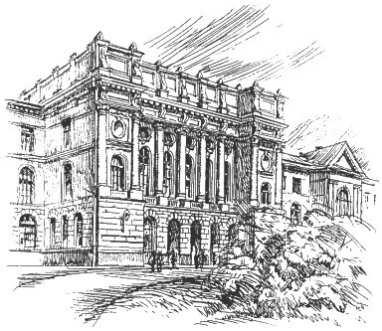
1(238)/2016



Научно-технические ведомости СПбГПУ

St. Petersburg Polytechnic University Journal of Engineering Sciences And Technology

Санкт-Петербург: Издательство Политехнического университета

Министерство образования и науки РФ

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбГПУ
ST. PETERSBURG POLYTECHNIC UNIVERSITY
JOURNAL OF ENGINEERING SCIENCES AND TECHNOLOGY

РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ ЖУРНАЛА

Васильев Ю.С., академик РАН (научный руководитель);

Алферов Ж.И., академик РАН;

Згуровский М.З., ин. член РАН, академик НАН Украины;

Костюк В.В., академик РАН;

Лагарьков А.Н., академик РАН;

Окрепилов В.В., академик РАН;

Патон Б.Е., академик НАН Украины и РАН;

Рудской А.И., чл.-корр. РАН;

Тендлер М.Б., ин. член РАН (Швеция);

Федоров М.П., академик РАН

EDITORIAL COUNCIL

Vasiliev Yu.S.— full member of the Russian Academy of Sciences, Scientific director of the Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University (head of the editorial council);

Alferov Zh.I.— full member of the Russian Academy of Sciences;

Zgurovskiy M.Z.— foreign member of the Russian Academy of Sciences, full member of the National Academy of Sciences of Ukraine;

Kostiuk V.V. — full member of the Russian Academy of Sciences;

Lagar'kov A.N. — full member of the Russian Academy of Sciences;

Okrepilov V.A. — full member of the Russian Academy of Sciences;

Paton B.E. — full member of the Russian Academy of Sciences and the National Academy of Sciences of Ukraine;

Rudskoy A.I. — corresponding member of the Russian Academy of Sciences;

Tendler M.B. — foreign member of the Russian Academy of Sciences (Sweden);

Fedorov M.P. — full member of the Russian Academy of Sciences

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ ЖУРНАЛА

Васильев Ю.С., академик РАН (главный редактор); СПбПУ

Кондратьев С.Ю., д-р техн. наук, профессор СПбПУ (зам. главного редактора);

Аксёнов Л.Б., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

Башкарёв А.Я., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

Боронин В.Н., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

Гордеев С.К., д-р техн. наук, ст. научн. сотр. ЦНИИМ

Гуменюк В.И., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

Дегтярева Р.В., д-р ист. наук, профессор СПбПУ

Иванов А.В., д-р техн. наук; СПбПУ

Кириллов А.И., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

Титков В.В., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

Толочко О.В., д-р техн. наук, профессор СПбПУ

JOURNAL EDITORIAL BOARD

Vasiliev Yu.S. — full member of the Russian Academy of Sciences, President of the Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University (editor-in-chief)

Kondrat'ev S.Yu. — Dr.Sc. (tech.), prof. (deputy editor-in-chief); SPbPU

Aksyonov L.B. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Bashkarev A.Ya. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Boronin V.N. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Gordeev S.K. — Dr.Sc. (tech.), prof. CNIIM

Gumenyuk V.I. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Degtyareva R.V. — Dr.Sc. (history), prof. SPbPU

Ivanov A.V. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Kirillov A.I. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Titkov V.V. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Tolochko O.V. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Журнал с 1995 года издается под научно-методическим руководством Российской академии наук.

Журнал с 2001 года входит в Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные результаты диссертаций на соискание ученой степени доктора и кандидата наук.

Сведения о публикациях представлены в Реферативном журнале ВИНИТИ РАН, в базе Russian Science Citation Index на платформе Web of Science, международной библиографической и реферативной базе данных ProQuest, в международной наукометрической базе Index Copernicus, в международной системе по периодическим изданиям "Ulrich's Periodicals Directory".

Журнал зарегистрирован в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия (свидетельство ПИ № ФС77-25981 от 13 октября 2006 г.)

Подписной индекс **18390** в объединенном каталоге «Пресса России».

С 2005 года журнал включен в базу данных «Российский индекс научного цитирования» (РИНЦ), размещенную на платформе Научной электронной библиотеки на сайте http://www.elibrary.ru

При перепечатке материалов ссылка на журнал обязательна.

Точка зрения редакции может не совпадать с мнением авторов статей.

Адрес редакции и издательства: Россия, 195251, Санкт-Петербург, ул. Политехническая, д. 29.
Тел. редакции (812) 294-47-72.

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

The journal is published under the scientific and methodical guidance of the Russian Academy of Sciences since 1995.

The journal has been included in the List of leading peer-reviewed scientific journals and other editions to publish major findings of theses for the research degrees of Doctor of Sciences and Candidate of Sciences since 2001.

The publications are presented in the VINITI RAS Abstract Journal, Russian Science Citation Index on the platform Web of Science, ProQuest, Index Copernicus, Ulrich's Periodicals Directory and Russian Science Citation Index databases.

The journal is registered with the Federal Service for Supervision in the Sphere of Telecom,Information Technologies and Mass Communications (ROSKOMNADZOR). Certificate ПИ № ФС77-25981 issued October 13, 2006.

The journal is distributed through the CIS countries catalogue, the «Press of Russia» joint catalogue and the «Press by subscription» Internet catalogue. The subscription index is **18390**.

The journal has been included in the Russian Science Citation Index (RSCI) database since 2005 © Scientific Electronic Library (http://elibrary.ru/).

No part of this publication may be reproduced without clear reference to the source.

The views of the authors may not represent the views of the Editorial Board.

Address: 29 Politekhnicheskaya St., St. Petersburg 195251, Russia.

© Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, 2016

Содержание

Энергетика и электротехника

Кудрявцев И.А., Ласкин А.С. *Аэродинамическое совершенствование входных устройств цилиндров высокого давления мощных паровых турбин на основе численного моделирования* 7

Матросов А.В. *Анализ режимов многомашинного электрогидравлического привода затвора гидротурбины* 19

Батухтин А.Г., Кобылкин М.В., Барановская М.Г. *Применение тепловых насосов для развития теплофикации* 28

Соловьев Ю.В., Назарычев А.Н. *Анализ влияния технологических факторов на процессы образования механических повреждений полимерной изоляции проводов при эксплуатации* 37

Григорьева Д.В., Шарапа Е.Г. *Оценка влияния модернизации цилиндра низкого давления турбины Т-250/300-240 на режимные параметры южной ТЭЦ-22 ТГК-1* 46

Сахно Л.И., Сахно О.И., Варламов Ю.В., Лихачев Д.И. *Аналитический расчет импеданса трансформатора машины контактной сварки* 57

Металлургия и материаловедение

Морачевский А.Г., Попович А.А., Демидов А.И. *Применение лития, его сплавов и соединений в химических источниках тока (К 25-летию начала производства литий-ионных аккумуляторов)* 65

Рудской А.И., Соколов Ю.А., Павлушин Н.В. *Установка для гибридной технологии синтеза композиционных порошковых изделий* 80

Галевский Г.В., Руднева В.В., Гарбузова А.К., Ефимова К.А. *Моделирование процессов борido- и карбидообразования при переработке титансодержащего сырья в плазменном реакторе* 90

Фук Д.В., Ганин С.В., Цеменко В.Н. *Исследование процесса уплотнения порошковых материалов с использованием программного пакета ABAQUS* 100

Востров В.Н., Радкевич М.М., Юйцзян Е. *Статистическое моделирование основных параметров процессов накатывания внутренних зубьев* 111

Охапкин К.А., Кудрявцев А.С., Груздев Д.А., Рерих Г.К. *Анализ физико-математической модели и разработка рекомендаций по схеме деформирования крупногабаритных поковок из сплава марки ХН55МВЦ-ИД* 122

Колбасников Н.Г., Матвеев М.А. *Исследование влияния бора на высокотемпературную пластичность микролегированных сталей* 129

Добротворский А.М., Гюлиханданов Е.Л., Масликова Е.И. *Деградация структуры и свойств труб из теплостойких сталей после длительной эксплуатации на нефтеперерабатывающих предприятиях* 136

Машиностроение

Бундур М.С., Пелевин Н.А., Прокопенко В.А. *Динамика высокоскоростных шпиндельных узлов тяжелого станочного оборудования* 145

Кущенко А.В., Башкарев А.Я. *Управление фрикционными свойствами полиамидных покрытий в соединениях с натягом* 155

Усов О.А., Белоутов Г.С., Корольков Р.Н., Лойко А.В. *Сравнительный анализ военной гусеничной машины с электромеханической и механической трансмиссией по показателям оперативной подвижности и топливной экономичности* 163

Смирнов А.Б., Зиеп Хоанг Ф., Полищук М.Н. *Компьютерное моделирование работы двухкоординатного столика с пьезоэлектрическими актюаторами* 172

Хроника событий

Козлов М.М., Лагушкин С.Г. *М.В. Фрунзе и Политехнический институт* 183

Contents

Power engineering and Electrical engineering

Kudryavtsev I.K., Laskin A. L. *Aerodynamic development of input devices of HPC of powerful steam turbines based on numerical simulation* 7

Matrosov A.V. *Operational modes of an electrohydraulic drive of a ring gate for a hydraulic turbine* 19

Batukhtin A.G., Kobylkin M.V., Baranovskaia M.G. *Application of heat pumps as the direction of the development of district heating cogeneration* 28

Solovyev Y.V., Nazarythev A.N. *The analysis of technological impacts on mechanical damages growth in polymeric insulation of covered conductors* 37

Grigoreva D.V., Sharapa E. *Assessment of the effect of modernizing the low pressure cylinder of the T-250/300-240 turbine of the Yuzhnaya CHP-22 TGC-1* 46

Sakhno L.I., Sahno O.I., Varlamov Yu.V., Likhachev D.I. *Analytical calculation of the impedance of the resistance of a spot welding machine transformer* 57

Metallurgy and Materials technology

Morachevskij A.G., Popovich A.A., Demidov A.I. *Application of lithium, its alloys and compounds for electrochemical power sources (Dedicated to the 25th anniversary of starting the production of lithium-ion cells)* 65

Rudskoy A.I., Sokolov Yu. A., Pavlushin N.V. *Installation for implementing a hybrid technology for synthesizing composite powder products* 80

Galevsky G.V., Rudneva V.V., Garbuzova A.K., Efimova K.A. *Modeling boride and carbide formation in the processing of titanium-containing raw materials in a plasma reactor* 90

Fuk D.V., Ganin S.V., Tsemenko V.N. *Study of the consolidation of powder materials using the ABAQUS software package* 100

Vostrov V.N., Radkevich M.M., Yuiczyan E. *Statistical modeling of main parameters of the processes of rolling the inner teeth* 111

Okhapkin K.A., Kudryavtsev A.S., Gruzdev D.A., Rerikh G.K. *Analysis of the physico-mathematical model and development of recommendations according to the scheme of deformation of large-sized forging from grade ХН55МВЦ-ИД alloy* 122

Kolbasnikov N.G., Matveev M.A. *Research of the influence of boron on hot ductility of microalloyed steels* 129

Dobrotvorsky A.M., Gyulihandanov E.L., Maslikova E.I. *The degradation of the structure of heat-resistant steel tubes after long term use in the petrochemical industry* 136

Mechanical engineering

Bundur M.S., Pelevin N.A., Prokopenko V.A. *Dynamics of high-speed spindle blocks of heavy machine equipment* 145

Kushchenko A.K., Bashkarev Al.B. *Management frictional properties of polymer coatings in connections with a tightness* 155

Usov O.A., Beloutov G.S., Korol’kov R.N., Loyko A.V. *Comparative analysis of military tracked vehicles with electromechanical and mechanical transmission in terms of operational mobility and fuel efficiency* . 163

Smirnov A.B., Ziep Hoang P., Polishchuk M.N. *Computer modeling of the XY-stage with piezoelectric actuators* 172

Chronicle of events

Kozlov M.M., Lagushkin S.G. *M.V. Frunze and Polytechnic institute.* 183

DOI 10.5862/JEST.238.1
УДК 621.165.5

И.А. Кудрявцев, А.С. Ласкин

АЭРОДИНАМИЧЕСКОЕ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ВХОДНЫХ УСТРОЙСТВ ЦИЛИНДРОВ ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ МОЩНЫХ ПАРОВЫХ ТУРБИН НА ОСНОВЕ ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

I.A. Kudryavtsev, A.S. Laskin

AERODYNAMIC DEVELOPMENT OF INPUT DEVICES OF HPC OF POWERFUL STEAM TURBINES BASED ON NUMERICAL SIMULATION

Представлены результаты исследования структуры потока во входных устройствах ЦВД мощных паровых турбин. Сопоставлены результаты численного моделирования четырех входных устройств различной конструкции. На основании сопоставления предлагается входное устройство с улучшенными аэродинамическими характеристиками.

ПАРОВАЯ ТУРБИНА; ЦВД; ВХОДНОЕ УСТРОЙСТВО; ПОТОК; ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; АЭРОДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ; СТЕПЕНЬ НЕРАВНОМЕРНОСТИ; ПОТЕРИ КИНЕТИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ.

The data obtained through investigating the flow structure in input devices of high pressure cylinders (HPC) of powerful steam turbines are presented in this article. Results of numerical simulation are compared for four constructions of the input devices. As a result of this study, we have constructed an input device with improved aerodynamic characteristics.

STEAM TURBINE; HPC; INPUT DEVICE; FLOW; NUMERICAL SIMULATION; AERODYNAMIC CHARACTERISTICS; DEGREE OF IRREGULARITY; KINETIC ENERGY LOSS.

Введение

Современная энергетика основывается на централизованной выработке электроэнергии крупными тепловыми (ТЭС) и атомными (АЭС) электростанциями, работающими на общую энергосистему. Доля электроэнергии, производимой в мире на таких станциях, достигает 82 % от общего энергопотребления [1]. На любой электростанции (ТЭС, АЭС) ключевую роль в процессе преобразовании тепловой энергии в электрическую играет паротурбинная установка (ПТУ), от совершенства которой напрямую зависит эффективность всей станции. Таким образом, задача повышения КПД вводимых в эксплуатацию крупных паровых турбин весьма актуальна.

Один из возможных способов повышения экономичности ПТУ – аэродинамическое совершенствование входных устройств ее цилиндров.

Информация в научно-технической литературе о конструкциях входных устройств паровых турбин (ПТ) и о структуре потока, присущей этим конструкциям, весьма ограничена. Актуальность совершенствования мощных ПТ и недостаточная освещенность в литературе конструкций входных устройств стали основаниями

для выбора в качестве объекта исследования входного устройства цилиндра высокого давления (ЦВД) ПТУ для АЭС.

Цель нашей работы – сравнить эффективность различных способов подвода рабочего тела к ЦВД турбоустановки и определить конструкцию входного устройства, оптимальную с аэродинамической точки зрения, т.е. обладающую наименьшими потерями кинетической энергии и минимальной окружной неравномерностью потока перед лопаточным аппаратом (ЛА). По приближенной оценке за счет совершенствования входного устройства ЦВД для турбины типа К-1000-60/3000 можно ожидать повышения внутреннего относительного КПД ЦВД на величину примерно до 0,4 %. Цель применения усовершенствованной конструкции входного устройства – повысить вибрационную надежность ЛА, а также внутренний относительный КПД ЦВД и турбоустановки в целом.

Изучение процессов, протекающих во входном устройстве ЦВД турбины АЭС, осуществлялось на основе численного моделирования в CFD пакете FlowSimulation. Рассматриваемый CFD пакет позволяет рассчитывать широкий круг различных течений на основе k–ε модели турбулентности. Результаты проведенной верификации [2] свидетельствуют, что CFD пакет FlowSimulation может быть применен для выполнения численного моделирования сложных течений во входном устройстве ЦВД паровой турбины АЭС; в частности, он позволяет изучить структуру потока и оценить потери кинетической энергии во входных устройствах различных конструкций.

Постановка задачи

В современных атомных турбоустановках ОАО «Силовые машины» применен подвод пара к нижней части ЦВД. Такая конструкция обладает хорошими монтажными и эксплуатационными характеристиками. Однако такой способ подвода пара может стать источником существенной неравномерности потока (окружной и радиальной), а также значительных углов атаки перед направляющим аппаратом (НА) первой ступени, что может приводить к увеличению потерь кинетической энергии не только первой, но и последующих ступеней отсека.

Заводы-изготовители атомных турбин используют различные способы подвода пара к цилиндрам. В турбоустановках Alstom, Siemens и др. часто применяется подвод пара к верхней и к нижней частям цилиндров. Такой способ подвода вызывает определенные сложности при эксплуатации, однако он более целесообразен с точки зрения минимизации неравномерности потока перед ЛА и снижения потерь кинетической энергии.

Основная задача численных исследований – определить аэродинамические характеристики различных конструкций входных устройств с целью их сравнения и обоснования выбора варианта входного устройства, обладающего наименьшими потерями кинетической энергии и минимальной степенью неравномерности потока перед НА.

Входное устройство исходного варианта

В качестве исходного варианта для исследования структуры потока и совершенствования выбрана одна из широко применяемых конструкций входного устройства ЦВД турбоустановки К-1000-60/3000. Именуется далее как исходный вариант. На рис. 1 изображены: конструкция внутренних полостей входного устройства, а также внутренний объем проточной части расчетной модели с контрольными сечениями.

Входное устройство состоит из трех основных частей: крышки *1* внутреннего корпуса, нижней части *2* внутреннего корпуса и сборного коллектора *3*. Пространство внутреннего корпуса представляет собой цилиндр, переходящий в две расположенные симметрично относительно вертикальной плоскости улитки.

Пар из четырех подводящих труб *4* подается в сборный коллектор *3*. После смешения в цилиндрической части сборного коллектора пар направляется далее в улитки *7* внутреннего корпуса. В области перехода цилиндрической части в улитки выполнен разделитель потока *6*. Пар из пространства улиток через кольцевой зазор поступает к НА.

Расчетная модель представляет собой проточную часть входного устройства исходного варианта (рис. 1, *в*) с соблюдением основных геометрических характеристик. В расчетной мо-

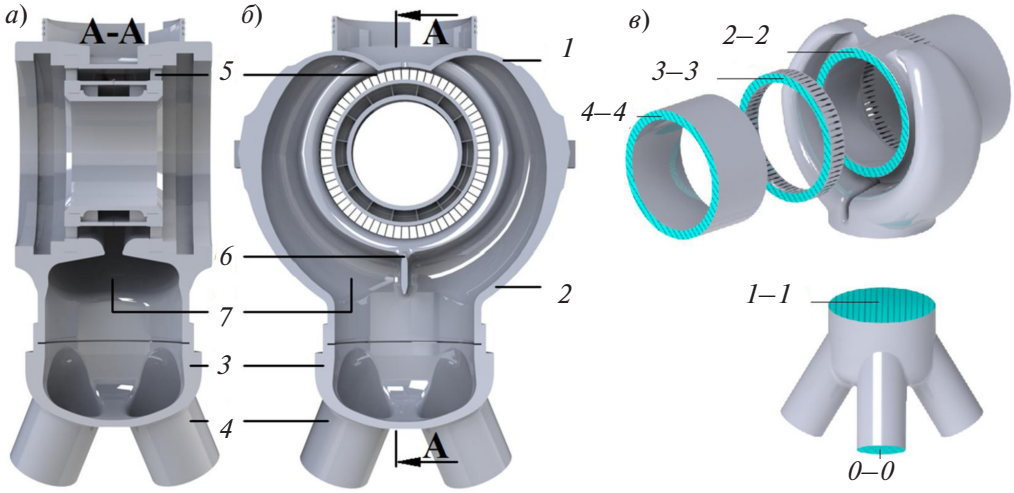


Рис. 1. Продольный разрез (*а*), поперечный разрез (*б*), внутренний объем проточной части расчетной модели с контрольными сечениями (*в*): *1* – крышка; *2* – нижняя часть; *3* – сборный коллектор; *4* – подводящие трубы; *5* – НА; *6* – разделитель потока; *7* – улитки

дели вместо НА первой ступени натурной турбины применена имитационная направляющая решетка (ИНР). Лопатки ИНР выполнены незакрученными, из симметричного аэродинамического профиля Mynk-3, с хордой b = 200 мм. Высота лопаток и их число соответствуют конструкции турбины прототипа (l_1 = 107 мм, z_1 = 64 шт.) В расчетной модели длина выходного участка за ИНР увеличена до 800 мм; он представляет собой обечайку с постоянными значениями корневого и среднего радиусов по длине. Конструкции ИНР и выходного участка оставались одинаковыми для всех исследованных конструкций входных устройств.

