефтегазовое дело. – 2005. – Т. 3. – С. 285-291.
7. Кузеев И.Р. Создание метода управления промышленной безопасностью опасных производственных объектов нефтегазовой отрасли / И.Р. Кузеев, А.Г. Чиркова, Р.Р. Тляшева, Е.Н. Буркина // Безопасность жизнедеятельности. – 2009. – № 4. – С. 10-14.
8. Кузеев И.Р. Исследование напряженно-деформированного состояния аппарата колонного типа с трубопроводной обвязкой при взрывном воздействии ударной волны / И.Р. Кузеев, Р.Р. Тляшева, Е.А. Гостёнова // Проблемы сбора, подготовки и транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2009. – № 2. – С. 111-115.
9. Гостёнова Е.А. Оценка влияния трубопроводной обвязки на взрывоустойчивость аппарата колонного типа / Е.А. Гостёнова, Р.Р. Тляшева, И.Р. Кузеев // Электронный научный журнал Нефтегазовое дело. – 2010. – № 1. – С. 26.
- 10.

# Deformation Of Industrial Pipelines Under The Influence Of Shock Wave

Tlyasheva R.R., Gostenova E.A., Kuzeev I.R.  
Ufa State Petroleum Technological University  
Ufa, the Russian Federation  
[rezedat@gmail.com](mailto:rezedat@gmail.com), [kuzeev2002@mail.ru](mailto:kuzeev2002@mail.ru)

*Abstract.* Analysis of statistical information regarding accidents connected with explosions showed that in case of vertical vessel damage such accidents are usually accompanied by drastic consequences causing affect on humans and destruction of surrounding industrial facilities.

Nowadays issues related to practical calculation of accidents consequences, taking into account dynamic factors affecting strength and stability of structures under the influence of external factors, including explosion, are still poorly covered.

In this connection, authors developed a model of piping dynamic behavior under the influence of a shock wave in the full

three-dimensional setting taking into account the multi-factor loading and the object geometry detailed elaboration. Indicative changes in distribution of plastic deformations in various elements of the observed system depending on the direction of blasting effect were obtained analytically.

*Keywords:* pipelines, shock wave, stress strain behavior, finite-element model

# Особенности поведения частиц в электрофильтрах для очистки дымовых газов угольных электростанций

Верещагин И.П., Смагин К.А., Хренов С.И.

Институт электроэнергетики, МЭИ

Москва, Россия

[vereshchagini@yandex.ru](mailto:vereshchagini@yandex.ru), [smaginka@mpei.ru](mailto:smaginka@mpei.ru), [khrenovsi@mpei.ru](mailto:khrenovsi@mpei.ru)

**Аннотация.** Пластинчатые электрофильтры являются основным аппаратом для очистки дымовых газов угольных электростанций от взвешенных в них частиц. Движение частиц зола в поле коронного разряда и турбулентном потоке газа приводит к стохастическому разбросу в значениях заряда частиц. Наиболее достоверно эти разбросы могут быть определены с использованием траекторного метода. Его использование для решения данной задачи вызывало затруднения в связи с необходимостью большого объема вычислений. Однако особенности задачи, использования новых приемов программирования и возможности современных компьютеров позволили провести необходимые расчеты. Была разработана программа и рассчитаны разбросы зарядов частиц при варьировании параметров электрофильтра. Произведен анализ влияния параметров электрофильтра на функцию распределения по зарядам частиц. Варьировались межэлектродное расстояние, интенсивность коронного разряда, величина коэффициента турбулентной диффузии. Установлено, что разброс зарядов частиц принимает наибольшие значения на начальном участке длины электрофильтра. Хорошим приближением является расчёт степени очистки по средней величине заряда.

**Ключевые слова:** электрофильтр, дымовые газы, коронной разряд, зарядка частиц, траекторный метод, разброс зарядов.

## ВВЕДЕНИЕ

Пластинчатые электрофильтры являются основным аппаратом для очистки дымовых газов угольных электростанций от взвешенных в них частицах. Зарядка и движение частиц в поле коронного разряда в турбулентном потоке газа являются главным процессом, определяющим работу электрофильтра. Расчет этого процесса производится обычно на основании уравнения неразрывности для потока частиц [1]. Однако при этом не учитывается разброс в скорости и зарядах движущихся частиц, связанный с турбулентным характером течения. Предложен ряд методов, в которых используется распределение по зарядам частиц и таким образом приближенно учитывается разброс зарядов [2-5]. Однако наибольшие возможности предоставляется метод траекторий [2,6]. Трудности в применении метода траекторий связаны с необходимостью расчета большого числа траекторий отдельных частиц и, как следствие, в очень высоких требованиях к быстродействию компьютерной техники. Положение упрощается в связи с тем, что ранее было показано [5], что разброс зарядов частиц принимает наибольшие значения на начальном участке длины электрофильтра и это уменьшает объем вычислительной работы. В данной статье для расчетов использован метод

траекторий применительно к процессу зарядки и движения частиц в турбулентной среде.

## ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ

Схема пластинчатого электрофильтра представлена на рис. 1. Поток газа, содержащий частицы зола, поступает в канал электрофильтра, в котором между проводами и плоскими электродами создается коронный разряд. Частицы заряжаются и под действием поля выводятся из потока, осаждаются на плоских электродах.

Распределения напряженности электрического поля и объемной плотности заряда ионов определялись численным решением системы уравнений, описывающей процессы во внешней области коронного разряда [1].

К необходимым исходным данным относятся также гидродинамические характеристики потока газа в электрофильтре, прежде всего распределения средней скорости потока по сечению электрофильтра  $U_x$ , кинетическая энергия турбулентности  $k$  и средняя скорость рассеяния кинетической энергии турбулентности  $\epsilon$ .

Предполагалось, что распределения средней скорости потока и характеристик турбулентности одинаковое во всех сечениях электрофильтра. Параметры турбулентного потока газа рассчитывались на основе осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье-Стокса [7] и модели турбулентности Менгера [8].

Интегральной характеристикой турбулентности, рассчитываемой на основе величин  $k$  и  $\epsilon$ , является коэффициент турбулентной диффузии  $D_t$ . Распределения коэффициента турбулентной диффузии представлены на рис. 2. Отметим, что величина  $D_t$  может существенно превосходить естественные значения при данном числе Рейнольдса за счет влияния электрического ветра [9] и вторичных потоков при сбросе агрегатов в бункер [10].

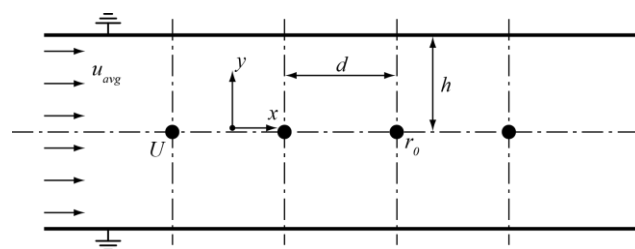


Рис. 1. Пластинчатый электрофильтр

$u_{avg}$  — средняя скорость потока газа,  $U$  — напряжение питания,  $r_0$  — радиус провода



ОСНОВНЫЕ СООТНОШЕНИЯ

Распределения скорости и зарядов частиц рассчитывались по большому числу траекторий частиц, распределение которых задавалось на входе в электрофильтр.

Движение каждой материальной частицы определяется соотношениями:

$$m_p \frac{dV}{dt} = F_d + F_q, \tag{1}$$

$$F_d = 6\pi\mu r_p (U - V)|U - V|, F_q = qE, \tag{2}$$

где  $m_p$  — масса частицы,  $F_d$  — сила сопротивления среды,  $F_q$  — электрическая сила,  $V$  — скорость частицы,  $U$  — скорость потока газа,  $\mu$  — динамическая вязкость воздуха,  $r_p$  — радиус частицы,  $q$  — заряд частицы,  $E$  — напряженность электрического поля коронного разряда.