При численном моделировании в качестве рабочего тела использовался воздух. Допустимость такого подхода в данном случае оправдана тем, что влажность пара перед первой ступенью ЦВД турбины прототипа составляет $y \approx 0{,}5$ %. Для потока в подводящей трубе турбины прототипа число Маха – M = 0,11; число Рейнольдса – Re = $4{,}7 \cdot 10^7$; $k \approx 1{,}3$. Соответствующие значения при численном моделировании составляли: M = 0,1; Re = $3 \cdot 10^7$; $k \approx 1{,}4$.

Проведенные расчеты для всех исследованных вариантов входных устройств проверялись на достижение сеточной сходимости. С этой целью для каждого варианта входного устройства производилось численное моделирование на четырех расчетных сетках различной густоты. Сопоставление результатов показало, что сходимость достигалась на расчетных сетках в диапазоне $2 \cdot 10^6$–$2{,}5 \cdot 10^6$ ячеек; дальнейшее сгущение не привело бы к существенному уточнению результатов.

Контрольные сечения исходного варианта (рис. 1, *в*): *0–0* – сечение в подводящих трубах перед сборным коллектором; *1–1* – сечение на выходе из сборного коллектора; *2–2* – сечение перед ИНР; *3–3* – сечение за ИНР; *4–4* – сечение на выходе из расчетной модели. В качестве контрольных сечений в ИНР приняты условные поверхности, расположенные на удалении 15 мм от входной и выходной кромок ИНР, т.е. соответствуют сечениям *2–2* и *3–3*. Контрольные сечения *2–2*, *3–3*, *4–4* оставались одинаковыми для всех конструкций входных устройств. На рис. 2 показаны: контрольные сечения в ИНР; угол α между положительным направлением оси u и проекцией вектора скорости на плоскость z–u; угол γ между положительным направлением оси z и проекцией вектора скорости на меридиональную плоскость r–z, а также межлопаточный объем с контрольными поверхностями.

В качестве аэродинамических характеристик были приняты коэффициенты потерь кинетической энергии и степень неравномерности потока. Приводятся коэффициенты потерь кине-

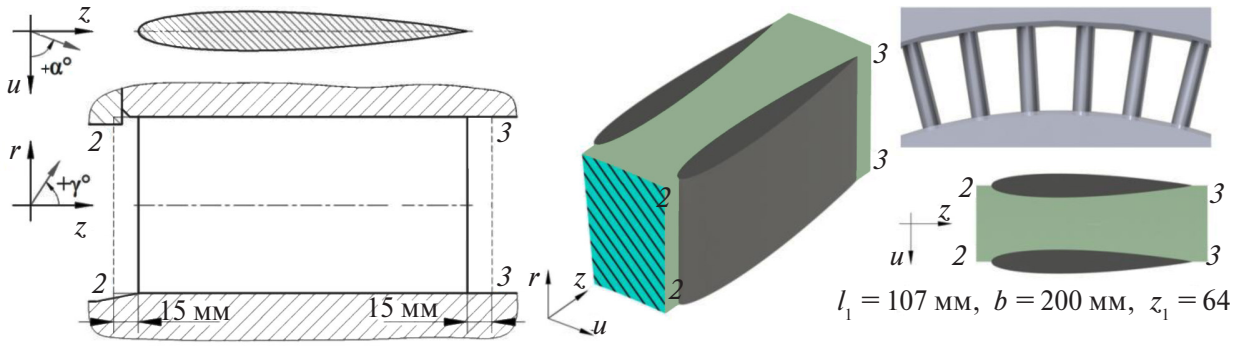


Рис. 2. Имитационная направляющая решетка и контрольные сечения

тической энергии: интегральные $\left(\zeta_{\Sigma} = \dfrac{\overline{p_i^*} - \overline{p_{i+1}^*}}{\overline{p_0^*} - \overline{p_4}}\right)$ и локальные $\left(\zeta = \dfrac{\overline{p_i^*} - \overline{p_{i+1}^*}}{\overline{p_1^*} - \overline{p_{i+1}}}\right)$, где $\overline{p^*}$, $\overline{p}$ – осредненные по расходу соответственно полное и статическое давление; $i = 0, 1, 2, 3$ – номер контрольного сечения.

Степень окружной неравномерности потока оценивается в контрольных сечениях *2–2* и *3–3*. Каждое контрольное сечение представляет собой совокупность контрольных поверхностей межлопаточных объемов ИНР. На рис. 2 изображена аксонометрическая проекция межлопаточного объема с контрольной поверхностью в сечении *2–2*. Степень окружной неравномерности потока – $\varkappa = \dfrac{c_{\max} - c_{\min}}{\overline{c}}$, где $c_{\max}$, $c_{\min}$ – максимальное и минимальное значения осредненной по расходу скорости, определяемое для контрольных поверхностей межлопаточных объемов ИНР в соответствующих контрольных сечениях; $\overline{c}$ – осредненная по расходу скорость по всему контрольному сечению.

При исследовании конструкций входных устройств неравномерность потока представляет собой следующее: в сечении *2–2* – сумму неравномерностей от входного устройства и потенциальной неравномерности от лопаток ИНР; в сечении *3–3* – сумму неравномерности от входного устройства и дополнительной неравномерности привносимой кромочными следами.

Проведенное численное моделирование позволило изучить структуру потока, характерную для исходного варианта входного устройства. Было выявлено наличие следующих вихревых областей: в сборном коллекторе между потоками из подводящих труб; в верхней части входного устройства, где происходит слияние потоков из улиток; обширная вихревая область присутствует перед ИНР ниже горизонтального разъема. В улитках поток закручивается, линии тока представляют собой сложные пространственные кривые, что и обусловливает возникновение повышенных потерь кинетической энергии в исходном входном устройстве.

Интегральный коэффициент потерь кинетической энергии входного устройства составляет $\zeta_{\Sigma 0\text{-}2} = 0{,}26$. Интегральные коэффициенты потерь кинетической энергии: в сборном коллекторе – $\zeta_{\Sigma 0\text{-}1} = 0{,}032$, в области улиток – $\zeta_{\Sigma 1\text{-}2} = 0{,}228$, в ИНР – $\zeta_{\Sigma 2\text{-}3} = 0{,}242$.

Локальные коэффициенты потерь кинетической энергии составляют: в сборном коллекторе – $\zeta_{0\text{-}1} = 0{,}097$, в области улиток – $\zeta_{1\text{-}2} = 0{,}237$, в ИНР – $\zeta_{2\text{-}3} = 0{,}308$.

Значения углов α на входе в ИНР находятся в диапазоне $\alpha_{2\text{-}2} \approx 90–130°$, достигая максимальных значений в области горизонтального разъема. Диапазон значений углов $\gamma_{2–2}$ на входе в ИНР от –2° до +9°.

Степень окружной неравномерности потока на входе в ИНР составляет $\varkappa_{2\text{-}2} = 0{,}282$, на выходе из ИНР – $\varkappa_{3\text{-}3} = 0{,}32$. Применяемый способ подвода рабочего тела приводит к формированию значительных углов атаки и неравномерностей потока перед ИНР, что является источником повышенных потерь в НА. Одна из причин возникновения окружной неравномерности потока – вихревая область перед ИНР, расположенная ниже горизонтального разъема.

Эта вихревая область распространяется через ИНР, что в совокупности с кромочными следами приводит к увеличению степени окружной неравномерности потока на выходе из ИНР. Высокая неравномерность потока в отсеке ЦВД может привести к возбуждению колебаний рабочих лопаток (РЛ) и снижению КПД цилиндра.

Входное устройство варианта 1

Для снижения уровней потерь кинетической энергии и неравномерностей потока, обнаруженных в исходном варианте, предложена конструкция входного устройства варианта 1. Было предположено, что источником повышенных потерь кинетической энергии в улитках выступает неравномерность после смешения потоков из четырех подводящих труб. Для снижения этой неравномерности был удлинен до 2,5 м цилиндрический участок сборного коллектора. В остальном конструкция входного устройства варианта 1 аналогична исходному варианту. На рис. 3 изображены конструкция внутренних полостей входного устройства варианта 1, а также внутренний объем проточной части расчетной модели с контрольными сечениями.

Рабочее тело от четырех подводящих труб *4* подается в сборный коллектор *3* с удлиненной цилиндрической частью; затем поток направляется в пространство внутреннего корпуса, в котором течение рабочего тела аналогично исходному варианту.

Расчетная модель представляет собой проточную часть входного устройства варианта 1. Контрольные сечения варианта 1 аналогичны исходному варианту и представлены на рис. 3, *в*.

Интегральный коэффициент потерь кинетической энергии входного устройства варианта 1 составляет $\zeta_{\Sigma 0\text{-}2} = 0{,}251$. Интегральные коэффициенты потерь кинетической энергии: в сборном коллекторе – $\zeta_{\Sigma 0\text{-}1} = 0{,}035$, в области улиток – $\zeta_{\Sigma 1\text{-}2} = 0{,}216$, в ИНР – $\zeta_{\Sigma 2\text{-}3} = 0{,}252$.

Локальные коэффициенты потерь кинетической энергии входного устройства варианта 1 составляют: в сборном коллекторе – $\zeta_{0\text{-}1} = 0{,}107$, в области улиток – $\zeta_{1\text{-}2} = 0{,}212$, в ИНР – $\zeta_{2\text{-}3} = 0{,}306$.

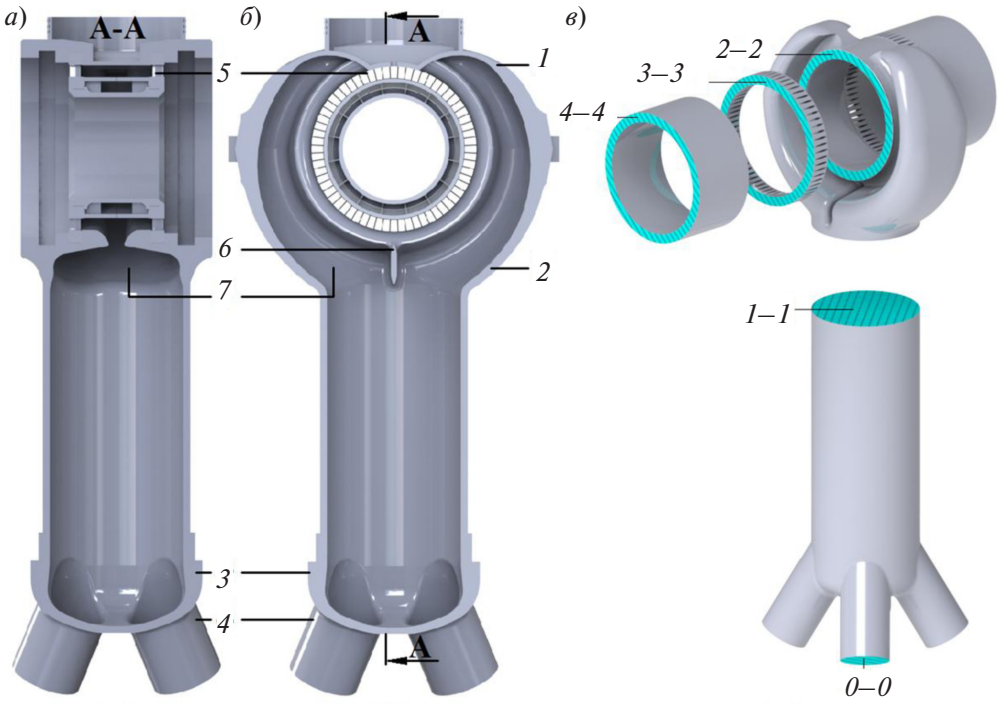


Рис. 3. Продольный разрез (*а*), поперечный разрез (*б*), внутренний объем (*в*) проточной части расчетной модели с контрольными сечениями: *1* – крышка; *2* – нижняя часть; *3* – сборный коллектор; *4* – подводящие трубы; *5* – ИНР; *6* – разделитель потока; *7* – улитки

Значения углов α и γ на входе в ИНР, а также неравномерности потока сохранились практически на уровне исходного варианта. Степень окружной неравномерности потока на входе в ИНР составляет $\varkappa_{2\text{-}2} = 0{,}27$, на выходе из ИНР – $\varkappa_{3\text{-}3} = 0{,}302$. Большая степень окружной неравномерности потока после прохождения ИНР обусловлена теми же причинами, что и в исходном варианте.

Сопоставление величин ζ_{Σ} и $\varkappa$ показало, что уменьшение неравномерности потока на входе в улитки не оказало существенного влияния на аэродинамические характеристики входного устройства варианта 1 по сравнению с исходным вариантом. Интегральный коэффициент потерь кинетической энергии входного устройства $\zeta_{\Sigma 0\text{-}2}$ уменьшился на 3 %. Интегральный коэффициент потерь кинетической энергии для области улиток $\zeta_{\Sigma 1\text{-}2}$ уменьшился на 5 %. Степень окружной неравномерности потока на входе в ИНР $\varkappa_{2\text{-}2}$ уменьшилась на 4 %.

Проведенное численное моделирование показало, что для входного устройства варианта 1 характерно формирование вихревых областей аналогично исходному варианту. Конструкции исходного варианта и варианта 1 с подводом рабочего тела к нижней части цилиндра обладают сравнительно высокими потерями кинетической энергии и неравномерностью потока перед отсеком ЦВД. Можно сделать вывод, что изменение структуры потока перед улитками не привело к существенному уменьшению потерь кинетической энергии для потока в улитках.

Для решения задачи аэродинамического совершенствования целесообразно перейти к существенно иной конструкции входного устройства, где должна быть решена задача значительного уменьшения степени неравномерности и потерь кинетической энергии.

Входное устройство варианта 2

С целью улучшения аэродинамических характеристик входного устройства разработан второй вариант конструкции, в котором подвод рабочего тела осуществляется четырьмя радиально расположенными трубами и подводящими камерами.

На рис. 4 изображены конструкция внутренних полостей входного устройства варианта 2, а также внутренний объем проточной части расчетной модели с контрольными сечениями.

Рабочее тело от четырех подводящих труб направляется в четыре пароподводящие камеры *1*, обеспечивающие радиальный подвод пара. Пароподводящая камера представляет собой соединение цилиндрического участка трубы и диффузора. Рабочее тело из пароподводящих камер через кольцевой зазор поступает к разделителю потока *3*. После разделения на два потока рабочее тело подводится к ИНР.

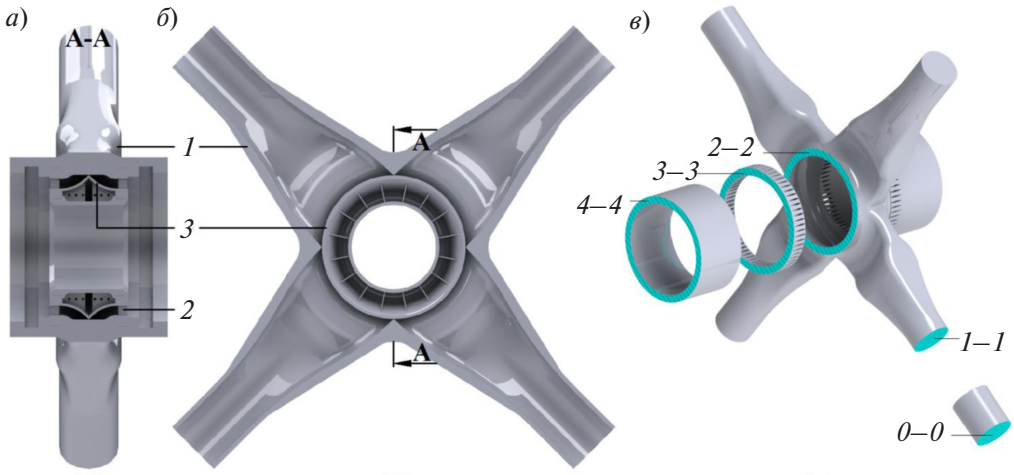


Рис. 4. Продольный разрез (*а*), поперечный разрез (*б*), внутренний объем (*в*) проточной части расчетной модели с контрольными сечениями: *1* – пароподводящая камера; *2* – ИНР; *3* – разделитель потока

Расчетная модель представляет собой проточную часть входного устройства варианта 2 (рис. 4, *в*). Конструкции ИНР и выходного участка аналогичны исходному варианту. Контрольные сечения варианта 2: *0–0* – сечение в подводящих трубах перед пароподводящей камерой; *1–1* – сечение перед входом в диффузор; остальные сечения аналогичны исходному варианту.

Интегральный коэффициент потерь кинетической энергии входного устройства варианта 2 составляет $\zeta_{\Sigma 0\text{-}2} = 0{,}05$. Интегральные коэффициенты потерь кинетической энергии: в цилиндрической части пароподводящей камеры – $\zeta_{\Sigma 0\text{-}1} = 0{,}006$; от входа в диффузор до входа в ИНР – $\zeta_{\Sigma 1\text{-}2} = 0{,}044$; в ИНР – $\zeta_{\Sigma 2\text{-}3} = 0{,}221$.

Локальные коэффициенты потерь кинетической энергии входного устройства варианта 2 составляют: в цилиндрической части пароподводящей камеры – $\zeta_{0\text{-}1} = 0{,}01$; от входа в диффузор до входа в ИНР – $\zeta_{1\text{-}2} = 0{,}053$; в ИНР – $\zeta_{2\text{-}3} = 0{,}233$.

Применяемый способ подвода рабочего тела приводит к формированию существенно меньших углов атаки и неравномерностей потока перед ИНР по сравнению с исходным вариантом. В сформировавшемся внутреннем потоке отсутствуют какие-либо существенные вихревые области и зоны отрывных течений.

Значения углов α на входе в ИНР находятся в диапазоне $\alpha_{2\text{-}2} \approx 83–95°$. Диапазон значений углов $\gamma_{2\text{-}2}$ на входе в ИНР – от –4° до +1°.

Степень окружной неравномерности потока на входе в ИНР составляет $\varkappa_{2\text{-}2} = 0{,}167$, на выходе из ИНР – $\varkappa_{3\text{-}3} = 0{,}098$. Подача на вход ИНР более равномерного потока и отсутствие в нем вихревых областей приводит к снижению неравномерности потока после ИНР, даже несмотря на наличие дополнительной неравномерности, привносимой кромочными следами. Это обстоятельство свидетельствует, что причина увеличения неравномерности потока за ИНР в исходном варианте заключалась в наличии вихревой области перед ИНР. При прочих равных условиях поток меньшей неравномерности, характерный для варианта 2, позволит улучшить вибрационную надежность РЛ и повысить КПД цилиндра по сравнению с исходным вариантом.

Примененный во входном устройстве варианта 2 способ подвода рабочего тела обеспечивает равномерное распределение потока перед ИНР. Принятые конструктивные решения позволили улучшить аэродинамические характеристики входного устройства по сравнению с исходным вариантом. Интегральный коэффициент потерь кинетической энергии входного устройства варианта 2 $\zeta_{\Sigma 0\text{-}2}$ уменьшился на 80 %. Степень окружной неравномерности потока на входе в ИНР уменьшилась на 41 %.

Входное устройство варианта 2 обладает улучшенными аэродинамическими характеристиками, однако его реализация сопряжена с трудностями при размещении входного устройства внутри цилиндра, главная из которых обусловлена радиальным расположением подводящих труб. Сложности в реализации варианта 2 стали предпосылками для создания новой конструкции входного устройства, обладающей достоинствами варианта 2, но более технологичной.