Для расчёта силы сопротивления среды использовалась формула Стокса, поскольку для характерных скоростей движения частиц радиусом менее 10 мкм в электрофильтре режим обтекания их потоком газа можно считать ламинарным.

Скорость зарядки определялась с учетом ударного и диффузионного механизмов процесса зарядки частиц в поле коронного разряда [11]:

$$\frac{dq}{dt} = \begin{cases} \frac{q}{\tau_q} \cdot \left(1 - \frac{q}{q_{max}}\right) + f(E^*) \cdot \frac{16\pi\epsilon_0 r_p k_b T}{\tau_q e}, & q \leq q_{max}, \\ f(E^*) \cdot \frac{4}{\tau_q} \cdot \frac{q - q_{max}}{\exp\left[\frac{(q - q_{max})}{4\pi\epsilon_0 r_p} / \frac{k_b T}{e}\right] - 1}, & q > q_{max}, \end{cases} \tag{3}$$

$$E^* = \frac{r_p E e}{k_b T}, \tau_q = \frac{4\epsilon_0}{en_0 k}, \tag{4}$$

$$f(E^*) = \begin{cases} (E^* + 0,475)^{0,575}, & E^* \leq 0,525, \\ 1, & E^* > 0,525, \end{cases} \tag{5}$$

где  $q_{max} = 12\pi\epsilon_0 r_p^2 E$  — предельный заряд частицы по механизму ударной зарядки,  $e$  — элементарный электрический заряд,  $\epsilon_0$  — диэлектрическая проницаемость вакуума,  $k_b$  — постоянная Больцмана,  $T$  — абсолютная температура,  $n_0$  — счетная концентрация ионов,  $k$  — подвижность ионов.

Скорость движения газа  $U$  представим как сумму осреднённой  $\langle U \rangle$  и пульсирующей  $u$  составляющих [7]:

$$U = \langle U \rangle + u. \tag{6}$$

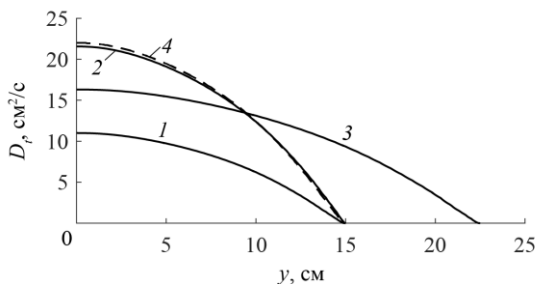


Рис. 2. Распределения коэффициента турбулентной диффузии по сечению

1 — 2h=300 мм,  $u_{avg}=1$  м/с; 2 — 2h=300 мм,  $u_{avg}=2$  м/с; 3 — 2h=450 мм,  $u_{avg}=1$  м/с; 4 — 2h=300 мм,  $u_{avg}=1$  м/с, увеличенный  $D_t$

Статистические характеристики пульсирующей составляющей скорости газа  $u$  вдоль траектории частицы определяются лагранжевой корреляционной функцией [12]:

$$B_{Lii}(\Delta t) = \langle u_i(x(t + \Delta t))u_i(x(t)) \rangle, \tag{7}$$

где  $x(t)$  — координата частицы в момент времени  $t$ ,  $i$  — номер компоненты вектора, угловыми скобками обозначена операция осреднения.

Лагранжева корреляционная функция скорости показывает связь между пульсирующими компонентами скорости в разные моменты времени вдоль траектории частицы.

Наиболее часто в литературе  $B_{Lii}$  аппроксимируется экспоненциальной функцией [12]:

$$B_{Lii}(\Delta t) = \exp(-\Delta t / T_L), \tag{8}$$

где  $T_L$  — лагранжев интегральный временной масштаб.

В теории турбулентности лагранжев интегральный масштаб  $T_L$  выражается через величины  $k$  и  $\epsilon$  [12]:

$$T_L = C_1 \frac{k}{\epsilon}, \tag{9}$$

где  $C_1=0,16$ ,  $k$  — кинетическая энергия турбулентности,  $\epsilon$  — скорость рассеяния кинетической энергии турбулентности.

Для моделирование экспоненциальной зависимости корреляционной функции  $B_{Lii}$  используется линейная связь между пульсирующими составляющими скорости в два разных момента времени [13]:

$$\tilde{u}_i = u_i / \sqrt{\langle u_i^2 \rangle}, \sqrt{\langle u_i^2 \rangle} — \text{среднеквадратичное отклонение скорости газа, } \alpha — \text{случайная величина, распределённая по нормальному закону с нулевым математическим ожиданием и заданным среднеквадратичным отклонением } \sigma_\alpha. \tag{10}$$

Среднеквадратичное отклонение параметра  $\alpha$  находится из условия нормировки [13]:

$$\langle \tilde{u}_i^2(x(t + \Delta t)) \rangle = 1, \tag{12}$$

тогда

$$\sigma_\alpha = \sqrt{1 - B_{Lii}(\Delta t)^2}. \tag{13}$$

Величина коэффициента турбулентной диффузии определяется на основе соотношения [12]:

$$D_t = \langle u_i^2 \rangle T_L. \tag{14}$$

АЛГОРИТМ РАСЧЕТА

В расчётной области задается прямоугольная сетка с постоянным шагом  $\Delta x$  и  $\Delta y$ . Для накопления данных о распределении зарядов частиц, в каждой ячейке диапазон зарядов от нуля до предельного значения  $Q_m = 4q_{max.Eavg}$  ( $q_{max.Eavg}$  — предельный заряд при средней напряженности) разбивается на интервалы с шагом  $\Delta q$ .

На входе задается равномерное распределение концентрации, для чего в каждую ячейку во входном сечении помещалось одинаковое число частиц. Производные в соотношениях (1), (3) аппроксимируются конечными разностями и производится численный расчёт траекторий. Траектория частицы рассчитывается от входного сечения до ее осаждения или ухода из расчетной области.

По результатам расчета всех траекторий для каждой ячейки сетки получается распределение частиц по значениям заряда, для которого могут быть рассчитаны необходимые статистические характеристики, такие как концентрация частиц, средний заряд и коэффициент вариации заряда.

Поскольку взаимодействием частиц пренебрегается, то расчёт траекторий производится независимо. Поэтому для ускорения вычислений использовался параллельный расчёт траекторий. Для распараллеливания программы расчета, написанной на языке C++ [14], использован стандарт OpenMP [15].

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Заряды частиц, приобретенные ими при движении в поле коронного разряда в промежутке между электродами в электрофилт্রে характеризуются функциями распределения по зарядам. Функциям распределения соответствуют средние значения  $q_{avg}$  и среднеквадратичные отклонения  $\sigma_q$ . Разброс зарядов частиц отражает коэффициент вариации  $K_q = q_{avg} / \sigma_q$ .

Коэффициент вариации  $K_q$  рассчитывался для каждой ячейки сетки промежутка электрофилтра по большому числу траекторий ( $10^6$  частиц) равномерно распределенных в потоке, поступающем на вход электрофилтра. Задавался входной участок длины электрофилтра, на котором электроды отсутствовали ( $L_{in}=1,0$  м), который был необходим, чтобы получить установившиеся значения коэффициента турбулентной диффузии  $D_t$ . Для вычислений использовался компьютер с параметрами: процессор Intel Xeon E3-1240 v3, объем оперативной памяти 32 GB.

Расчеты были выполнены для ряда режимов и параметров электрофилтра, представленных в табл. 1. Выбор вариантов позволяет оценить влияние изменения параметров на величины, характеризующие разброс зарядов частиц.