Входное устройство варианта 3

Для преодоления технологических сложностей при реализации входного устройства варианта 2 разработано входное устройство варианта 3 с вертикальным расположением осей подводящих труб.

Рассматриваемый способ подвода рабочего тела к цилиндру с вертикальным расположением осей подводящих труб применен в турбоустановке К-800-240-5, имеющей длительный опыт эксплуатации, а также в турбоустановке К-800-130/3000 на Белоярской АЭС. Это свидетельствует о технологической возможности применения входного устройства варианта 3.

На рис. 5 изображены конструкция внутренних полостей входного устройства варианта 3, а также внутренний объем проточной части расчетной модели с контрольными сечениями.

Входное устройство варианта 3 состоит из трех основных частей: крышки *1* внутреннего корпуса, нижней части *2* внутреннего корпуса и ИНР *3*. Крышка и нижняя часть внутреннего корпуса имеют по две пароподводящие камеры *4*. Пароподводящая камера представляет собой соединение цилиндрического участка трубы и диффузора с углом раскрытия 6°. Движение рабочего тела во входном устройстве аналогично варианту 2.

Расчетная модель представляет собой проточную часть входного устройства варианта 3

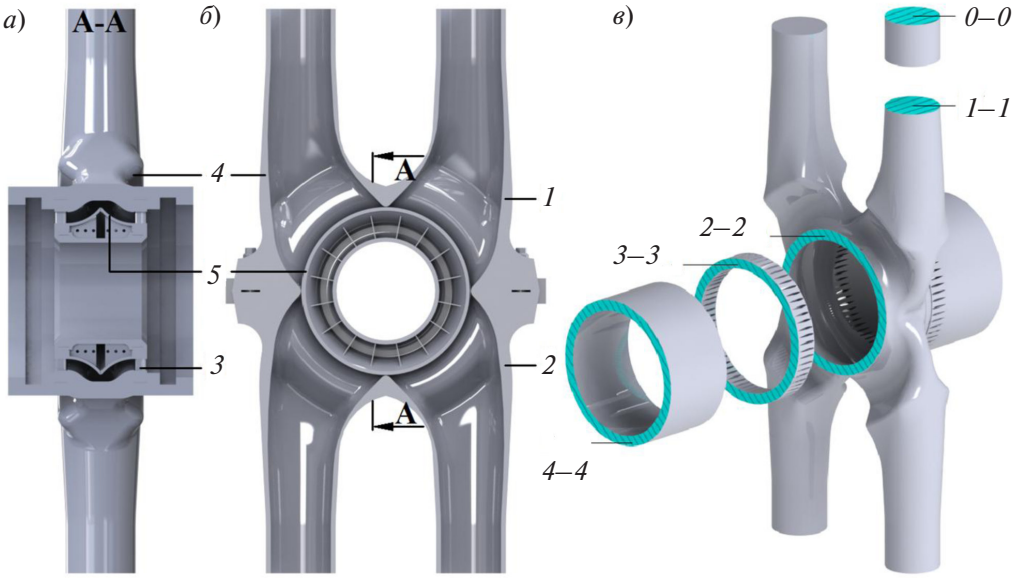


Рис. 5. Продольный разрез (*а*), поперечный разрез (*б*), внутренний объем (*в*) проточной части расчетной модели с контрольными сечениями: *1* – крышка; *2* – нижняя часть; *3* – ИНР; *4* – пароподводящая камера; *5* – разделитель потока

(рис. 5, *в*). Конструкции ИНР и выходного участка описаны в исходном варианте. Контрольные сечения аналогичны варианту 2.

Интегральный коэффициент потерь кинетической энергии входного устройства варианта 3 составляет $\zeta_{\Sigma 0\text{-}2} = 0{,}072$. Интегральные коэффициенты потерь кинетической энергии: в цилиндрической части пароподводящей камеры – $\zeta_{\Sigma 0\text{-}1} = 0{,}005$; от входа в диффузор до входа в ИНР – $\zeta_{\Sigma 1\text{-}2} = 0{,}067$; в ИНР – $\zeta_{\Sigma 2\text{-}3} = 0{,}2$.

Локальные коэффициенты потерь кинетической энергии входного устройства варианта 3 составляют: в цилиндрической части пароподводящей камеры – $\zeta_{0\text{-}1} = 0{,}008$; от входа в диффузор до входа в ИНР $\zeta_{1\text{-}2} = 0{,}078$; в ИНР – $\zeta_{2\text{-}3} = 0{,}214$.

Предложенная конструкция подвода рабочего тела варианта 3 приводит к формированию существенно меньших углов атаки и неравномерностей потока перед ИНР по сравнению с исходным вариантом, хотя их величины несколько выше полученных в варианте 2. Наблюдаемая структура потока аналогична структуре потока для варианта 2, отсутствуют существенные вихревые области и зоны отрывных течений.

Значения углов α на входе в ИНР находятся в диапазоне $\alpha_{2\text{-}2} \approx 80–102°$. Диапазон значений углов $\gamma_{2\text{-}2}$ на входе в ИНР составляет от –3° до +3°.

Степень окружной неравномерности потока на входе в ИНР составляет $\varkappa_{2\text{-}2} = 0{,}204$; на выходе из ИНР, как и в варианте 2, неравномерность потока снижается и составляет $\varkappa_{3\text{-}3} = 0{,}14$.

Способ подвода рабочего тела при помощи четырех вертикальных пароподводящих камер, реализованный в варианте 3, позволил получить более технологичную конструкцию входного устройства по сравнению с вариантом 2. Входные устройства варианта 3 и варианта 2 обладают сопоставимыми аэродинамическими характеристиками. Для варианта 3 характерно наличие существенно меньших уровней потерь кинетической энергии по сравнению с исходным вариантом. Интегральный коэффициент потерь кинетической энергии входного устройства варианта 3 ($\zeta_{\Sigma 0\text{-}2}$) уменьшился на 72 %. Степень окружной неравномерности потока на входе в ИНР уменьшилась на 28 %.

Заключение

Для сравнения исследованных вариантов входных устройств воспользуемся интегральными характеристиками, представленными на рис. 6 и в таблице.

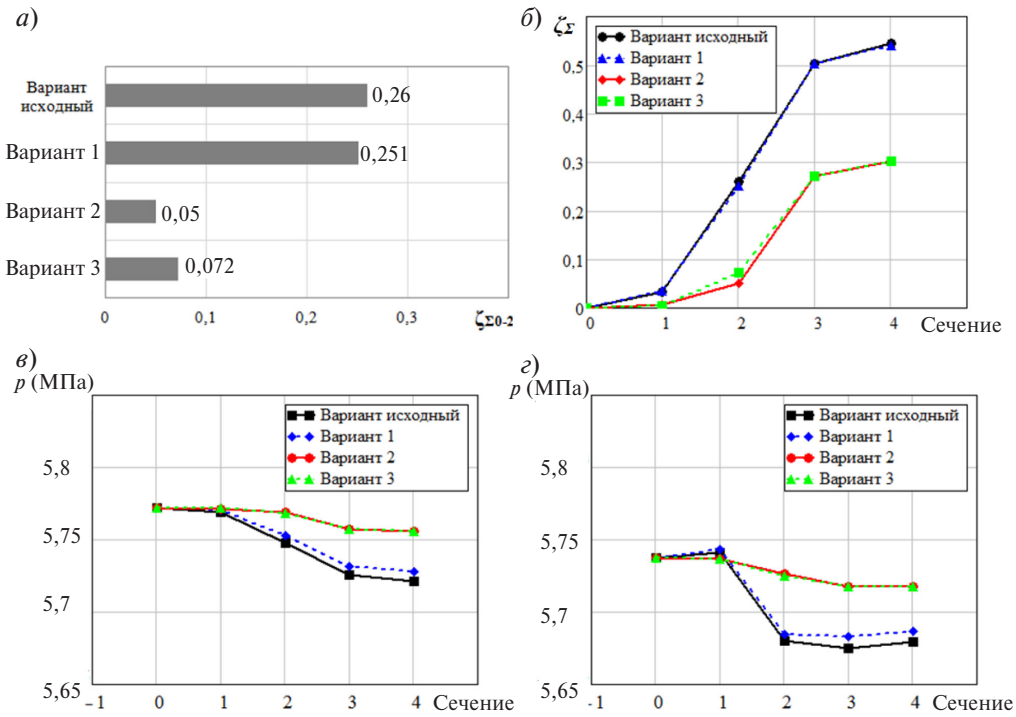


Рис. 6. Интегральные коэффициенты потерь кинетической энергии (*а*, *б*), полное давление (*в*), статическое давление (*г*)

Характеристики входных устройств

Вариант	$\zeta_{\Sigma 0\text{-}1}$	$\zeta_{\Sigma 1\text{-}2}$	$\zeta_{\Sigma 0\text{-}2}$	$\zeta_{\Sigma 0\text{-}2}/\zeta_{\Sigma 0\text{-}2\,исх}$	$P_{2\text{-}2}/P_{0\text{-}0}$	$\varkappa_{2\text{-}2}$	$\varkappa_{2\text{-}2}/\varkappa_{2\text{-}2\,исх}$
Исходный	0,032	0,228	0,260	1	0,990	0,282	1
1	0,035	0,216	0,251	0,965	0,991	0,270	0,957
2	0,006	0,044	0,050	0,192	0,998	0,167	0,592
3	0,005	0,067	0,072	0,277	0,998	0,204	0,723

Для исходного входного устройства и варианта 1 уровни интегральных коэффициентов $\zeta_{\Sigma 1\text{-}2}$ потерь кинетической энергии для области улиток составляют почти 90 % от коэффициентов $\zeta_{\Sigma 0\text{-}2}$ потерь во всем входном устройстве и существенно выше коэффициентов $\zeta_{\Sigma 0\text{-}1}$ потерь для потока при внезапном расширении в сборном коллекторе.

При способе подвода рабочего тела к нижней части цилиндра, примененном в исходном входном устройстве и в варианте 1, улитки обладают доминирующим сопротивлением, причем высокий уровень их сопротивления формируется практически независимо от входных условий перед улитками (об этом свидетельствует исследование варианта 1). Главная составляющая коэффициента потерь кинетической энергии $\zeta_{\Sigma 1\text{-}2}$ определяется вихревой структурой потока в области улиток.

Степень окружной неравномерности потока на входе в ИНР для исходного варианта и варианта 1 составляют соответственно $\varkappa_{2\text{-}2} = 0{,}282$ и $\varkappa_{2\text{-}2} = 0{,}27$.

Из рис. 6 и таблицы следует, что исследованные входные устройства вариантов 2 и 3 имеют почти в четыре раза меньшее сопротивление и почти в два раза меньшую неравномерность потока перед ИНР, имитирующей НА.

Во всех рассмотренных входных устройствах для моделирования условий в выходном сечении применялась одинаковая конструкция решетки симметричных профилей, именуемая ИНР (см. рис. 2). В проведенных исследованиях ИНР выступает в роли индикатора потерь кинетической энергии под влиянием неравномерности потока. Течение в ИНР реагирует на структуру потока, формирующуюся после прохождения входного устройства.

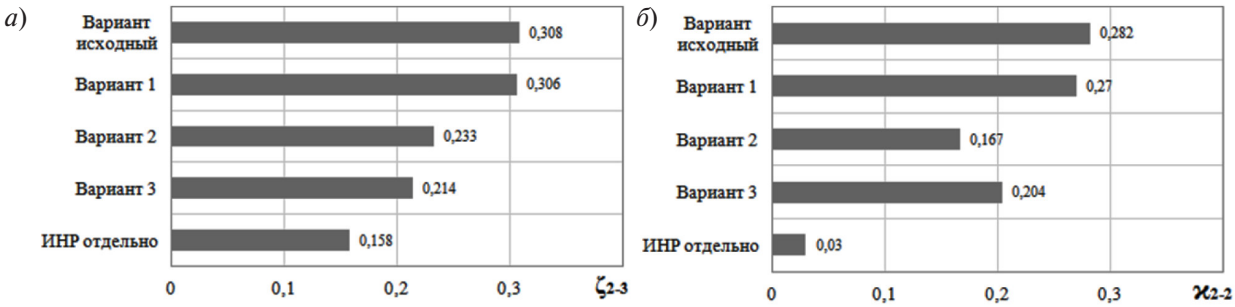


Рис. 7. Локальный коэффициент потерь кинетической энергии в ИНР $\zeta_{2\text{-}3}$ (*а*), степень окружной неравномерности перед ИНР $\varkappa_{2\text{-}2}$ (*б*)

Для оценки влияния неравномерности потока на потери кинетической энергии в ИНР проведено численное исследование ее обтекания в равномерном потоке при безударном входе. Локальный коэффициент потерь кинетической энергии в ИНР в этом случае составил $\zeta_{2\text{-}3} = 0{,}158$, что примерно на 49 % меньше, чем для вариантов исходного и первого, а также на 32 и 26 % меньше, чем для второго и третьего вариантов соответственно.

Степень окружной неравномерности потока на входе в ИНР для принятого контрольного сечения 2–2 при обтекании равномерным потоком представляет собой потенциальную неравномерность от лопаток ИНР и составляет $\varkappa_{2\text{-}2} = 0{,}03$, что примерно на 90 % меньше, чем для вариантов исходного и первого, и на 80 %, чем для второго и третьего вариантов. Это свидетельствует о том, что основной вклад в формирование окружной неравномерности потока перед ИНР в исследованных конструкциях вносит неравномерность от входного устройства.

На рис. 7 представлены локальные коэффициенты потерь кинетической энергии в ИНР ($\zeta_{2\text{-}3}$) и степени окружной неравномерности на входе в ИНР ($\varkappa_{2\text{-}2}$).

Бóльшие потери и неравномерность потока в ИНР рассмотренных входных устройств по сравнению с результатами исследования ИНР в равномерном потоке при безударном входе означают, что для НА первой и последующих ступеней реальной турбины также будут характерны большие потери и неравномерность потока.

Можно сделать вывод, что влияние неравномерной вихревой структуры потока перед ИНР на потери кинетической энергии в ней для вариантов 2 и 3 примерно на 40 % меньше, чем для исходного варианта и варианта 1. Эта оценка может быть приближенно отнесена и к влиянию входных условий в случае натурной проточной части ЦВД.

Способ подвода рабочего тела к верхней и нижней части цилиндра, реализованный в вариантах 2 и 3, приводит к формированию структуры потока с меньшей неравномерностью перед ИНР и существенно меньшими потерями кинетической энергии по сравнению с вариантом подвода к нижней части цилиндра. С аэродинамической точки зрения способ более равномерного подвода рабочего тела к верхней и нижней части цилиндра предпочтителен.

Входное устройство варианта 3 существенно технологичнее по сравнению с вариантом 2, а аэродинамические характеристики этих конструкций сопоставимы. По проведенной оценке для турбины К-1000-60/3000 применение входного устройства варианта 3 позволит увеличить внутренний относительный КПД ЦВД на 0,3 %.

Выводы

1. Для способов подвода рабочего тела к нижней части цилиндра, использованных в конструкциях исходного варианта и варианта 1, степень окружной неравномерности потока перед НА составляет соответственно $\varkappa_{2\text{-}2} \approx 0{,}282$ и $\varkappa_{2\text{-}2} \approx 0{,}27$, а интегральный коэффициент потерь кинетической энергии входных устройств – $\zeta_{\Sigma 0\text{-}2} \approx 0{,}26$ и $\zeta_{\Sigma 0\text{-}2} \approx 0{,}251$. Почти 90 % от потерь в этих входных устройствах составляют потери в улитках.

2. Способ подвода рабочего тела к верхней и нижней части цилиндра, использованный в кон-

струкциях вариантов 2 и 3, имеет почти в четыре раза меньшее сопротивление и почти в два раза меньшую неравномерность потока перед НА в сравнении с подводом рабочего тела к нижней части цилиндра. Для вариантов 2 и 3 интегральный коэффициент потерь кинетической энергии входных устройств составляет соответственно $\zeta_{\Sigma 0\text{-}2} \approx 0{,}05$ и $\zeta_{\Sigma 0\text{-}2} \approx 0{,}072$, а степень окружной неравномерности потока перед НА – $\varkappa_{2\text{-}2} \approx 0{,}167$ и $\varkappa_{2\text{-}2} \approx 0{,}204$.

3. С аэродинамической точки зрения подвод рабочего тела к верхней и нижней части цилиндра предпочтительнее; его применение при прочих равных условиях увеличит вибрационную надежность лопаток рабочего.

4. Применение конструкции входного устройства варианта 3 позволит увеличить внутренний относительный КПД ЦВД приблизительно на 0,3 %.

Список принятых сокращений

АЭС	–	атомная электростанция
ИНР	–	имитационная направляющая решетка
КПД	–	коэффициент полезного действия
ЛА	–	лопаточный аппарат
НА	–	направляющий аппарат
ОАО	–	открытое акционерное общество
ПТ	–	паровая турбина
ПТУ	–	паротурбинная установка
РК	–	рабочее колесо
ТЭС	–	тепловая электростанция
ЦВД	–	цилиндр высокого давления
CFD	–	computational fluid dynamics
HPC	–	high pressure cylinder

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Pioro I.** Nuclear Power as a Basis for Future Electrical-Energy Generation in the World. // Proceedings of ICAPP. 2014. Paper 14381. P. 2389.

2. **Кудрявцев И.А., Ласкин А.С.** Численное и экспериментальное исследование потока в подводящем тракте цилиндра высокого давления турбины АЭС // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2013. №4(183). Т. 1. С. 338–344.

3. **Гурский Д.А., Турбина Е.С.** Вычисления в Mathcad12. СПб.: Питер, 2006. 544 с.

4. **Диксон С.Л.** Механика жидкостей и газов. Термодинамика турбомашин: пер. с анл. М.: Машиностроение, 1981. 213 с.

5. **Дейч М.Е.** Техническая газодинамика. Изд. 2-е, переработ. М.-Л.: Госэнергоиздат, 1961. 673 с.

6. **Емцев Б.Т.** Техническая гидромеханика. Изд. 2-е, переработ. и доп. М.: Машиностроение, 1987. 440 с.

7. **Лапшин К.Л.** Теория турбомашин: Конспект лекций. СПб.: Изд-во СПбГТУ, 2010. 80 с.

8. Основные элементы SolidWorks // SolidWorks Russia., 2010. 534 с.

9. **Петунин А.Н.** Методы и техника измерений параметров газового потока. М.: Машиностроение, 1972. 332 с.

10. **Повх И.Л.** Аэродинамический эксперимент в машиностроении. Изд. 3-е, доп. и исправл. Л.: Машиностроение, 1974. 480 с.

11. Расширенное моделирование деталей SolidWorks // SolidWorks Russia., 2010. 333 с.

12. **Самойлович Г.С.** Гидрогазодинамика: учебник. 2-е изд. перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1990. 384 с.

13. **Трояновский Б.М., Филиппов Г.А., Булкин А.Е.** Паровые и газовые турбины атомных электростанций: Учеб. пособие для вузов. М.: Энергоатомиздат, 1985. 256 с.

14. **Шлихтинг Г.** Теория пограничного слоя / Пер. с нем. М.: Наука, 1974. 712 с.

15. SolidWorks 2007/2008. Компьютерное моделирование в инженерной практике / А.А. Алямовский, А.А. Собачкин, Е.В. Одинцов, А.И. Харитонович, Н.Б. Пономарев. – СПб.: БХВ-Петербург, 2008. 1040 с.: ил. + DVD – (Мастер).

REFERENCES

1. **Pioro I.** Nuclear Power as a Basis for Future Electrical-Energy Generation in the World. Proceedings of ICAPP 2014, Paper 14381. P. 2389.