Таблица 1

Исходные параметры

№ вар.	2h, мм	d, мм	r0, мм	Eavg, кВ/см	uavg, м/с	rр, мкм	Dt, см <sup>2</sup> /с
1	300	120	0,5	3,0	1,0	2	рис. 2, 1
2	450	120	0,5	3,0	1,0	2	рис. 2, 3
3	300	120	0,5	3,0	2,0	2	рис. 2, 2
4	300	120	0,5	3,8	1,0	2	рис. 2, 1
5	300	120	0,5	3,0	1,0	5	рис. 2, 1
6	300	120	0,5	3,0	1,0	2	рис. 2, 4

Разброс зарядов частиц связан с влиянием двух факторов: турбулентным характером течения газа в рабочем пространстве электрофилтра и неравномерным распределением напряженности и плотности объемного заряда.

Первое из них связано с вариациями в траекториях частиц из-за случайного характера пульсаций скорости, а второе — с резким возрастанием напряженности и плотности объемного заряда вблизи коронирующих электродов.

Относительное влияние этих факторов отражает число Пекле, которое определяется отношением скорости дрейфа частиц к эквивалентной скорости турбулентного переноса:

$$Pe = \frac{V_{dr} h}{D_t}, \tag{15}$$

где  $V_{dr}$  — скорость дрейфа частиц под действием электрической силы.

Примеры характерных распределений частиц по зарядам представлены на рис. 3, 4. Их вид несколько изменяется в зависимости от области пространства промежутка, к которой они относятся. Наблюдается некоторая асимметрия в распределениях — более медленный спад в правой части характеристики по сравнению с ростом значений в левой части. Асимметрия более существенна в области вблизи проводов, что связано с увеличением зарядки и скорости дрейфа частиц в этой области.

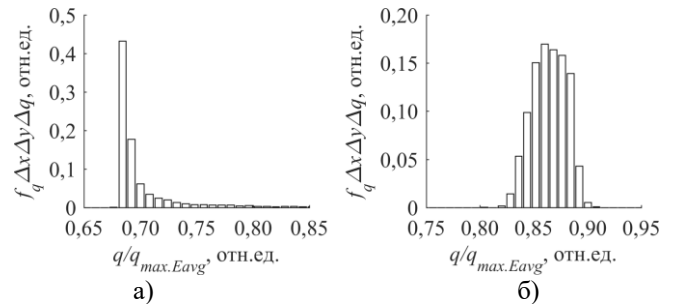


Рис. 3. Функции распределения частиц по величине заряда: а)  $x=30$  см,  $y=5$  см б)  $x=30$  см,  $y=12$  см

Параметры расчета: вар. №1,  $q_{max.Eavg}=4 \cdot 10^{-16}$  Кл,  $\Delta x=\Delta y=1$  мм,  $\Delta q=3,2 \cdot 10^{-18}$  Кл

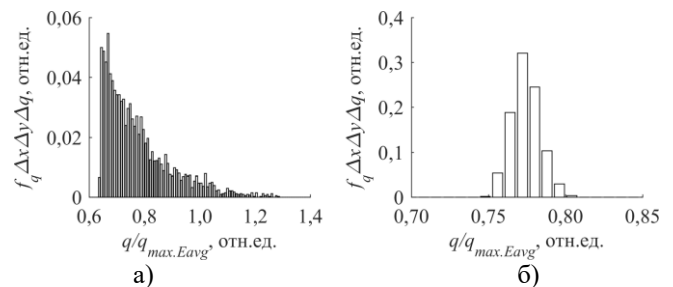


Рис. 4. Функции распределения частиц по величине заряда: а)  $x=30$  см,  $y=5$  см б)  $x=30$  см,  $y=12$  см

Параметры расчета: вар. №5,  $q_{max.Eavg}=2,5 \cdot 10^{-15}$  Кл,  $\Delta x=\Delta y=1$  мм,  $\Delta q=2 \cdot 10^{-17}$  Кл

Распределения коэффициента вариации заряда частиц по длине электрофилтра представлены на рис. 5,6. Максимум в значениях  $K_q$  сдвигается к плоскости с ростом длины электрофилтра и уменьшается по величине. Практически при  $x>0,5$  м разброс в зарядах частиц становится пренебрежимо малым. С ростом скорости потока газа в электрофилтре  $u_{avg}$  разброс в зарядах возрастает. Тоже самое происходит с уменьшением размера частиц, что соответствует изменениям числа Пекле.