2. **Kudryavtsev I.A., Laskin A.S.** Chislennoye i eksperimentalnoye issledovaniye potoka v podvodyashchem trakte tsilindra vysokogo davleniya turbiny AES. [Numerical and experimental research of the flow in inlet manifold hpc of the steam turbine for

NPP]. *St.Peterssrurg State Politechnical Universiti Journal*. St.Petersburg: SPbGPU Publ., 2013. № 4(183). T. 1. S. 338–344. (rus)

3. **Gurskiy D.A., Turbina E.S.** Vychisleniya v Mathcad12. [Calculations in Mathcad 12]. St.Petersburg: Piter, 2006. 544 p. (rus)

4. **Dikson S.L.** Mekhanika zhidkostey i gazov. Termodinamika turbomashin: per. s angl. [Fluid Mechanics and Thermodynamics of Turbomachinery]. Moscow: Mashinostroyeniye, 1981. 213 s. (rus)

5. **Deich M.E.** Tekhnicheskaia gazodinamika. Izd. 2-e, pererabot. [Engineering fluid dynamics]. Moscow, Leningrad: Gosenergoizdat, 1961. 673 s. (rus)

6. **Emtsev B.T.** Tekhnicheskaia gidromekhanika. Izd. 2-e, pererabot. I dop. [Engineering hydraulics]. Moscow: Mashinostroenie, 1987. 440 s. (rus)

7. **Lapshin K.L.** Teoriya turbomashin: Konspekt lektsiy. [Theory of turbomachinery: lecture notes]. St. Petersburg: Izd-vo SPbGTU, 2010. 80 s. (rus)

8. Osnovnye elementy SolidWorks. [Basic elements of SolidWorks]. *SolidWorks Russia*. 2010. 534 s. (rus)

9. **Petunin A.N.** Metody I tekhnika izmereniya parametrov gazovogo potoka. [Methods and techniques of measuring the parameters of the gas flow]. Moscow: Mashinostroenie, 1972. 332 s. (rus)

10. **Povh I.L.** Aerodinamicheskiy eksperiment v mashinostroenii. [Aerodynamic experiment in mechanical engineering]. Leningrad: Mashinostroenie, 1974. 480 s. (rus)

11. Rasshirennoe modelirovanie detalei SolidWorks. [Advanced part modeling of SolidWorks]. *SolidWorks Russia*. 2010. 333 s. (rus)

12. Samoylovich G.S. Gidrogazodinamika: uchebnik. [Fuid dynamics: textbook]. 2-ye izd. pererab. i dop. Moscow: Mashinostroyeniye, 1990. 384 s. (rus)

13. **Troyanovskiy B.M., Filipov G.A., Bulkin A.E.** Parovye I gazovye turbiny atomnykh elikrostantsiy. [Steam and gas turbines of nuclear power plants]. Moscow; Energoatomizdat, 1985. 256 s. (rus)

14. **Shlikhting G.** Teoriya pogranichnogo sloya: per. s nem. [Boundary layer theory]. Moscow: Nauka, 1974. 712 s. (rus)

15. SolidWorks 2007/2008. Kompyuternoe modelirovanie v inzhenernoy praktike. [SolidWorks 2007/2008. Computer simulation in engineering practice] / A.A. Alyamovskiy, A.A. Sobachkin, E.V. Odintsov, A.I. Kharitonovich, N.B. Ponomarev. St.Petersburg: BKHV-Peterburg, 2008. 1040 s. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

КУДРЯВЦЕВ Игорь Александрович – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: ig.kudryavtsev@gmail.com

KUDRYAVTSEV Igor A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: ig.kudryavtsev@gmail.com

ЛАСКИН Александр Степанович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: a.s.laskin@mail.ru

LASKIN Aleksandr S. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: a.s.laskin@mail.ru

DOI 10.5862/JEST.238.2
УДК 621.225.2: 62.822

А.В. Матросов

АНАЛИЗ РЕЖИМОВ МНОГОМАШИННОГО ЭЛЕКТРОГИДРАВЛИЧЕСКОГО ПРИВОДА ЗАТВОРА ГИДРОТУРБИНЫ

A.V. Matrosov

OPERATIONAL MODES OF AN ELECTROHYDRAULIC DRIVE OF A RING GATE FOR A HYDRAULIC TURBINE

В статье приводятся результаты расчетно-экспериментального исследования рабочих режимов многомашинного следящего электрогидропривода, предназначенного для маневрирования кольцевым затвором гидротурбины. Исследованы режимы штатного подъема и опускания кольцевого затвора при воздействии на привод неравномерной нагрузки. Экспериментальная часть исследования реализована на лабораторном стенде. Теоретическая часть включала проведение численного эксперимента на базе математических моделей трехцилиндрового электрогидравлического следящего привода, выполненных в программном пакете MatLAB. Математическое описание динамики работы привода осуществлено при помощи нелинейных дифференциальных уравнений. Математические модели штатного подъема и штатного опускания затвора решены при помощи встроенной функции ODE23S. Получены зависимости ошибки синхронизации перемещения поршней гидродвигателей от величины относительной нагрузки на привод. Дана оценка влияния степени неравномерности нагрузки на синхронность работы исполнительных гидродвигателей привода.

КОЛЬЦЕВОЙ ЗАТВОР ГИДРОТУРБИНЫ; МНОГОМАШИННЫЙ СЛЕДЯЩИЙ ГИДРОПРИВОД; СИНХРОНИЗАЦИЯ ГИДРОЦИЛИНДРОВ; МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; МОДЕЛИРОВАНИЕ В MATLAB.

The results of an investigation of numerical and experimental operating modes of a multi-actuator electro-hydraulic servo drive designed for manipulating the ring gate of a hydraulic turbine are presented in the work. The modes of normal operation (lifting and lowering) under the action of unbalanced load have been investigated. Theoretical and experimental investigations of normal operation modes were conducted. The experimental part of the study has been implemented by carrying out bench tests involving a three-cylinder electrohydraulic servo actuator controlled by proportional electro hydraulic amplifiers which simulates the gate drive, s three-cylinder load drive simulating the weight load of the gate shield and the load from the stream, two independent pumping stations and a control and measurement system. The theoretical part of investigations was implemented by conducting a numerical experiment on the basis of mathematical models of a three-cylinder electro-hydraulic servo drive made in the MATLAB software package. The mathematical description of drive dynamics is carried out by means of non-linear differential equations. Each drive unit consisting of a power supply, a servo cylinder, a proportional directional valve, feedback circuits and pressure and piston motion sensors is described by three equations: the equation of actuator moving part motion, flow continuity equation through pressure gap of proportional directional valve and pressure chamber of hydraulic cylinder, flow continuity equation through the drain chamber of the hydraulic cylinder and the drain gap of proportional directional valve. Mathematical models of normal operating are solved by the built-in function ODE23S. The experimental and theoretical functional dependences of synchronization error from value of the relative load on the actuator have been obtained. The estimation of the degree of impact of the unbalanced load on the synchronicity of the actuating hydraulic motors work was given.

RING GATE OF HYDRAULIC TURBINE; MULTI-ACTUATOR HYDRAULIC DRIVE; SYNCRONIZATION OF HYDRAULIC CYLINDERS; MATHEMATICAL MODELING; MODELING IN MATLAB.

Введение

Одно из направлений исследований в области гидротурбостроения –способы повышения эффективности и безопасности эксплуатации ГЭС и ГАЭС. В рамках данного направления ведутся разработки конструкций гидравлических приводов кольцевых затворов, а также исследования физических процессов в гидроагрегатах, на которых установлены затворы подобного типа [1–6, 10].

Кольцевые затворы по сравнению с широко распространенными дисковыми и шаровыми затворами [7] обладают целым рядом преимуществ, так как позволяют: снизить затраты при строительстве станции, связанные с уменьшением объемов строительных работ; снизить утечки через закрытый направляющий аппарат, а тем самым, и риск развития щелевой кавитации на лопатках направляющего аппарата; уменьшить время ввода станции в эксплуатацию; снизить циклическую усталость металла спиральной камеры; повысить надежность высоконапорных станций.

Маневрирование затвором, как правило, осуществляется при помощи гидравлического объемного привода. Основная задача данного привода – синхронное перемещение затвора, исключающее возможность его перекоса и заклинивания между статорными колоннами и лопатками направляющего аппарата. Заклинивание может быть вызвано неравномерной нагрузкой на привод, которая обусловлена радиальной составляющей силы, действующей на затвор со стороны потока, в совокупности с возможной асимметрией элементов конструкции гидроагрегата и гидравлического привода.

Ниже приводятся результаты лабораторного и численного исследований работы многомашинного гидропривода кольцевого затвора, состоящего из трех гидроцилиндров и электрогидравлической следящей системы управления.

Основной целью исследований была оценка влияния неравномерности нагрузки на синхронность работы исполнительных сервоцилиндров.

Основные задачи, которые решались в ходе исследования, – получение экспериментальных и теоретических зависимостей ошибки синхронизации перемещения поршней гидроцилиндров, определяемой как разность данных перемещений, от внешней нагрузки. Исследования проводились для режимов штатного подъема и опускания щита кольцевого затвора.

Экспериментальный стенд

Общий вид стенда, подготовленного к выполнению экспериментальных исследований, приведен на рис. 1. Экспериментальный стенд позволяет: проводить исследования рабочих режимов кольцевого затвора при различных видах сигналов управления и различных диапазонах рабочего хода поршней гидроцилиндров; исследовать следящий режим работы; включать в схему испытаний объемный дозатор, а также исследовать влияние неравномерности нагрузки на показатели синхронности работы гидродвигателей.

На рис. 2 приведена принципиальная электрогидравлическая схема экспериментальной установки.

В состав данной установки входят: две насосные станции, одна из которых питает гидравлический следящий привод, а вторая – нагрузочные гидроцилиндры; шесть гидроцилиндров (ГЦ1, ...ГЦ6), три из которых являются нагрузочными (ГЦ1, ГЦ3, ГЦ5), позволяющими ими-

Рис. 1. Общий вид лабораторного экспериментального стенда

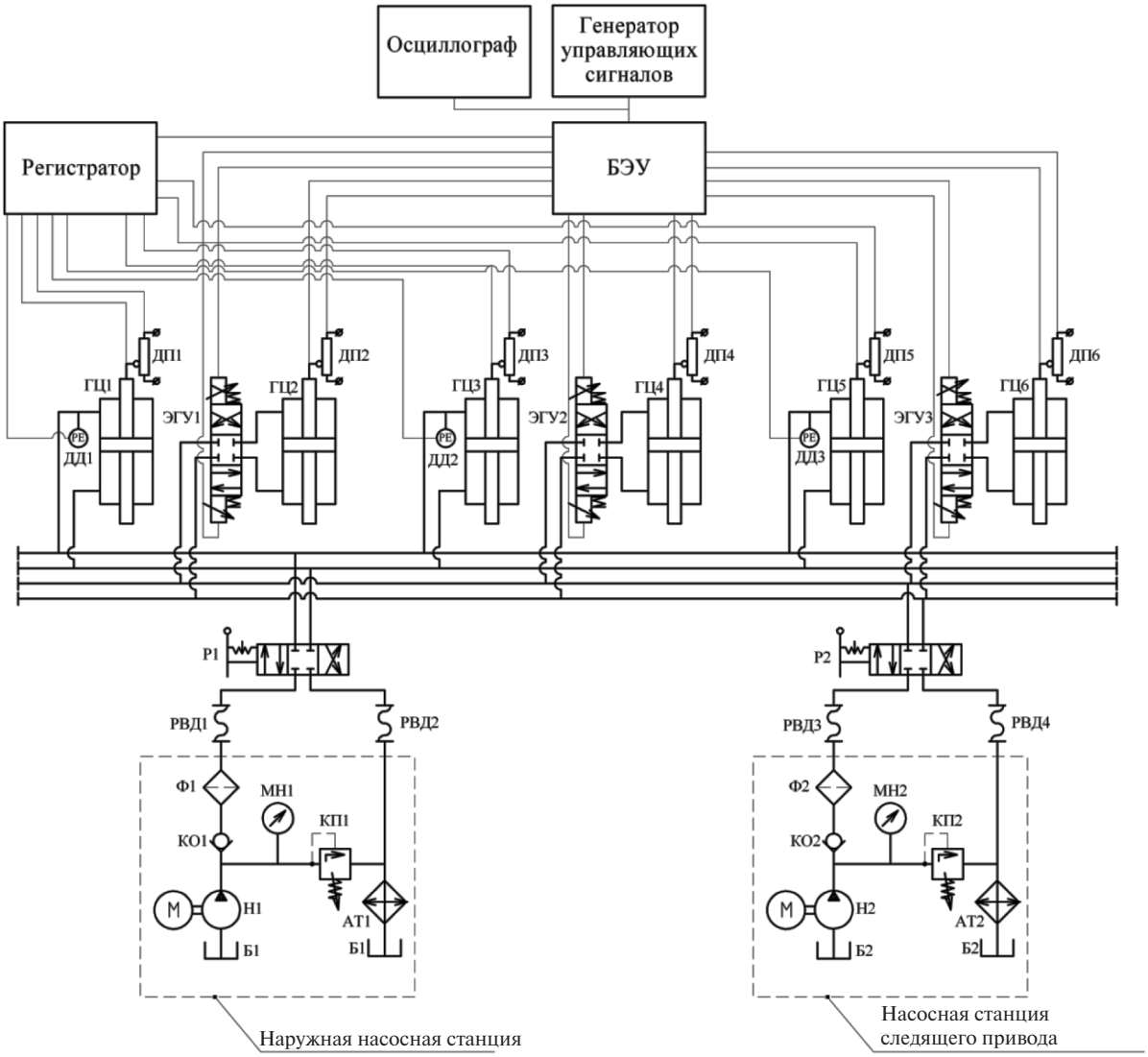


Рис. 2. Принципиальная электрогидравлическая схема экспериментальной установки

тировать инерционную нагрузку от кольца затвора, а три других (ГЦ2, ГЦ4, ГЦ6) входят в состав электрогидравлического следящего привода и имитируют гидропривод кольцевого затвора (неравномерность нагрузки δ создавалась путем отключения нагрузочного гидроцилиндра ГЦ1 от гидравлической системы); два гидрораспределителя с ручным управлением (Р1, Р2), необходимые для направления потока рабочей жидкости в верхние либо нижние полости гидроцилиндров; три электрогидравлических усилителя (ЭГУ1, ...ЭГУ3), управляющих работой следящего привода; блок электронного управления и генератор сигналов, формирующие сигнал управления, подаваемый на электрогидравлические усилители, и реализующие следящий режим работы привода; регистратор, необходимый для записи полученных экспериментальных данных; осциллограф – для визуализации подаваемого на блок электронного управления сигнала; а также датчики перемещения поршня (ДП1, ...ДП6) и датчики давления (ДД1, ...ДД6) – для непосредственного измерения соответствующих величин.

Методика эксперимента

Эксперимент проводится следующим образом: перед началом испытаний при помощи ос-

циллографа и генератора сигналов подбирают форму управляющего сигнала. После подачи электропитания на блок управления и пуска насосных станций настройкой переливного клапана КП2 устанавливают рабочее давление следящего привода (6,3 МПа), а настройкой переливного клапана КП1 – рабочее давление нагрузочного привода (5 атм.). Распределитель Р1 переключают в левую по схеме позицию, а распределитель Р2 – в правую. После этого управляющий сигнал подается на ЭГУ. Привод отрабатывает циклы подъема и опускания затвора. Показания датчиков фиксируются регистратором. Затем устанавливают более высокое рабочее давление нагрузочного привода при помощи клапана КП1, и циклы подъема и опускания затвора повторяются. Давление нагрузки варьируют в пределах от 5 до 30 атм. с шагом 5 атм. Величина противодавления 30 атм. при установленном рабочем давлении следящего привода 63 атм. – критическая, при которой вследствие перекоса затвора, поршни гидроцилиндров перестают перемещаться, т.е. происходит заклинивание затвора.

В качестве сигнала управления были выбраны синусоподобные сигналы с частотами порядка 0,1 и 0,2 Гц, которые обеспечивают близкие к натурным скорости перемещения затвора.

Математическое моделирование

Теоретическая часть исследования была реализована в виде численного эксперимента на базе математических моделей трехцилиндрового электрогидравлического следящего привода для режимов подъема и опускания затвора.

При описании математических моделей следящего электрогидравлического привода были приняты типичные для задач данного типа допущения [8, 9]: параметры сосредоточены; выполняется условие неразрывности рабочей жидкости; модуль упругости рабочей жидкости постоянен; коэффициенты расхода дросселирующих щелей электрогидравлических усилителей постоянны; конструкция электрогидравлических усилителей идеальная; золотник электрогидравлического усилителя ввиду его малой массы принят безынерционным.

Перемещения и скорости поршней гидроцилиндров в начальный момент времени были приняты равными нулю.

Каждый блок привода, как при подъеме, так и при опускании щита кольцевого затвора, описывается тремя нелинейными дифференциальными уравнениями: уравнением движения подвижной части привода, уравнением неразрывности потока через напорные щели золотника и напорную полость цилиндра и уравнением неразрывности через сливную полость цилиндра и сливные щели золотника.

Таким образом, математическая модель следящего многомашинного гидропривода при подъеме затвора имеет следующий вид:

$$\begin{cases} m_i \dfrac{d^2 x_i}{dt^2} = S_i \left(p_{1i} - p_{2i}\right) - k_{vi} \dfrac{dx_i}{dt} - m_i g - F_i; \\ \mu_i \pi d_{zi} K_{\Pi i} \dfrac{K_{FJi}}{C_{empi}} \left(J_i \sin(\omega t) - K_{OCi} x_i\right) \sqrt{\dfrac{2}{\rho}\left(P_p - p_{1i}\right)} = \\ = S_i \dfrac{dx_i}{dt} + \dfrac{V_{1i}}{E} \dfrac{dp_{1i}}{dt}; \\ S_i \dfrac{dx_i}{dt} = \mu_i \pi d_{zi} K_{\Pi i} \dfrac{K_{FJi}}{C_{empi}} \left(J_i \sin(\omega t) - K_{OCi} x_i\right) \times \\ \times \sqrt{\dfrac{2}{\rho}\left(p_{2i} - p_{sl}\right)} + \dfrac{V_{2i}}{E} \dfrac{dp_{2i}}{dt}, \end{cases}$$

где m_i – масса подвижных частей i-го привода; x_i – ход i-го поршня; S_i –площадь i-го поршня; p_{1i}, p_{2i} – давления соответственно в напорной и в сливной полостях i-го сервоцилиндра; k_{vi} – коэффициент вязкого трения i-го привода; F_i – внешняя сила, приложенная к i-му поршню; μ_i – коэффициент расхода i-го золотника; d_{zi} – диаметр плунжера i-го золотника; $K_{\Pi i}$ – коэффициент использования периметра i-го золотника; K_{FJi} – коэффициент усиления электромагнитного преобразователя i-го электрогидравлического усилителя; C_{empi} – жесткость пружины i-го электромеханического преобразователя; J_i – амплитуда токового сигнала управления; ω – частота токового сигнала управления; K_{OCi} – коэффициент обратной связи i-ого электромагнитного усилителя; P_p – давление питания приводов; p_{sl} – давление слива; V_{1i}, V_{2i} – значения объемов соответственно напорной и сливной полостей i-го сервоцилиндра; E – эффективный модуль упругости рабочей жидкости; ρ – плотность рабочей жидкости.

Математическая модель следящего многомашинного гидропривода при опускании затвора имеет следующий вид:

$$\begin{cases} m_i \dfrac{d^2 x_i}{dt^2} = S_i\left(p_{1i} - p_{2i}\right) + m_i g + F_i - k_{vi}\dfrac{dx_i}{dt}; \\ \mu_i \pi d_{zi} K_{\Pi i} \dfrac{K_{FJi}}{C_{empi}}\left(J_i \sin(\omega t) - K_{OCi} x_i\right)\sqrt{\dfrac{2}{\rho}\left(P_p - p_{2i}\right)} = \\ = S_i \dfrac{dx_i}{dt} + \dfrac{V_{1i}}{E}\dfrac{dp_{1i}}{dt}; \\ S_i \dfrac{dx_i}{dt} = \mu_i \pi d_{zi} K_{\Pi i} \dfrac{K_{FJi}}{C_{empi}}\left(J_i \sin(\omega t) - K_{OCi} x_i\right) \times \\ \times \sqrt{\dfrac{2}{\rho}\left(p_{2i} - p_{sl}\right)} + \dfrac{V_{2i}}{E}\dfrac{dp_{2i}}{dt}. \end{cases}$$

Системы дифференциальных уравнений решались в интегрированной среде MATLAB с помощью встроенной функции ODE23s.

Результаты численного и экспериментального исследований

Результаты лабораторного и численного экспериментов при частоте входного сигнала 0,2 Гц приведены на рис. 3 для случая подъема затвора, а на рис. 4 – для случая его опускания. Результаты представлены в виде зависимостей максимальной ошибки синхронизации перемещения поршней гидроцилиндров от величины относительной нагрузки на привод (в процентах от максимально развиваемого приводом усилия). В лабораторном эксперименте зависимости получены при неравномерности нагрузки δ = 2, а в численных экспериментах – при неравномерностях нагрузки δ = 1,3–2.

Результаты аналогичных лабораторного и численного экспериментов при частоте входного сигнала 0,1 Гц приведены на рис. 5 для случая

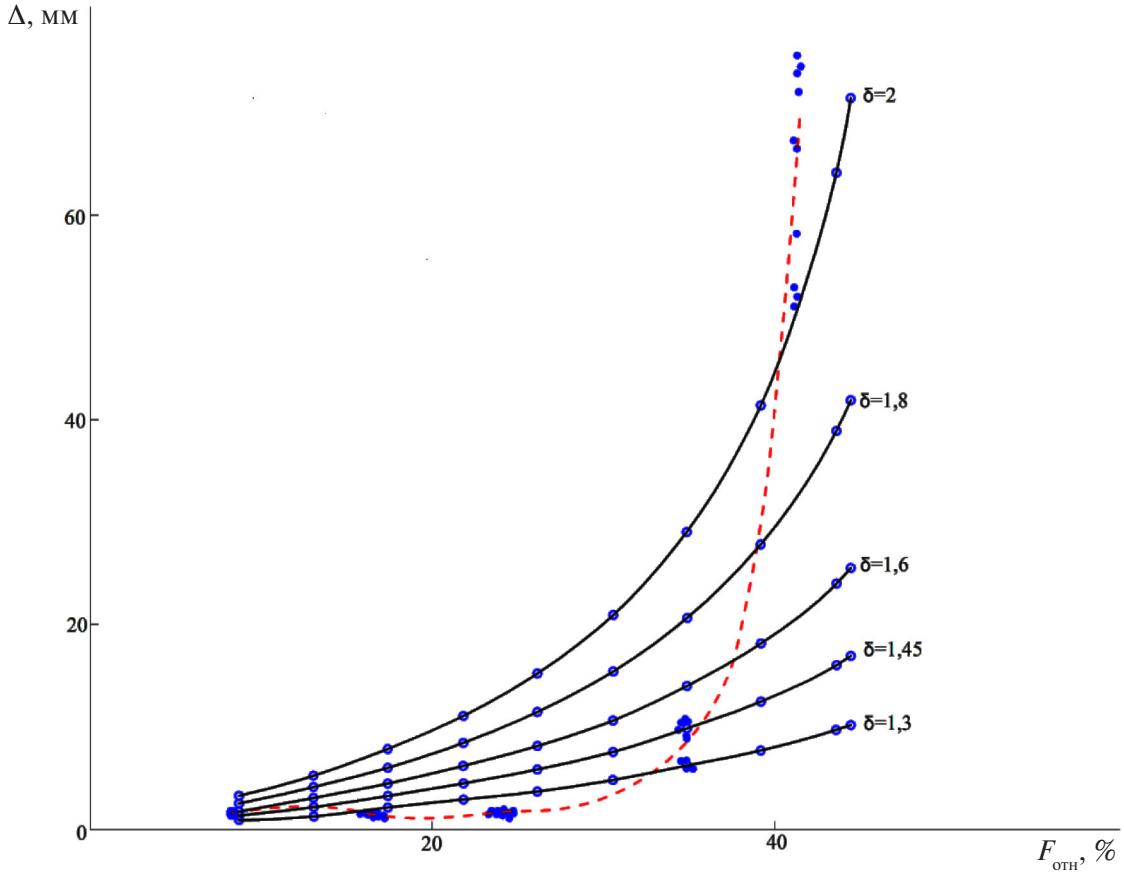


Рис. 3. Зависимости максимальной ошибки синхронизации от величины относительной нагрузки для случая подъема затвора при частоте входного сигнала 0,2 Гц
(--- – интерполяция экспериментальных данных; —— – результаты численного эксперимента)

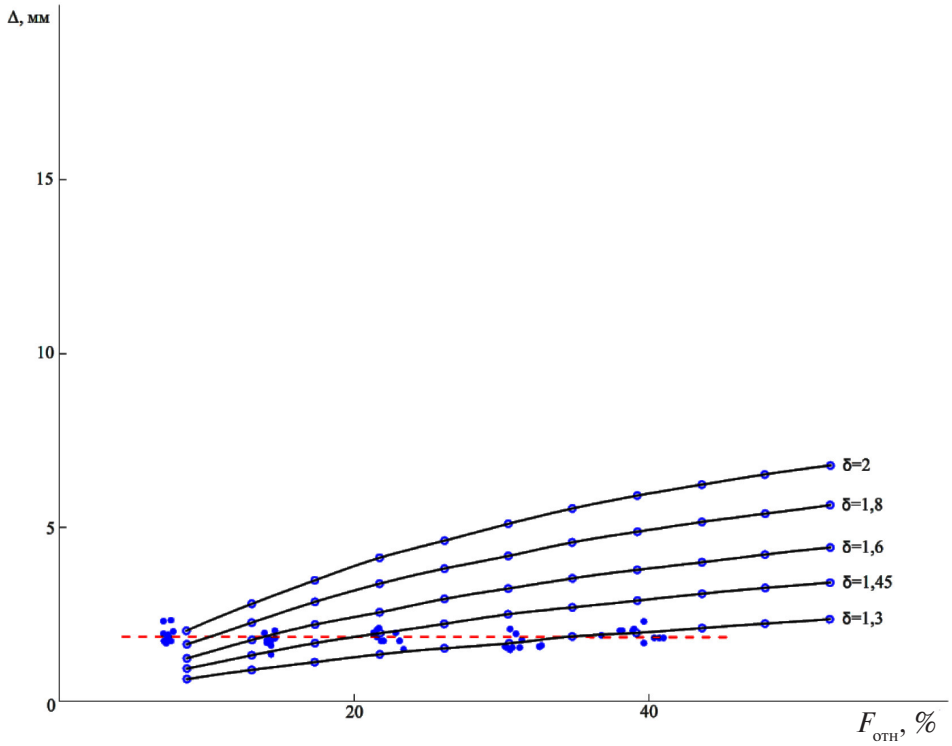


Рис. 4. Зависимости максимальной ошибки синхронизации от величины относительной нагрузки для случая опускания затвора при частоте входного сигнала 0,2 Гц (--- – интерполяция экспериментальных данных; —— – результаты численного эксперимента)

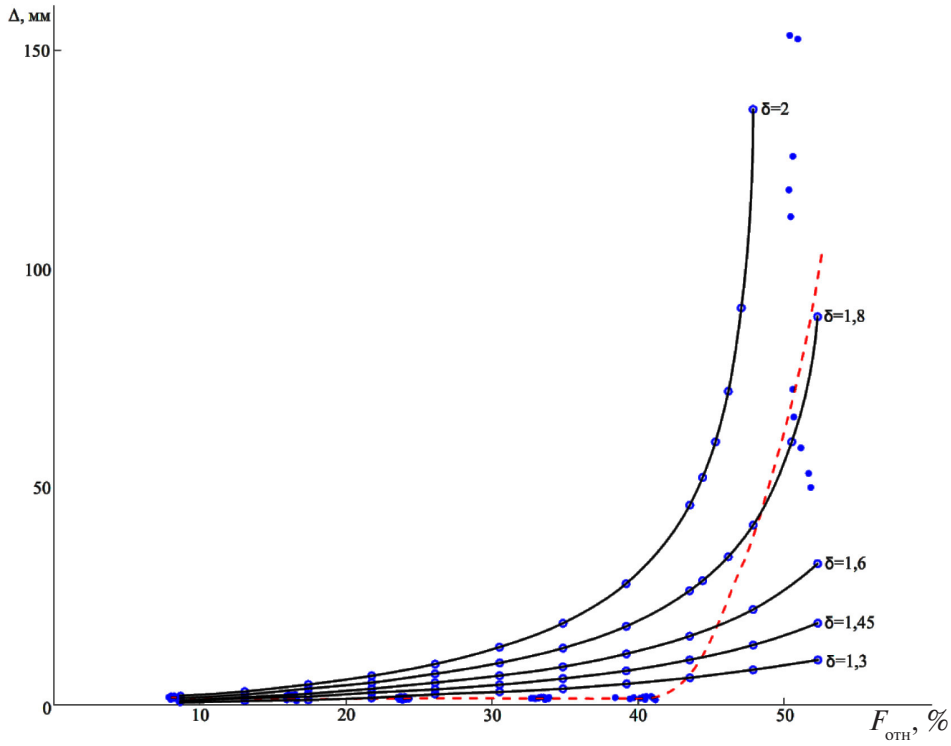


Рис. 5. Зависимости максимальной ошибки синхронизации от величины относительной нагрузки для случая подъема затвора при частоте входного сигнала 0,1 Гц (--- – интерполяция экспериментальных данных; —— – результаты численного эксперимента)

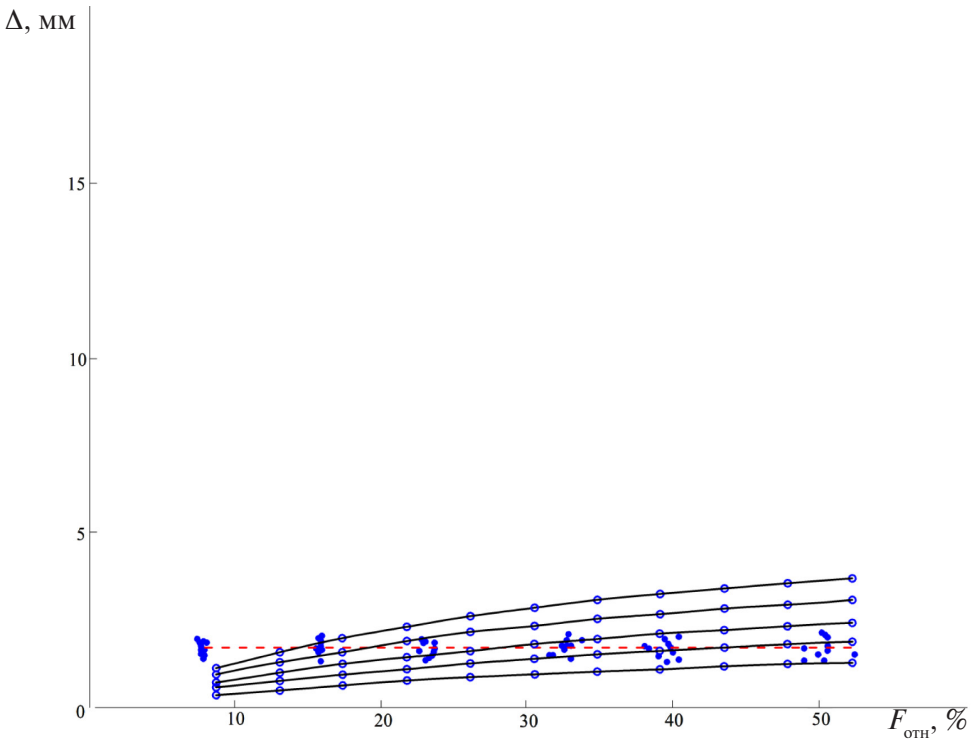


Рис. 6. Зависимость максимальной ошибки синхронизации от величины относительной нагрузки для случая опускания затвора при частоте входного сигнала 0,1 Гц (--- – интерполяция экспериментальных данных; —— – результаты численного эксперимента)

подъема затвора, а на рис. 6 – для опускания затвора.

Выводы

В ходе проведения исследования многомашинного привода кольцевого затвора были получены экспериментальные и теоретические зависимости ошибки синхронизации перемещения поршней гидроцилиндров от внешней нагрузки для режимов штатного подъема и опускания щита затвора. Анализ данных зависимостей показал следующее:

в качестве основного штатного режима работы привода, по которому определяются его основные параметры, следует принимать режим подъема затвора ввиду высоких требований точности работы, предъявляемых к приводу кольцевого затвора, и наибольших наблюдаемых значений ошибки синхронизации поршней сервоцилиндров на данном режиме;

уменьшение частоты сигнала управления и, как следствие, снижение скорости перемещения щита затвора положительно сказывается на снижении ошибки синхронизации перемещения поршней сервоцилиндров;

при проектировании привода для обеспечения требований точности его работы необходимо закладывать в конструкции существенный запас по мощности в зависимости от степени неравномерности внешней нагрузки. Так, в случае неравномерности нагрузки порядка $\delta = 2$, максимальная нагрузка, действующая на привод, не должна быть выше 30 % от максимального развиваемого приводом усилия.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Навроцкий К.Л.** Анализ динамики синхронного гидропривода кольцевого затвора гидротурбины // Вестник машиностроения. 2005. №2. С. 3–8.

2. **Потетенко О.В., Шевченко Н.Г., Коваль Е.С.** Численное моделирование гидродинамического усилия, действующего на кольцевой затвор в про-

цессе его опускания в проточную часть радиально-осевой гидротурбины// Вісник НТУ «ХПІ». 2012. №54. С. 176–186.

3. **Шевченко Н.Г., Коваль Е.С.** Прогнозирование гидравлической силы воздействия потока воды на кольцевой затвор гидротурбины // Modern Directions of theoretical and applied researches. 2013. № 2. С. 74–81.

4. **Исаев Ю.М., Сунарчин Р.А., Матросов А.В.** Математическое моделирование рабочих процессов электрогидравлического сервопривода кольцевого затвора гидротурбины // Гидротехническое строительство. 2014. №11. С. 46–51.

5. **Исаев Ю.М., Сунарчин Р.А., Матросов А.В.** Математическое моделирование электрогидропривода кольцевого затвора гидротурбины // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2015. №1(214). С. 30–36.

6. **Исаев Ю.М., Матросов А.В., Сунарчин Р.А.** Математическое моделирование режимов синхронизации кольцевых затворов // Сборник научных трудов 8-й Всероссийской научно-технической конференции с международным участием «Гидравлические машины, гидроприводы и гидропневмоавтоматика. Современное состояние и перспективы развития». 2014. С. 97–100.

7. **Васильев Ю.С., Щавелев Д.А.** Гидроэнергетическое оборудование гидроэлектростанций. М.: Энергоатомиздат, 1988. 400 с.

8. **Сунарчин Р.А.** Выбор параметров гидромеханических регуляторов авиационных двигателей. Анализ и синтез гидромеханических регуляторов: Учебное пособие / Уфимский государственный авиац. техн. ун-т. Уфа: Изд-во УГАТУ, 2005. 87 с.

9. **Попов Д.Н.** Динамика и регулирование гидро- и пневмосистем. М., 1977. 426 с.

10. **Guo Chunli, Wang Guodong, Xiao Juliang.** Numerical Simulation for Hydraulic Characteristics of Cylindrical Valve in Runaway Protection Process// Power and Energy Engineering Conference. APPEEC. 2009. Asia-Pacific. 2009. P. 201–205.

REFERENCES

1. **Navrotskiy K.L.** Analiz dinamiki sinkhronnogo gidroprivoda koltsevogo zatvora gidroturbiny.[Dynamic analysis of synchronous hydraulic drive for ring gate of hydraulic turbine]. *Russian Engineering Research*. Moscow. 2005. №2. S. 3–8. (rus.)

2. **Potetenko O.V., Shevchenko N.G., Koval Ie.S.** Chislennoye modelirovaniye gidrodinamicheskogo usiliya, deystvuyushchego na koltsevoy zatvor v protsesse yego opuskaniya v protochnuyu chast radialno-osevoy gidroturbiny.[Numerical simulation of hydrodynamic forces acting on the ring gate during its descent into the fl ow of the Francis turbine]. *HPI publ.* Kharkov. 2012. №54. S. 176–186. (rus.)

3. **Shevchenko N.G., Koval E.C.** Prognozirovaniye gidravlicheskoy sily vozdeystviya potoka vody na koltsevoy zatvor gidroturbiny. [Prediction of hydraulic power fl ow impact water annular valve turbines]. *Modern Directions of theoretical and applied researches.* 2013. №2. S. 74–81. (rus.)

4. **Isayev Yu.M., Sunarchin R.A., Matrosov A.V.** Matematicheskoye modelirovaniye rabochikh protsessov elektrogidravlicheskogo servoprivoda koltsevogo zatvora gidroturbiny [Mathematical modeling of electrohydraulic servo drive for ring gate of hydraulic turbine work processes]. *Gidrotekhnicheskoye stroitelstvo*. 2014. №11. S. 46–51. (rus.)

5. **Isayev Yu.M., Sunarchin R.A., Matrosov A.V.** Matematicheskoye modelirovaniye elektrogidroprivoda koltsevogo zatvora gidroturbiny [Mathematical modeling of electrohydraulic drive for hydraulic turbine]. *St.Peterssrurg State Politechnical Universiti Journal.* St.Petersburg: SPbGPU Publ. 2015. № 1(214), S. 30–36. (rus).

6. **Isayev Yu.M., Matrosov A.V., Sunarchin R.A.** Matematicheskoye modelirovaniye rezhimov sinkhronizatsii koltsevykh zatvorov [Mathematical modeling of ring gate synchronization modes]. *Sbornik nauchnykh trudov 8-y Vserossiyskoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii s mezhdunarodnym uchastiyem «Gidravlicheskiye mashiny, gidroprivody i gidropnevmoavtomatika. Sovremennoye sostoyaniye i perspektivy razvitiya»*. 2014. S. 97–100. (rus.)

7. **Vasilyev Yu.S., Shchavelev D.A.** Gidroenergeticheskoye oborudovaniye gidroelektrostantsiy [Hydropower equipment of hydroelectric power plants] M.: Energoatomizdat, 1988. 400 s. (rus)

8. **Sunarchin R.A.** Vybor parametrov gidromekhanicheskikh regulyatorov aviatsionnykh dvigateley. Analiz i sintez gidromekhanicheskikh regulyatorov: Uchebnoye posobiye [The choice of electromechanical controls of aircraft engines. Analysis and synthesis of of hydromechanical regulators.] / Ufimskiy gosudarstvennyy aviats. tekhn. un-t. Ufa: Izd-vo UGATU, 2005. 87 s. (rus.)

9. **Popov D.N.** Dinamika i regulirovaniye gidro- i pnevmosistem [Dynamics and regulation of hydraulic and pneumatic systems] M., 1977. 426 s. (rus.)