Указанные на рис. 5,6 доверительные интервалы для  $K_q$  соответствуют доверительной вероятности 0,9 [16,17]. Размер доверительных интервалов несколько увеличивается в направлении к плоским электродам. Их величина свидетельствует о достаточном количестве рассчитываемых траекторий.

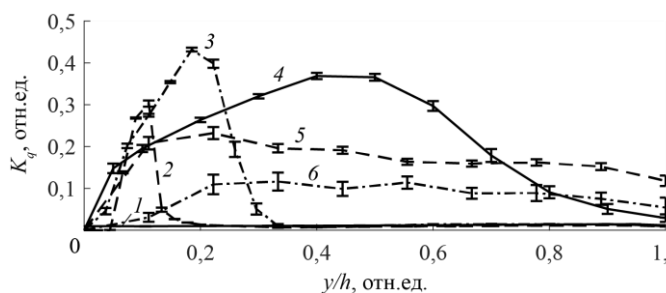


Рис. 5. Распределения коэффициента вариации зарядов частиц по сечению (параметры расчета: вар. №1, 1 —  $x=0$ ; 2 —  $x=0,75d$ ; 3 —  $x=1,5d$ ; 4 —  $x=3,5d$ ; 5 —  $x=7,5d$ ; 6 —  $x=16d$ )

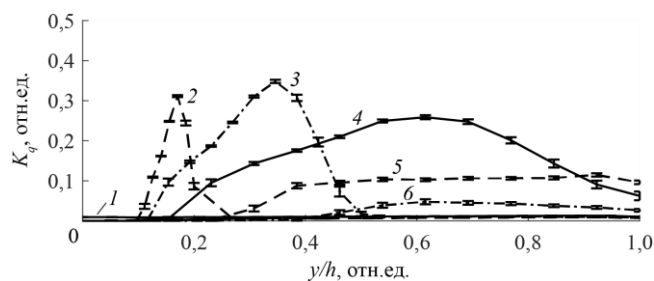


Рис. 6. Распределения коэффициента вариации зарядов частиц по сечению (параметры расчета: вар. №5, 1 —  $x=0$ ; 2 —  $x=0,75d$ ; 3 —  $x=1,5d$ ; 4 —  $x=2,5d$ ; 5 —  $x=4,0d$ ; 6 —  $x=5,5d$ )

Таблица 2

Значения коэффициентов вариации зарядов ( $K_q$ , отн.ед.)

№ вар.	$x=1,5d$ (18 см)				$x=7,5d$ (90 см)				$x=16d$ (192 см)			
	$y=y_{max}$ ( $y_{max}/h$ )	$y=0,2h$	$y=0,5h$	$y=0,8h$	$y=y_{max}$ ( $y_{max}/h$ )	$y=0,2h$	$y=0,5h$	$y=0,8h$	$y=y_{max}$ ( $y_{max}/h$ )	$y=0,2h$	$y=0,5h$	$y=0,8h$
1	0,438 (0,19)	0,437	0,011	0,014	0,238 (0,22)	0,209	0,174	0,154	0,142 (0,39)	0,086	0,128	0,081
2	0,411 (0,13)	0,025	0,011	0,011	0,223 (0,17)	0,171	0,167	0,147	0,157 (0,31)	0,071	0,079	0,053
3	0,504 (0,12)	0,110	0,013	0,016	0,432 (0,15)	0,380	0,362	0,275	0,433 (0,20)	0,405	0,333	0,279
4	0,344 (0,23)	0,303	0,013	0,011	0,075 (0,33)	0,039	0,063	0,038	0,001 (0,77)	—	—	—
5	0,351 (0,34)	0,151	0,016	0,010	0,008 (0,84)	—	—	0,006	—	—	—	—
6	0,431 (0,20)	0,431	0,013	0,018	0,315 (0,24)	0,274	0,218	0,160	0,301 (0,14)	0,212	0,224	0,143

Дополнительные сведения о влиянии параметров и режима работы электрофильтра дает табл. 2, в которой функция распределения  $K_q$  представлена значениями в фиксированных точках промежутка.