10. **Guo Chunli, Wang Guodong, Xiao Juliang.** Numerical Simulation for Hydraulic Characteristics of Cylindrical Valve in Runaway Protection Process. *Power and Energy Engineering Conference. APPEEC.* 2009. Asia-Pacific. 2009, P. 201–205.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

МАТРОСОВ Артем Владимирович – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: a.matrosov.hydro@mail.ru

MATROSOV Artiom V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: a.matrosov.hydro@mail.ru

DOI 10.5862/JEST.238.3
УДК 621.577: 62-67

А.Г. Батухтин, М.В. Кобылкин, М.Г. Барановская

ПРИМЕНЕНИЕ ТЕПЛОВЫХ НАСОСОВ ДЛЯ РАЗВИТИЯ ТЕПЛОФИКАЦИИ

A.G. Batukhtin, M.V. Kobylkin, M.G. Baranovskaia

APPLICATION OF HEAT PUMPS AS THE DIRECTION OF THE DEVELOPMENT OF DISTRICT HEATING COGENERATION

Одним из перспективных направлений повышения эффективности систем централизованного теплоснабжения с ТЭЦ является снижение температурного графика тепловой сети. При этом добиться наибольшего эффекта можно путем применения индивидуальных тепловых насосных установок (ТНУ) у потребителей тепловой энергии в качестве конечных догревателей. Однако имеющиеся технические решения предполагают значительные капитальные затраты. Таким образом, для их реализации требуется технология, позволяющая организовать постепенное внедрение ТНУ при условии минимума затрат. В качестве начального этапа внедрения предлагается компенсация с помощью ТНУ нагрузки горячего водоснабжения (ГВС) в неотопительный период. Разработана универсальная система компенсации нагрузки ГВС, которая представляет собой малозатратный и относительно доступный вариант первоначальной эксплуатации ТНУ в условиях централизованного теплоснабжения. Основой системы является блок, содержащий ТНУ с циркуляционными насосами. Система позволяет задействовать отопительные приборы в качестве теплообменников для сбора избыточного тепла помещений здания. Предложенная технология эффективно компенсирует нагрузку ГВС при минимальных капитальных затратах и простоте конструкции, а также позволяет сократить затраты энергии на кондиционирование, что свойственно только дорогостоящим комплексным системам теплохладоснабжения. Универсальная система компенсации нагрузки ГВС при помощи ТНУ разработана, главным образом, для привлечения внимания потребителя к технологии и постепенного внедрения ТНУ у всех абонентов в пределах каждой конкретной ТЭЦ с перспективой перехода системы на пониженный температурный график.

ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ; ГОРЯЧЕЕ ВОДОСНАБЖЕНИЕ; ТЕПЛОВОЙ НАСОС; ТЕПЛОФИКАЦИЯ; МАЛОЗАТРАТНОСТЬ.

The article is dedicated to use of the heat pump for improvement of district heating with cogeneration station. At the present time, improving the efficiency of cogeneration stations is one of the priority goals in the development of district heating. One of the most perspective options for improving the efficiency of cogeneration stations is to reduce the temperature of the heat network schedule, with the greatest effect achieved by applying individual systems with heat pumps for the thermal energy consumers as final heaters. However, the existing solutions require significant capital expenditures. Thus, a technology allowing organizing the gradual installation heat pumps in heating systems with low cost is required for implementing the existing projects. As a starting stage of integrating the heat pump compensation of the hot water supply load in the non-heating period is offered. For this purpose, we developed a universal system for the load compensation of the hot water supply, which is a cost-effective and relatively affordable way to initial exploitation of heat pump in a district heating. The system is based on a block containing a heat pump with circulation pumps. The system allows using heating appliances as a heat exchanger to capture excess heat in building premises. To do this, the heating circuit is cut off from the thermal networks and closed through the heat pump with the help of valves. The pump helps organize the circulation of the heat transfer medium in circuit. The heating medium is cooled in the evaporator, and then replenishes the heat from the heat of the building. The collected heat is transferred to the condenser with a higher potential sufficient to heat water for the consumer. The proposed technology allows to effectively compensate for the hot water load with minimal capital cost and simplicity of design. This universal system of hot water load compensation using the heat pump is designed primarily to attract the consumers and to gradually introduce the heat pump for all subscribers within each cogeneration station with a view of a transition of the system to lower temperature schedule.

ENERGY SAVING, HOT WATER SUPPLY, HEAT PUMP, CENTRAL HEATING, LOW-COST.

Теплоэнергетическая отрасль России, обладая наибольшим потенциалом для сбережения энергетических ресурсов [1], в то же время наиболее проблемна с точки зрения подходов к реализации программы энергосбережения. Постепенная трансформация общественного понимания процесса энергосбережения в идею получения прибыли привела к противоречивости в направлениях развития отечественной теплоэнергетики: повышение экономической эффективности в текущий момент получает больший приоритет, чем планомерное уменьшение объема используемых энергетических ресурсов, как это предполагалось изначально [2].

Главным образом это отражается в стратегии развития ТЭЦ. Комбинированная выработка тепловой и электрической энергии на теплоцентралях объективно признана одним из самых эффективных способов рационального использования топливно-энергетических ресурсов, позволяющим экономить до 25 % топлива по сравнению с раздельной выработкой, что составляет около 20 млн т топлива, или 14 % всего объема топлива, расходуемого в России на нужды теплоснабжения [3–5]. Однако государственная политика в теплоснабжении привела к возникновению такого явления, как вынужденная генерация [6]. В условиях вынужденной генерации многие ТЭЦ становятся низкорентабельными. Положение усугубляется нарастающим износом основного оборудования станций и сетей транспортировки энергоресурсов, снижая эффективность ТЭЦ без возможности своевременного и полного их ремонта. Это объясняется тем, что низкорентабельное производство зачастую не имеет необходимых денежных средств для ремонта и замены оборудования [6]. Станции попадают в замкнутый круг: вынужденная генерация приводит к снижению их эффективности и одновременно к исключению возможности станций улучшить свои показатели, а значит, и шанса на выход из зоны вынужденной генерации.

С начала 2014 года Минэнерго сформировало цель: вывести из эксплуатации объекты вынужденной генерации [7], фактически заменив ТЭЦ котельными [8]. Данные действия, обоснованные экономически, могут обернуться для энергетики потерей крупных ТЭЦ, несмотря на их высокую термодинамическую эффективность и огромный потенциал для энергосбережения.

В текущих условиях сохранение и развитие комбинированной выработки – одна из приоритетных целей для научного сообщества, при этом необходимо учесть, что достижению цели препятствуют жесткие экономические ограничения, при которых практически невозможно внедрение инновационного и дорогостоящего оборудования на большинстве источников теплоснабжения.

Перспективы использования тепловых насосов в теплофикации

Одним из перспективных вариантов повышения эффективности ТЭЦ с учетом экономических ограничений является снижение температурного графика тепловой сети, ведущее к повышению КПД теплофикационной турбины за счет снижения средней температуры отвода тепла из теплосилового цикла, расширению запаса мощности станции и сокращению тепловых потерь. При этом возможно полностью исключить вмешательство в производственный цикл станции и минимизировать затраты на реализацию [9,10]. Добиться наибольшего эффекта можно путем применения индивидуальных теплонасосных установок (ТНУ) у потребителей тепловой энергии в качестве конечных догревателей, использующих сравнительно холодный теплоноситель тепловых сетей как источник низкопотенциальной энергии [10,11].

В данной области работает множество исследователей, и уже подготовлен ряд проектов и технических решений, способных вывести теплоснабжение на качественно новый уровень [10–14]. Но воплотить их на практике будет возможно, только если затраты на установку ТНУ покроет потребитель. В связи с этим повышение заинтересованности потребителей принимать участие в энергосбережении становится главной задачей для развития направления внедрения ТНУ в условиях централизованного теплоснабжения [15].

Энергетическая грамотность потребителей в России находится на низком уровне [16]. Как отмечалось выше, их заинтересованность зависит от получения конкретной экономической выгоды. Решением проблемы может послужить внедрение в существующие системы отопления малозатратных технологических решений, которые будут широкодоступны потребителям и

позволят ознакомиться со всеми преимуществами ТНУ, а также станут основой для развития более глобальных проектов с нарастающей эффективностью [15].

Основным направлением внедрения ТНУ при условии минимальных капитальных затрат и высокой экономической эффективности для потребителя может стать компенсация нагрузки горячего водоснабжения (ГВС) в неотопительный период. Стоит отметить, что суммарная нагрузка ГВС при различных условиях может превышать 20 % от общего расчетного количества потребляемой тепловой энергии. Однако потери тепла из-за низкой скорости теплоносителя в теплосетях после перехода на летний режим работы, а также низкое качество тепловой изоляции, гидравлическая разлаженность теплотрасс и использование тупиковых схем горячего водоснабжения приводят к тому, что треть тепловой энергии, идущей на нужды ГВС, затрачивается впустую, вынуждая завышать отпуск тепла с источника, а потребителей – оплачивать потери [17–19]. Покрытие тепловой нагрузки ГВС с помощью ТНУ позволит сберечь значительное количество энергетических ресурсов уже на начальных этапах внедрения.

Универсальная система компенсации нагрузки ГВС

Для решения поставленной задачи разработан способ перехода систем ГВС в летний период времени на источник тепла, доступ к которому не требует значительной реконструкции исходной схемы теплоснабжения и реализуем для любого потребителя, имеющего систему отопления [20].

Источником тепла в данном способе выступает замкнутый контур системы отопления здания, который не функционирует в летний период [21, 22].

Способ лег в основу универсальной системы компенсации нагрузки ГВС в условиях централизованного теплоснабжения (рис. 1). Основой

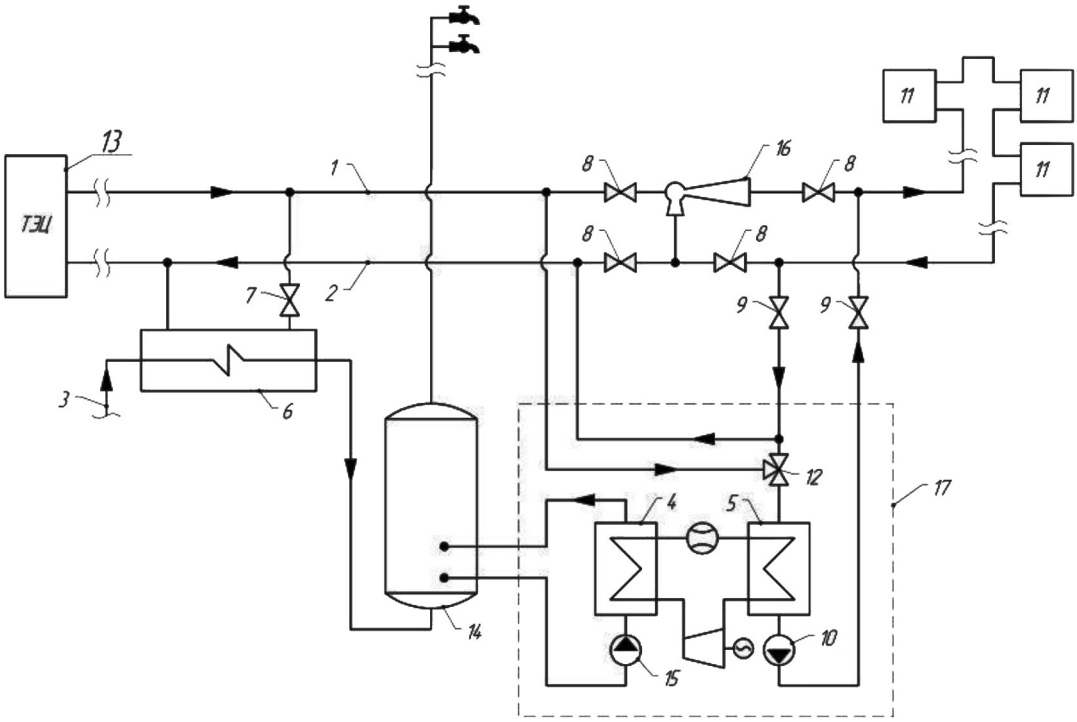


Рис. 1. Универсальная система компенсации нагрузки ГВС:
1 – подающий трубопровод; *2* – обратный трубопровод; *3* – трубопровод воды идущей на ГВС; *4* – конденсатор; *5* – испаритель; *6* – теплообменник ГВС; *7*, *8*, *9* – запорная арматура; *10* – циркуляционный насос; *11* – отопительный прибор; *12* – трехходовой клапан; *13* – источник теплоснабжения; *14* – бак-аккумулятор; *15* – циркуляционный насос бака; *16* – элеватор; *17* – теплонасосный блок

системы служит блок, содержащий ТНУ, циркуляционные насосы и трехходовой клапан. Система позволяет задействовать отопительные приборы в качестве теплообменников для сбора избыточного тепла помещений здания. Для этого с помощью запорной арматуры контур системы отопления отсекается от подающего и обратного трубопроводов тепловой сети, а также от узла смешения, если таковой присутствует в тепловом пункте здания, и замыкается через теплонаносный блок. Образуется последовательная связь отопительных приборов, трехходового клапана, испарителя ТНУ и циркуляционного насоса. Дополнительно для остановки неконтролируемой циркуляции через абонентский ввод выводится из работы теплообменник ГВС.

При помощи насоса организуется циркуляция теплоносителя в контуре. Теплоноситель охлаждается в испарителе, после чего восполняет отданное тепло за счет тепла здания. Собранное тепло передается в конденсатор уже с более высоким потенциалом, достаточным для нагрева воды, идущей на ГВС.

Для выравнивания графика потребления тепла предусматривается установка бака-аккумулятора. Несмотря на то, что современные ТНУ способны регулировать мощность в широком диапазоне и проходить график потребления тепла с незначительной инерцией, установка бака-аккумулятора и ТНУ, оснащенной минимальным уровнем автоматики, является более бюджетным вариантом.

В случае, когда аккумулированного зданием тепла недостаточно для покрытия нагрузки ГВС, стабильность работы системы обеспечивается подпиткой контура горячим теплоносителем из подающего трубопровода тепловой сети через трехходовой клапан. Дефицит тепла может возникнуть при нагрузке ГВС, превышающей возможный объем тепловой энергии, который может быть воспринят отопительной системой, а также в ряде случаев, связанных с внешними климатическими изменениями и внутренними теплопоступлениями. Вытеснение холодного теплоносителя производится в обратный трубопровод тепловой сети перед трехходовым клапаном за счет разницы давлений.

Подпитка горячим теплоносителем в целом нежелательна, так как снижает общий экономический эффект. Однако она препятствует захолаживанию помещений, образованию конденсата на отопительных приборах и критичному снижению коэффициента преобразования (COP), к тому же характерна не для всех потребителей и делает определенную их часть полностью автономными по тепловой энергии.

Экспериментальная реализация системы производилась на основе изолированной части системы отопления корпуса энергетического

Рис. 2. Общий вид экспериментальной установки

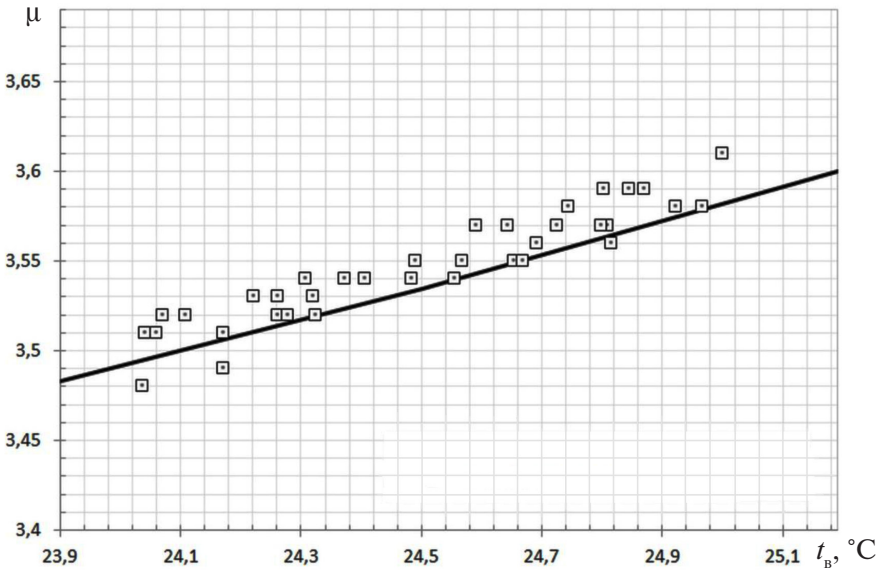


Рис. 3. Зависимость СОР от температуры внутреннего воздуха
(⊡ – экспериментальные данные; —— –заложенная в модель зависимость)

факультета Забайкальского государственного университета (корпус №3) (рис. 2).

Исследования части отопительной системы в режиме теплоисточника за неотопительный период подтвердили возможность использовать ее в качестве низкопотенциального источника тепла и позволили сформировать алгоритм для нестационарной математической модели, учитывающий перетоки тепла между ТНУ, системой отопления, помещениями здания и окружающей средой. Модель послужила для оценки влияния ТНУ на температурный режим здания и расчета основных показателей системы с погрешностью, не превышающей 4 % [23].

В основу алгоритма легла сформированная эмпирическая зависимость СОР от температуры внутреннего воздуха здания (рис. 3), подтвержденная экспериментально. Согласно данной зависимости для экспериментальной системы компенсации нагрузки ГВС, установленной в корпусе №3, характерен СОР в интервале от 3,45 до 3,6. Вид кривой СОР, близкий к линейному, дает возможность значительно упростить исходный алгоритм модели и составить доступные методические указания для внедрения подобных систем. Это, в свою очередь, дополнительно увеличивает доступность разработки для потребителей.

Технико-экономический эффект

В дальнейшем модель была использована при расчете всей отопительной системы корпуса №3 (среднесуточный расход тепла на ГВС 0,023 Гкал/час) с целью получения более полных технико-экономических показателей.

Корпус №3 – здание с объемной отопительной системой, рассчитанной на нагрузку 0,573 Гкал/час, что позволяет не производить подпитку контура отопления горячим теплоносителем в часы пониженных температур наружного воздуха, используя при этом избыток аккумулированного тепла из системы без критического захолаживания здания и делая ГВС полностью автономным относительно сетей теплоснабжения. Объем отопительной системы также положительно сказывается на СОР, поднимая его среднестатистическое значение до 4.

На основании данных модели выявлено, что затраты при использовании стандартной схемы по меньшей мере в 3 раза превышают затраты при использовании ТНУ (см. таблицу). В связи с чем капитальные затраты на модернизацию системы отопления, составляющие по оценочным расчетам порядка 300 тыс. руб., окупаются за 2 года, а последующая экономия – около 150 тыс. руб. в год.

Технико-экономические показатели системы

Наименование показателя	Значения показателей в разные месяцы					
	Май	Июнь	Июль	Август	Сентябрь	Год
Продолжительность работы, час	384	720	744	744	384	2976
Потери теплоты в тепловых сетях корпуса «Э» за период работы установки, Гкал	6,63	11,16	11,54	11,07	5,335	45,735
Среднесуточный расход тепла на ГВС корпуса «Э», Гкал/час	0,023					
Расход тепла на ГВС корпуса «Э», Гкал	8,6784	16,272	16,8144	16,8144	8,6784	67,2576
Суммарный расход тепла корпуса «Э», Гкал	15,3084	27,432	28,3544	27,8844	14,0134	112,9926
Расход электроэнергии на тепловой насос и циркуляционный насос, кВт·ч	2523,24	4731,08	4888,79	4888,79	2523,24	19555,1472
Тариф на тепловую энергию, руб./Гкал	1925					
Тариф на электроэнергию, руб./кВт·ч	3,46					
Годовые издержки на электроэнергию, руб.	8730,43	16369,6	16915,2	16915,2	8730,43	67660,8093
Экономия затрат на тепловую энергию, руб.	29468,7	52806,6	54582,2	53677,5	26975,8	217510,755
Эффект от внедрения мероприятия, руб.	20738,2	36437	37667	36762,3	18245,4	149849,946
Капитальные вложения, руб.	300 000					

Такой эффект объясняется особенностями летнего режима теплоснабжения, при котором 40 % тепловой энергии, потребляемой корпусом №3, приходится на тепловые потери теплосетей в пределах границ эксплуатационной ответственности.

Для Читинской ТЭЦ-1, к сетям которой присоединен корпус, внедрение ТНУ позволит сократить затраты топлива на 11,1 т у.т./год за счет общего снижения тепловой нагрузки. Экономия топлива практически неощутима, если не брать в расчет, что рассматриваемый потребитель – один из 2800 абонентов, находящихся на балансе ТЭЦ и являющихся потенциально возможными объектами для внедрения системы компенсации нагрузки ГВС.

Заключение

Предложенная технология позволяет эффективно компенсировать нагрузку ГВС при минимальных капитальных затратах и простоте конструкции. Система также позволяет утилизировать избыточное тепло помещений в летний период и сокращает затраты энергии на кондиционирование, что свойственно только дорогостоящим комплексным системам теплохладоснабжения.