Значения  $K_q$  при  $y=0,2h$  характеризуют область вблизи проводов;  $y=0,5h$  — в средней части промежутка;  $y=0,8h$  — у плоскости. Отмечены также максимальные значения и соответствующие им координаты  $y$  (в скобках).

Представленные в табл. 2 результаты свидетельствуют о том, что:

- при  $y > 0,5h$   $K_q$  уменьшается до незначительных значений (кроме режима 4,  $u_{avg}=2,0$  м/с);
- увеличение размера частиц приводит к уменьшению максимума и ускорению спада  $K_q$  с ростом длины электрофильтра (режимы 1 и 5, прочерк в графах свидетельствует об очень малой величине  $K_q$ );
- разброс зарядов увеличивается с ростом межэлектродного расстояния (режимы 1 и 2);
- увеличение интенсивности коронного разряда (изменение  $E_{avg}=U/h$ ) приводит к некоторому уменьшению  $K_q$  max (режимы 1,3 и 4);
- $K_q$  увеличивается при увеличении коэффициента турбулентной диффузии  $D_t$  (режимы 1 и 6).

#### ВЫВОДЫ

Разброс зарядов частиц в поле коронного разряда и потоке газа обусловлен турбулентными пульсациями скорости газа и неравномерным распределением напряженности поля в межэлектродном промежутке электрофильтра. Наиболее достоверным методом расчета разброса

зарядов является метод траекторий. Показаны возможности метода для решения рассматриваемой задачи. Выполнен анализ влияния параметров и режимов работы электрофильтра для очистки дымовых газов угольных электростанций на величину коэффициента вариации зарядов частиц  $K_q$ . Значения  $K_q$  имеют наибольшую величину на начальном участке электрофильтра, максимум с ростом длины смещается к плоскости. Установлено также влияние межэлектродного расстояния, размера частиц, коэффициента турбулентной диффузии. Полученные данные дают новые сведения о физике процесса газоочистки и позволяют уточнить методику расчета эффективности работы электрофильтра.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Бортник И.М. Электрофизические основы техники высоких напряжений: учеб. для вузов. – 2-е изд., перераб. и доп. / И.М. Бортник и др.; под общ. ред. И.П. Верецагина. – М.: Издательский дом МЭИ, 2010. – 704 с.
2. Schmid H.-J. On the modelling of the particle dynamics in electro-hydrodynamic flow-fields: I. Comparison of Eulerian and Lagrangian modelling approach / Schmid H.-J., Vogel L. // Powder Technol. – 2003. – vols. 135-136. – P. 118-135.
3. Мирзабекян Г.З. Уравнение кинетики зарядки и осаждения частиц в электрофильтрах с учетом турбулентного перемешивания аэрозоля / Г.З. Мирзабекян, И.Н. Григорьев // Известия АН СССР. Энергетика и транспорт. – 1975. – №2. – С.51-60
4. Григорьев Н.Н. Осаждение частиц из турбулентного потока газа в электрофильтрах / Н.Н. Григорьев, В.Д.

Ковалев, Г.З. Мирзабекян // Известия АН СССР. Энергетика и транспорт. – 1976. – №4. – С.75-84

5. Верещагин И.П. Совершенствование метода расчета процессов в электрофильтрах для очистки дымовых газов ТЭС от золы / И.П. Верещагин, К.А. Смагин, Е.М. Тимофеев // Электричество. – 2015. – №6. – С. 12-19

6. Farnoosh N. Numerical calculations of submicron particle removal in a spike-plate electrostatic precipitator / N. Farnoosh, K. Adamiak, G. S. P. Castle // IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul. – 2011. – vol. 18, is. 5. – P. 1439-1452.

7. Pope S.B. Turbulent Flows. – Cambridge University Press, 2000. – 802 p.

8. Menter F.R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications // AIAA Journal. – 1994. – vol. 32, is. 8. – P. 1598-1605.

9. Верещагин И.П. Экспериментальное исследование влияния электрического ветра на величину коэффициента турбулентной диффузии / И.П. Верещагин, А.Е. Гоник // Труды МЭИ. – 1975. – №224. – С. 72-75

10. Верещагин И.П. Анализ процессов очистки отходящих газов в пластинчатых электрофильтрах с учётом вторичного уноса частиц с электродов / И.П. Верещагин, К.А. Смагин и др. // Электротехника. – 2017. – №8. – С. 57-65

11. Lawless P.A. Particle charging bounds, symmetry relations and an analytic charging rate model for the continuum regime // J. Aerosol. Sci. – 1996. – vol. 27, is. 2. – P. 191-215.

12. Зайчик Л.И. Статистические модели движения частиц в турбулентной жидкости / Л.И. Зайчик, В.М. Алипченков. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2007. – 312 с.

13. Wang L.-P. Stochastic trajectory models for turbulent diffusion: Monte Carlo process versus Markov chains / L.-P. Wang, D.E. Stock // Atmos. Environ. – 1992. – vol. 26, is. 9. – P. 1599-1607.

14. Stroustrup B. The C++ Programming Language, 4th Edition. – Addison-Wesley Professional, 2013. – 1368 p.

15. Dagum L. OpenMP: an industry standard API for shared-memory programming / L. Dagum, R. Menon // IEEE Comput. Sci. Eng. – 1998. – vol. 5, is. 1. – P. 46-55.

16. Graham D.I. How many particles for my Lagrangian simulations / D.I. Graham, R.A. Morye // Powder Technol. – 2002. – vol. 26, is. 2-3. – P. 179-186.

17. Вентцель Е.С. Теория вероятностей. – М.: Высшая школа, 2001. – 575 с.

## Statistical Aspects of Particle Behaviour in Industrial Electrostatic Precipitators

Vereshchagin I.P., Smagin K.A., Khrenov S.I.

Institute of Electrical Power Engineering

Moscow Power Engineering Institute

[vereshchagini@yandex.ru](mailto:vereshchagini@yandex.ru), [smaginka@mpei.ru](mailto:smaginka@mpei.ru), [khrenovsi@mpei.ru](mailto:khrenovsi@mpei.ru)

**Abstract.** Wire-plate electrostatic precipitators are the key tools in cleaning exhaust gas from ash at coal-fired power plants. Particle motion in the corona discharge and the turbulent flow results in the dispersion of particle charges. The Lagrangian particle tracking is the most accurate technique for the computation of dispersion of particle charges. The Lagrangian approach has a high computational cost which complicates its application to the considered problem. However, the problem peculiarities, the use of modern programming techniques and computer hardware allowed for performing the desired calculations. The computer program was developed and the dispersions of particle charges were calculated for various precipitator parameters. The influence of precipitator

parameters on particle charge distribution functions was investigated. The plate-to-plate distance, the corona discharge intensity, the mean flow velocity and the turbulent diffusion coefficient were varied. It is found that the dispersion of particle charges is negligible beyond the initial section of the precipitator. The use of average particle charges for the calculation of collection efficiency is a good approximation.

**Keywords:** electrostatic precipitator, fly ash, corona discharge, particle charging, lagrangian particle tracking, charge distribution function.

**Пром-Инжиниринг**  
**труды IV международной научно-технической конференции**

15-18 мая 2018 года

Москва-Челябинск-Новочеркасск

Текстовое электронное издание

50,0 Мб

Ответственный редактор: профессор, доктор техн. наук А.А. Радионов

Издательский центр Южно-Уральского государственного университета

---

Подписано к использованию 20.06.2018.  
Заказ 67

---

454080, г. Челябинск, пр. им. В.И. Ленина, 76