Стоит отметить, что предложенная разработка не рассматривается как отдельный самостоятельный энергоэффективный проект, а представляет собой малозатратный и относительно доступный способ первоначальной эксплуатации ТНУ в условиях централизованного теплоснабжения, главным образом для привлечения внимания потребителя и постепенного внедрения ТНУ у всех абонентов в пределах каждой конкретной ТЭЦ с перспективой перехода системы на пониженный температурный график [24]. В частности, описанный способ реализуем как летний режим работы для проектов, использующих теплоту обратной сетевой воды ТЭЦ [10–14], для которых работа летом предусмотрена по стандартной схеме либо не эффективна, если не все потребители оборудованы ТНУ.

Круглогодичное комплексное использование таких решений позволит объединить положительные стороны проектов и значительно снизить сроки окупаемости. А высокая привлекательность технологий в подобных условиях может стать реальной поддержкой для проектов,

развитие которых необходимо для повышения эффективности теплофикации и сокращения доли потребляемых невозобновляемых ресурсов в энергетике страны.

Выводы

Для компенсации нагрузки ГВС в неотопительный период и в условиях централизованного теплоснабжения предложена универсальная система с применением ТНУ, использующая в качестве низкопотенциального источника энергии замкнутый контур системы отопления здания.

Основными достоинствами разработки являются: малозатратность; простота интеграции в существующие системы отопления; снижение затрат на тепловую энергию за счет использования избыточного тепла здания; возможность комплексной эксплуатации с аналогичными разработками.

Экспериментальные исследования подтверждают возможность использования системы отопления в качестве низкопотенциального источника энергии. Моделирование работы системы для реального объекта показывает достижение среднегодового СОР, равного 4, при сроке окупаемости капиталовложений 2 года.

Основной задача разработки – привлечь внимание потребителя к технологии ТНУ для последующего ее развития в существующих комплексах «ТЭЦ-потребитель» и вывода теплофикации на качественно новый уровень.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Башмаков И.А.** Анализ основных тенденций развития систем теплоснабжения России // Энергетическая политика. 2009. № 2. С. 10–25.

2. Федеральный закон № 261-ФЗ «Об энергосбережении и о повышении энергетической эффективности и внесении изменений в отдельные законодательные акты Российской федерации» от 23.11.2009 года.

3. **Ильин Р.А., Ильин А.К.** Комплексная оценка эффективности комбинированных теплоэнергетических установок // Проблемы энерго- и ресурсосбережения: сб. науч. тр. Саратов: Изд-во СГТУ, 2009. С. 233–241.

4. **Овчинников Ю.В.** Основы технической термодинамики. Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2010. 292 с.

5. **Гуторов В.Ф., Эфрос Е. И., Симою Л.Л.** Повышение эффективности комбинированного производства тепла и электроэнергии // Энергосбережение. 2004. № 6. С. 30–31.

6. **Липатов Ю.А.** О государственной политике в теплоснабжении. Актуальные законодательные изменения // Новости теплоснабжения. 2014. №11. С. 6–7.

7. Минэнерго: Вынужденная тепловая генерация должна перестать существовать с 2016 г. [Электронный ресурс]: Информационное агентство «РБК». – Режим доступа: http://www.rbc.ru/rbcfreenews/20140318123511.shtml (дата обращения: 01.02.2016).

8. Минэнерго задумалось о сокращении мощности [Электронный ресурс] // Электронное периодическое издание «Ведомости» (Vedomosti). – Режим доступа: http://www.vedomosti.ru/business/articles/2015/10/12/612336-minenergo-sokraschenii-moschnosti (дата обращения: 01.02.2016).

9. **Беляев А.С., Горбатова Е.К., Мухин Н.В.** Снижение температурного графика тепловых сетей ТЭЦ // Энергосбережение и водоподготовка. 2014. № 1. С. 24–29.

10. **Ротов П.В., Орлов М.Е., Шарапов В.И.** О работе систем теплоснабжения без излома температурного графика // Энергосбережение и водоподготовка. 2012. №2. С. 12–17.

11. **Патент РФ № 2170885.** Система теплоэнергоснабжения / Данилов В.В., Славин В.С. Приоритет 17.07.2000.

12. **Ротов П.В.** О зонировании температурного графика центрального регулирования нагрузки теплофикационных систем // Промышленная энергетика. 2013. № 6. С. 21–25.

13. **Николаев Ю.Е., Бакшеев А.Ю.** Определение эффективности тепловых насосов, использующих теплоту обратной сетевой воды ТЭЦ // Промышленная энергетика. 2007. № 9. С. 14–17.

14. **Козлов С.А.** О применении ТНУ для использования тепла из обратного трубопровода теплосети ТЭЦ, или почему забыли про потребителя // Новости теплоснабжения. 2011. № 5. С. 32–33.

15. **Кобылкин М.В., Батухтин С.Г., Кубряков К.А.** Перспективное направление внедрения тепловых насосов // Международный научно-исследовательский журнал. 2014. № 5-1 (24). С. 74–75.

16. **Гвоздева М.А.** Энергетическая грамотность населения России как фактор успешного развития государственной политики в сфере энергосбережения // Проблемы современной экономики (Новосибирск). 2011. № 3, Т. 1. С. 223–226.

17. **Батухтин А.Г., Басс М.С., Батухтин С.Г.** Методы повышения эффективности функционирования современных систем транспортировки, распре-

деления и потребления тепловой энергии // Научные проблемы транспорта Сибири и Дальнего Востока. 2009. №2. С. 199–202.

18. **Петин В.В., Батухтин А.Г., Калугин А.В., Сафронов П.Г.** Современные технологии использования электрической энергии в системах централизованного теплоснабжения // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2010. №4(110). С. 32–38.

19. **Сафронов П.Г., Батухтин А.Г., Иванов С.А.** Использование теплового насоса в тепловых схемах тепловых электростанций // Научные проблемы транспорта Сибири и Дальнего Востока. 2009. № 2. С. 202–204.

20. **Патент РФ № 2561846.** Способ горячего водоснабжения / Батухтин А.Г., Кобылкин М.В., Батухтин С.Г. Приоритет 10.09.2015.

21. **Батухтин А.Г., Иванов С.А., Кобылкин М.В.** Применение водяных теплонасосных установок с неклассическим источником низкопотенциальной энергии для компенсации нагрузки горячего водоснабжения // Промышленная энергетика. 2015. № 3. С. 18–21.

22. **Батухтин А.Г., Иванов С.А., Кобылкин М.В., Миткус А.В.** Повышение эффективности современных систем теплоснабжения // Вестник Забайкальского государственного университета. 2013. № 9. С. 112–120.

23. **Батухтин А.Г., Батухтин С.Г., Кобылкин М.В., Сафронов П.Г.** Энергоэффективная система теплоснабжения. Задачи и проблемы математического моделирования // Научные проблемы транспорта Сибири и Дальнего Востока. 2015. №2. С. 157–160.

24. **Батухтин А.Г., Кобылкин М.В., Батухтин С.Г., Сафронов П.Г.** Современные технологии энергосбережения в комплексе «ТЭС-потребитель» // Международный научно-исследовательский журнал. 2015. № 5-2 (36). С. 20–23.

REFERENCES

1. **Bashmakov I.A.** Analiz osnovnykh tendentsiy razvitiya sistem teplosnabzheniya Rossii. [The analysis basic tendencies of heat supply systems development]. *Eenergeticheskaja politika*, 2009. №. 2. S. 10–25. (rus)

2. Federalnyy zakon No 261-FZ «Ob energosberezhenii i o povyshenii energeticheskoy effektivnosti i vnesenii izmeneniy v otdelnyye zakonodatelnyye akty Rossiyskoy federatsii» ot 23.11.2009 goda. [The federal law of the Russian Federation No 261-FZ «On energy saving and energy efficiency improvements and amendments to some legislative acts of the Russian Federation», 2009, 23 November]. (rus)

3. **Ilin R.A., Ilin A.K.** Kompleksnaya otsenka effektivnosti kombinirovannykh teploenergeticheskikh ustanovok. [Comprehensive assessment of the effectiveness of combined heat and power plants]. *Problemy energo- i resursosberezhenija: sb. nauch. tr.* Saratov: Izd-vo SSTU. 2009. S. 233–241. (rus)

4. **Ovchinnikov Yu.V.** Osnovy tehnicheskoj termodinamiki. [Basics of technical thermodynamics]. Novosibirsk: Izd-vo NSTU, 2010. 292 s. (rus)

5. **Gutorov V. F., Jefros E. I., Simoju L. L.** Povysheniye effektivnosti kombinirovannogo proizvodstva tepla i elektroenergii. [Improving the efficiency of the combined production of heat and electricity]. *Energosberezhenie*. 2004. № 6. S. 30–31. (rus)

6. **Lipatov Yu.A.** O gosudarstvennoy politike v teplosnabzhenii. Aktualnyye zakonodatelnyye. [About a state policy in heat supply. Recent legislative changes]. *Novosti teplosnabzhenija*. 2014. № 11. S. 6–7. (rus)

7. Minenergo: Vynuzhdennaya teplovaya generatsiya dolzhna perestat sushchestvovat s 2016g. [Energy Ministry: Forced heat generation should cease to exist from 2016]. Available at: http://www.rbc.ru/rbcfreenews/20140318123511.shtml (Accessed 01.02.2016) (rus)

8. Minenergo zadumalos o sokrashchenii moshchnosti. [Energy Ministry think about reducing power]. *Available at: http://www.vedomosti.ru/business/articles/2015/10/12/612336-minenergo-sokrascheniimoschnosti* (Accessed 01.02.2016) (rus)

9. **Belyayev A.S., Gorbatova E.K., Muhin N.V.** Snizheniye temperaturnogo grafika teplovykh setey TETs. [The decrease of the temperature schedule of the heat network of thermal power station]. *Energosberezhenie i vodopodgotovka*. 2014. № 1. S. 24–29. (rus)

10. **Rotov P.V., Orlov M.E., Sharapov V.I.** O rabote sistem teplosnabzheniya bez izloma temperaturnogo grafika. [About work the heating systems without thermal break schedule]. *Energosberezhenie i vodopodgotovka*. 2012. №. 2. S. 12–17. (rus)

11. **Patent of the Russian Federation № 2170885** Sistema teploenergosnabzhenija [Heat and power supply system] / Danilov V.V., Slavin V.S. Priority of 17.07.2000. (rus)

12. **Rotov P.V.** O zonirovanii temperaturnogo grafika tsentralnogo regulirovaniya nagruzki teplofikatsionnykh system. [Zoning temperature chart of the central load regulation of cogeneration systems]. *Promyshlennaya energetika*. 2013. № 6. S. 21–25. (rus)

13. **Nikolaev Yu.Ye., Baksheev A.Yu.** Opredeleniye effektivnosti teplovykh nasosov, ispolzuyushchikh teplotu obratnoy setevoy vody TETs. [Definition of efficiency of thermal pumps using heat of return network water of thermal power station]. *Promyshlennaya energetika*. 2007. №. 9. S. 14–17. (rus)

14. **Kozlov S.A.** O primenenii TNU dlya ispolzovaniya tepla iz obratnogo truboprovoda teploseti TETs, ili pochemu zabyli pro potrebitelya. [About application heat pumps for heat from a heating system return pipe CHP, or why forget about consumer]. *Novosti teplosnabzhenija*, 2011. № 5. S. 32–33. (rus)

15. **Kobylkin M.V., Batukhtin S.G., Kubryakov K.A.,** Perspektivnoye napravleniye vnedreniya teplovykh nasosov. [Perspective direction of the introduction of heat pumps]. *Mezhdunarodnyj nauchno-issledovatelskij zhurnal*. 2014. № 5-1 (24). S. 74–75. (rus)

16. **Gvozdeva M.A.** Energeticheskaya gramotnost naseleniya Rossii kak faktor uspeshnogo razvitiya gosudarstvennoy politiki v sfere energosberezheniya. [Energy literacy of the Russian population as a factor in the successful development of the state policy in the field of energy saving]. *Problemy sovremennoj ekonomiki* (Novosibirsk). 2011. № 3-1. S. 223–226. (rus)

17. **Batuhtin A.G., Bass M.S., Batuhtin S.G.** Metody povysheniya effektivnosti funktsionirovaniya sovremennykh sistem transportirovki, raspredeleniya i potrebleniya teplovoy energii. [Methods of increasing of operation efficiency of the modern systems of the transportation, distribution and consumption of heat energy]. *Nauchnye problemy transporta Sibiri i Dalnego Vostoka*. 2009. № 2. S. 199–202. (rus)

18. **Petin V.V., Batuhtin A.G., Kalugin A.V., Safronov P.G.** Sovremennyye tekhnologii ispolzovaniya elektricheskoy energii v sistemakh tsentralizovannogo teplosnabzheniya. [Modern technologies of use of electrical energy in the district heating system]. *Nauchno-tehnicheskie vedomosti SPbGPU*. 2010. №4(110). S. 32–38. (rus)

19. **Safronov P.G., Batuhtin A.G., Ivanov S.A.** Ispolzovaniye teplovogo nasosa v teplovykh skhemakh teplovykh elektrostantsiy. [The use of the thermal pump in thermal schemes of thermal power station]. *Nauchnye problemy transporta Sibiri i Dalnego Vostoka*. 2009. № 2. S. 202–204. (rus)

20. **Patent of the Russian Federation № 2561846.** Sposob goryachego vodosnabzheniya. [A method of hot water supply] / Batukhtin A.G., Kobylkin M.V., Batukhtin S.G. Priority of 10.09.2015. (rus)

21. **Batukhtin A.G., Ivanov S.A., Kobylkin M.V.** Primeneniye vodyanykh teplonasosnykh ustanovok s neklassicheskim istochnikom nizkopotentsialnoy energii dlya kompensatsii nagruzki goryachego vodosnabzheniya. [The use of water heat pump systems with non-classical source of low potential energy to compensate for the load of hot water supply]. *Promyshlennaya energetika*. 2015. № 3. S. 18–21. (rus)

22. **Batukhtin A.G., Ivanov S.A., Kobylkin M.V., Mitkus A.V.** Povysheniye effektivnosti sovremennykh sistem teplosnabzheniya. [Improving the efficiency of modern heating systems]. *Vestnik Zabajkalskogo gosudarstvennogo universiteta*. 2013. №9. S. 112–120. (rus)

23. **Batukhtin A.G., Batukhtin S.G., Kobylkin M.V., Safronov P.G.** Energoeffektivnaya sistema teplosnabzheniya. Zadachi i problemy matematicheskogo modelirovaniya. [Energy-efficient heating system. Challenges and problems of mathematical modeling]. *Nauchnye problemy transporta Sibiri i Dalnego Vostoka*. 2015. № 2. S. 157–160. (rus)

24. **Batukhtin A.G., Kobylkin M.V., Batukhtin S.G., Safronov P.G.** Sovremennyye tekhnologii energosberezheniya v komplekse «TES-potrebitel». [Modern energy-saving technology in the complex «HPP-consumer»]. *Mezhdunarodnyj nauchno-issledovatelskij zhurnal*. 2015. № 5-2 (36). S. 20–23. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

БАТУХТИН Андрей Геннадьевич – кандидат технических наук старший научный сотрудник Забайкальского государственного университета
672039, г. Чита, ул. Александро-Заводская, д. 30.
E-mail: batuhtina_ir@mail.ru

BATUKHTIN Andrey G. – Transbaikal state university.
30, Aleksandro-Zavodskaja St., Chita, Russia, 672039.
E-mail: batuhtina_ir@mail.ru

КОБЫЛКИН Михаил Владимирович – инженер Забайкальского государственного университета
672039, г. Чита, ул. Александро-Заводская, д. 30.
E-mail: mkchita@gmail.com

KOBYLKIN Mikhail V. – Transbaikal state university.
30, Aleksandro-Zavodskaja St., Chita, Russia, 672039.
E-mail: mkchita@gmail.com

БАРАНОВСКАЯ Марина Геннадьевна – аспирант Забайкальского государственного университета
672039, г. Чита, ул. Александро-Заводская, д. 30.
E-mail: mak.b192@yandex.ru

BARANOVSKAIA Marina G. – Transbaikal state university.
30, Aleksandro-Zavodskaja St., Chita, Russia, 672039.
E-mail: mak.b192@yandex.ru

DOI 10.5862/JEST.238.4
УДК 621.315.35

Ю.В. Соловьев, А.Н. Назарычев

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА ПРОЦЕССЫ ОБРАЗОВАНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ ПОВРЕЖДЕНИЙ ПОЛИМЕРНОЙ ИЗОЛЯЦИИ ПРОВОДОВ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ

Yu.V. Solovyev, A.N. Nazarythev

THE ANALYSIS OF TECHNOLOGICAL IMPACTS ON MECHANICAL DAMAGES GROWTH IN POLYMERIC INSULATION OF COVERED CONDUCTORS

Обоснована практическая важность исследования характера влияния технологических факторов на эксплуатационные свойства полимерной защитной изоляции проводов воздушных линий электропередачи. Показано, что структура полиэтиленовой защитной изоляции весьма чувствительна к таким технологическим факторам, как качество исходного сырья, состав рецептур применяемых материалов, технологические режимы сшивки и экструзии защитной изоляции. На отдельных примерах показано влияние технологических факторов на микроструктуру поверхности защитной изоляции, которая определяет ее стойкость к окислению и смачиванию водой. На основе проведенных испытаний получены экспериментальные зависимости эксплуатационных характеристик защитной изоляции от основных технологических параметров при изготовлении – времени сшивки и скорости экструзии, которая определяют степень ориентированности молекул и плотность пространственной сетки защитной изоляции провода. Общей закономерностью полученных зависимостей является увеличение относительного удлинения и прочности материала на разрыв при возрастании линейной скорости экструзии.

ПОЛИМЕРНАЯ ЗАЩИТНАЯ ИЗОЛЯЦИЯ; ПОЛИЭТИЛЕН; СШИВКА; ЭКСТРУЗИЯ; ПОВРЕЖДЕНИЕ.

Practical importance of studying the nature of technological factors influencing the performance properties of polymeric insulation of covered conductors is found. It is shown that the structure of polyethylene insulation is very sensitive to such technological factors as the quality of raw material, the composition of the materials used, technological modes of crosslinking and extrusion of insulation covering. The given examples show the influence of technological factors on the microstructure of covering insulation, which determines its resistance to oxidation and wetting. On the basis of executed tests the experimental curves were obtained for the relationship between the main performance properties and the technological parameters, such as as cross-linking time and extrusion rate which define the degree of molecule orientation and density of the three-dimensional structure of material inside polymeric insulation of the covered conductor. A common pattern in the obtained graph functions is the increase of relative lengthening and durability of the material when linear speed of extrusion molding of the process increases.

POLYMERIC COVERING INSULATION; POLYETHYLENE; CROSS-LINKING; EXTRUSION MOLDING, DAMAGE.

Появление новых конструкций проводов воздушных линий (ВЛ) с полимерной защитной изоляцией, отсутствие достаточного опыта их эксплуатации, недостаточная изученность свойств изоляционных и оболочковых материалов, а также условий и характера развития в них дефектов ставят перед эксплуатационными службами электросетевых предприятий новые

задачи, направленные на своевременное выявление повреждений проводов. Поэтому проведение отдельного исследования с целью оценки влияния технологических факторов на эксплуатационные свойства защитной изоляции проводов ВЛ весьма актуально.

Представители электросетевых предприятий на основании накопленного опыта эксплуатации ВЛ с защищенными проводами отмечают не всегда удовлетворительное качество используемых полимерных оболочковых и изоляционных материалов, чьи характеристики во многом определяют эксплуатационные свойства защитной изоляции проводов ВЛ. Стремление производителей снизить себестоимость зачастую приводит к ухудшению качества выпускаемой продукции. Снижение затрат при производстве в основном достигается за счет применения более дешевых сырья [1] и технологического оборудования, изменения рецептур материалов, режимов сшивки и экструзии защитной изоляции. Этим тенденциям способствует отсутствие единых требований к составу и качеству изоляционных композиций: каждый производитель вправе разрабатывать собственные технические условия на выпускаемую продукцию. В результате эксплуатационные характеристики защитной изоляции проводов одной марки, но разных производителей существенно различаются [1–4]. Как следствие, состояние защитной изоляции, определяющей преимущества защищенных проводов, изменяется крайне неодинаково в одних и тех же условиях эксплуатации на ВЛ.

Предпосылки для проведения исследования

На состояние полимерной защитной изоляции (ПЗИ) провода при эксплуатации существенно влияют механические напряжения, возникающие в ПЗИ при одновременных растяжениях, изгибах и кручениях провода под действием ветровых и гололедных нагрузок. В условиях необратимого естественного старения полимерных материалов эти нагрузки создают условия для развития трещин и других механических повреждений, нарушающих целостность защитной изоляции провода (рис. 1).

В этих условиях важными эксплуатационными характеристиками материала ПЗИ, определяющими его стойкость к механическим воздействиям, являются прочность и относительное удлинение при разрыве, которые, в свою очередь, зависят от чистоты и качества исходного сырья, а также технологических режимов изготовления защитной изоляции.

На формирование гололедных отложений на поверхности провода существенно влияют молекулярная структура полимерного материала и микрорельеф наружной поверхности ПЗИ, зависящие от параметров технологических режимов сшивки и экструзии изоляции. Это подтверждают результаты зарубежных исследований [2], которые показывают, что структура и микрорельеф наружной поверхности ПЗИ проводов одной марки, но разных производителей сильно различаются (рис. 2–5).

На рис. 2–5 структура поверхности образцов ПЗИ характеризуется пористостью, что может

Рис. 1. Образование трещин в ПЗИ проводов

а) *б*)

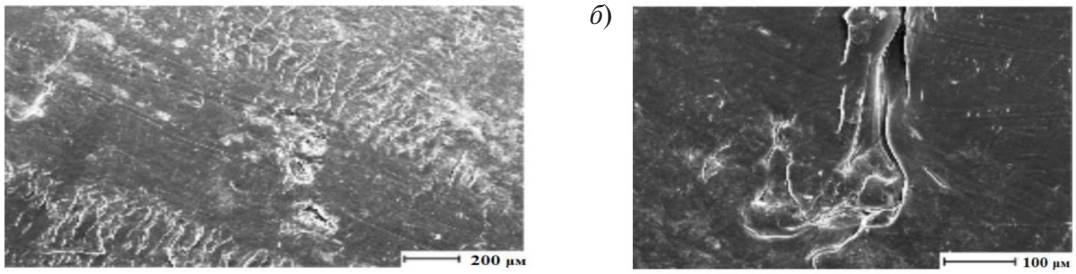


Рис. 2. Структура и микрорельеф поверхности исходного (*а*) и состаренного (*б*) образцов ПЗИ провода изготовителя №1

а) *б*)

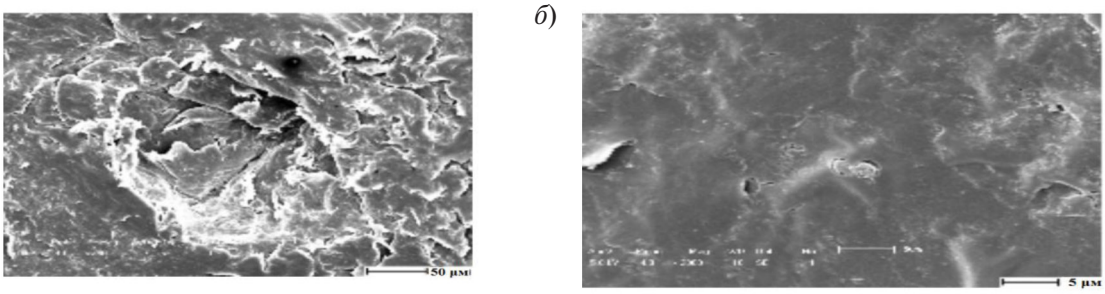


Рис. 3. Структура и микрорельеф поверхности исходного (*а*) и состаренного (*б*) образцов ПЗИ провода изготовителя №2

а) *б*)

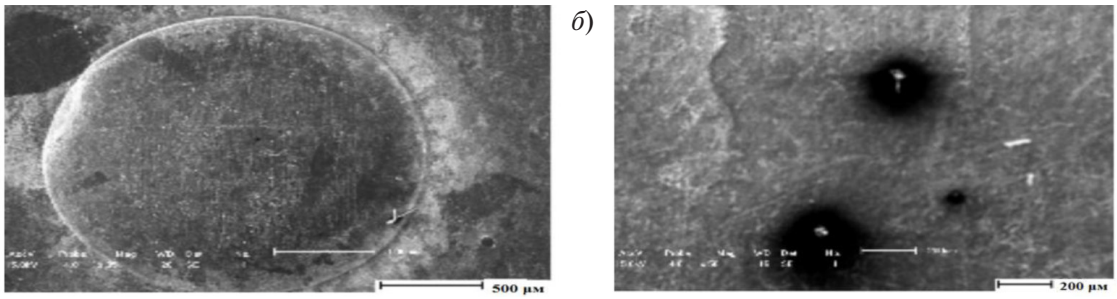


Рис. 4. Структура и микрорельеф поверхности исходного (*а*) и состаренного (*б*) образцов ПЗИ провода изготовителя №3

а) *б*)

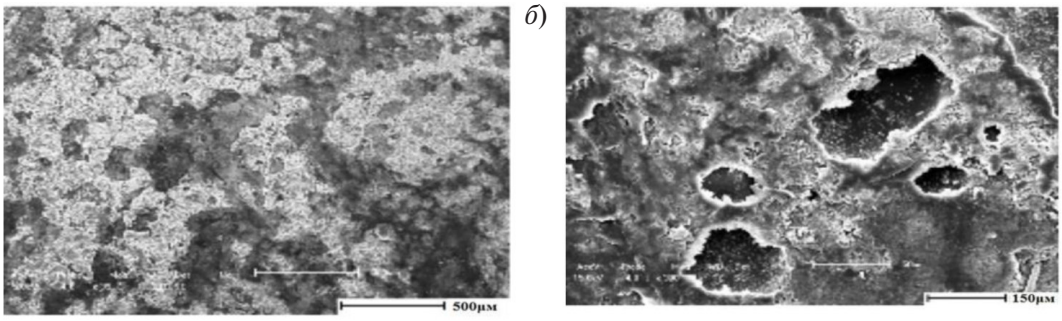


Рис. 5. Структура и микрорельеф поверхности исходного (*а*) и состаренного (*б*) образцов ПЗИ провода изготовителя №4

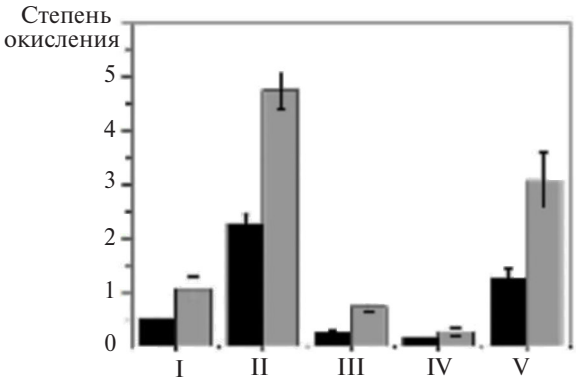


Рис. 6. Характер изменения степени окисления исходных (темный цвет) и состаренных (светлый цвет) образцов ПЗИ проводов одной марки пяти различных производителей [2]

быть обусловлено выходом водяных паров и газов, образующихся при сшивке полиэтилена.

При анализе стойкости ПЗИ провода к термоокислительной деструкции при комплексном воздействии механических и температурных нагрузок важным эксплуатационным параметром служит величина тепловой деформации, которая зависит от рецептуры исходной полимерной композиции и концентрации антиоксидантов. Опыт эксплуатации показал, что со временем первоначальная концентрация антиоксидантов в защитной изоляции снижается. В результате материал защитной изоляции окисляется, становится хрупким и более подверженным растрескиванию при внешних эксплуатационных воздействиях на провод. Применение рецептур изоляционных композиций с различной исходной концентрацией антиоксидантов приводит к существенному различию первоначальной степени окисления ПЗИ проводов одной марки, но разных производителей (рис. 6).

Необходимо заметить, что в одних и тех же условиях эксплуатации скорость изменения как степени окисления ПЗИ, так и тепловой деформации, характеризующие стойкость ПЗИ к растрескиванию, будут сильно различаться для проводов одной марки, но разных производителей. Это связано с применением различных технологических режимов изготовления ПЗИ, что подтверждается результатами исследования [5], согласно которым тепловая деформация и прочность материала ПЗИ при разрыве определяются плотностью молекулярной сетки, зависящей от технологических параметров сшивки (рис. 7).

При нарушении технологии сшивки и режимов экструзии защитной изоляции возможны грубые технологические дефекты, приводящие к снижению прочности материала на разрыв, растрескиванию и механическим повреждениям ПЗИ проводов (рис. 8).

Применение различных материалов в конструкции провода приводит к появлению остаточных механических напряжений в защитной изоляции из-за температурного градиента и различия в тепловом расширении материала жилы провода и полимера при экструзии защитной изоляции. В случае отсутствия уплотнения и компактирования жилы провода внутренняя поверхность защитной изоляции будет иметь неровности, обусловленные скруткой проволок внешнего повива жилы. Вблизи неровностей формируются области неоднородности молеку-

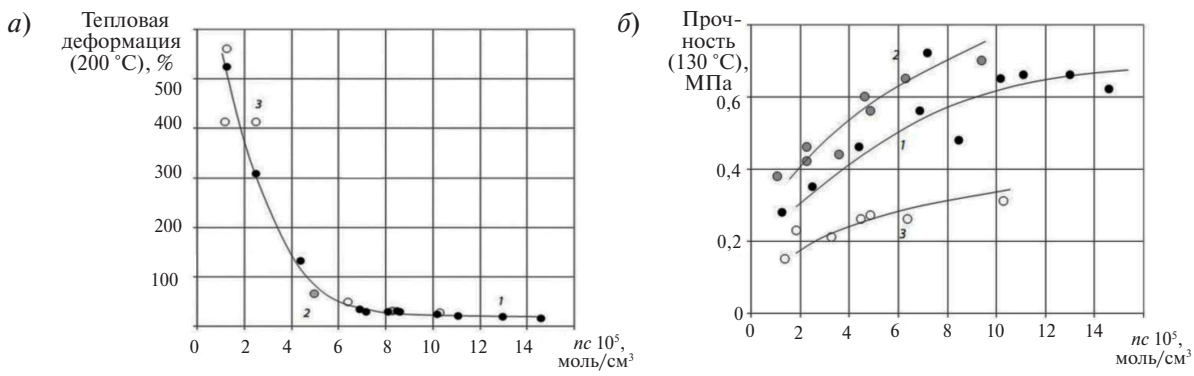


Рис. 7. Зависимость тепловой деформации (*а*) и прочности при разрыве (*б*) от плотности пространственной сетки полиэтилена: *1* – силанольная сшивка; *2* – пероксидная сшивка; *3* – радиационная сшивка

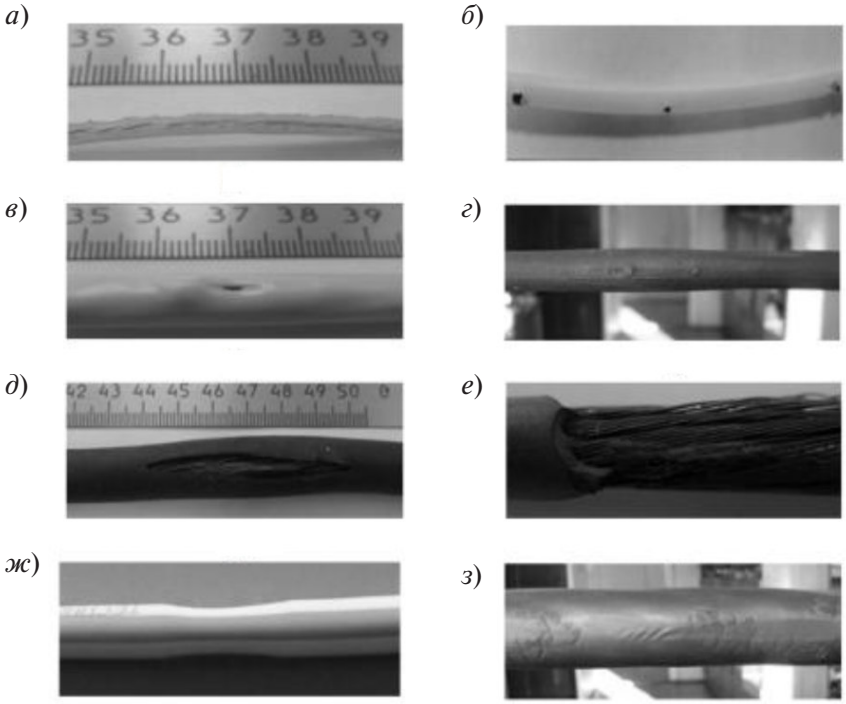


Рис. 8. Грубые технологические дефекты ПЗИ проводов: (*а*, *е* – частичный отрыв; *б* – неоднородности структуры; *в*, *г*, *д* – локальные разрывы и вздутия; *ж* – местное утонение; *з* – наплывы)

лярной сетки при сшивке полиэтилена и экструзии защитной изоляции. Высота таких неровностей для провода марки СИП-3 составляет 0,8–1,2 мм при средней толщине изоляции 2,3 мм. То есть область структурных неоднородностей и трещинообразования составляет порядка 35–50 % объема материала защитной изоляции. Это приводит к существенному снижению прочности на разрыв материала защитной изоляции.

Обозначенные положения легли в основу проведения лабораторного исследования по установлению зависимостей прочности при разрыве, относительного удлинения при разрыве и тепловой деформации образцов защитной изоляции провода от основных варьируемых технологических параметров – времени сшивки и скорости экструзии изоляции.

Постановка задачи исследования

На отдельных лабораторных образцах полиэтилена из силанольно-сшиваемой композиции LE 4421 (марка Visico), полученных путем проведено исследование защитной изоляции провода марки СИП-3 1×95-20 кВ (толщина ПЗИ провода – $\Delta_{из}$ = 2,3 мм). Целью исследования было получить зависимости прочности при разрыве, относительного удлинения при разрыве и тепловой деформации материала образцов от времени сшивки и скорости экструзии изоляции. Учитывалось, что линейная скорость экструзии следующим образом зависит от частоты *W* вращения шнека при изготовлении провода указанной марки:

Частота вращения шнека, об./мин.	Скорость экструзии, м/мин.
30	10
50	17
80	26

Условия проведения испытаний

Испытания образцов проведены с учетом требований стандартов [6, 7]. Испытуемые образцы выдержаны в течение 15 минут при температуре 200 °С и растягивающей нагрузке 0,2 МПа, что соответствует требованиям стандарта МЭК 60502 для оценки качества сшивки

материала. В качестве испытательного оборудования использовалась разрывная машина марки Tinius Olsen H5KS [8], а также термокамера марки Binder серии M, обеспечивающая максимальную температуру нагрева 300 °C [9].

Результаты испытаний

По результатам испытаний образцов получены зависимости тепловой деформации $\varepsilon_т$ (рис. 9), относительного удлинения при разрыве $\varepsilon_р$ (рис. 10, 12), прочности при разрыве $\sigma_р$ (рис. 11, 13) от времени сшивки и линейной скорости экструзии.

Как видно на рис. 9, тепловая деформация уменьшается с увеличением времени сшивания и плотности молекулярной сетки в полиэтилене. Следует предположить, что с увеличением толщины и объема ПЗИ провода скорость изменения тепловой деформации будет снижаться. При этом с увеличением времени сшивания и уменьшением скорости экструзии увеличивается плотность молекулярной сетки полимера, что приводит к снижению относительного удлинения испытуемого образца при разрыве (рис. 10).

В то же время прочность материала при разрыве растет в среднем на 1–2 МПа (рис. 11). С увеличением линейной скорости экструзии растет скорость потока расплава материала, что приводит к увеличению степени полимеризации.

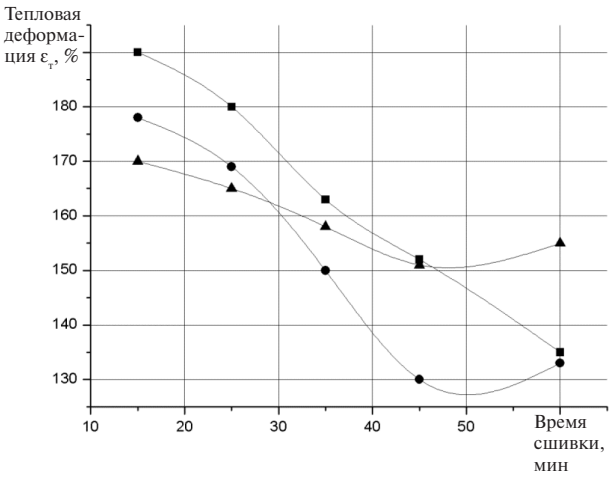


Рис. 9. Зависимости тепловой деформации $\varepsilon_т$ испытуемых образцов от времени сшивки при различных линейных скоростях экструзии: ■ – 26 м/мин; • – 17 м/мин; ▲ – 10 м/мин

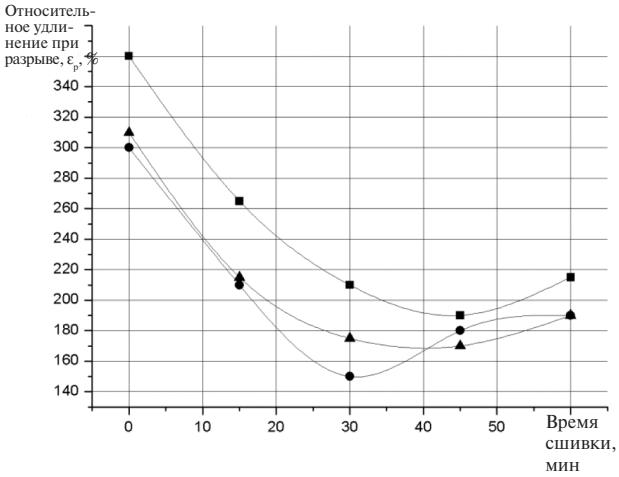


Рис. 10. Зависимости относительного удлинения $\varepsilon_р$ испытуемых образцов при разрыве от времени сшивки для различных линейных скоростей экструзии: ■ – 26 м/мин; • – 17 м/мин; ▲ – 10 м/мин

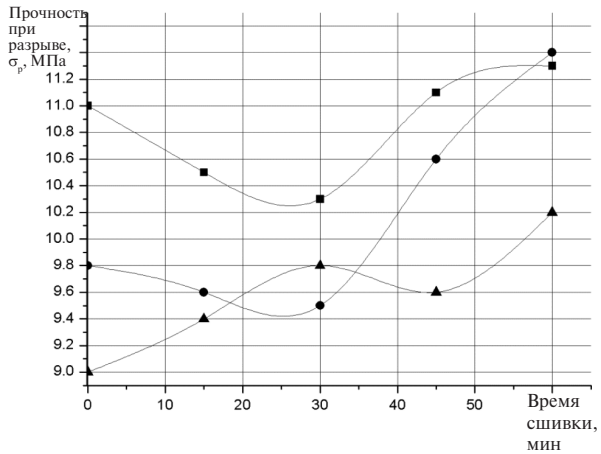


Рис. 11. Зависимость прочности испытуемых образцов при разрыве $\sigma_р$ от времени сшивки для различных линейных скоростях экструзии: ■ – 26 м/мин; • – 17 м/мин; ▲ – 10 м/мин

Вследствие зависимости плотности пространственной межмолекулярной сетки от линейной скорости экструзии важна оценка зависимости эксплуатационных свойств от скорости экструзии (рис. 12–13). Общей отмеченной при испытаниях закономерностью является увеличение относительного удлинения и прочности материала на разрыв при возрастании линейной скорости экструзии. Это связано с увеличением объема кристаллической фазы, не успевающей пройти технологическую сшивку при повышенной скорости экструзии и подстра-

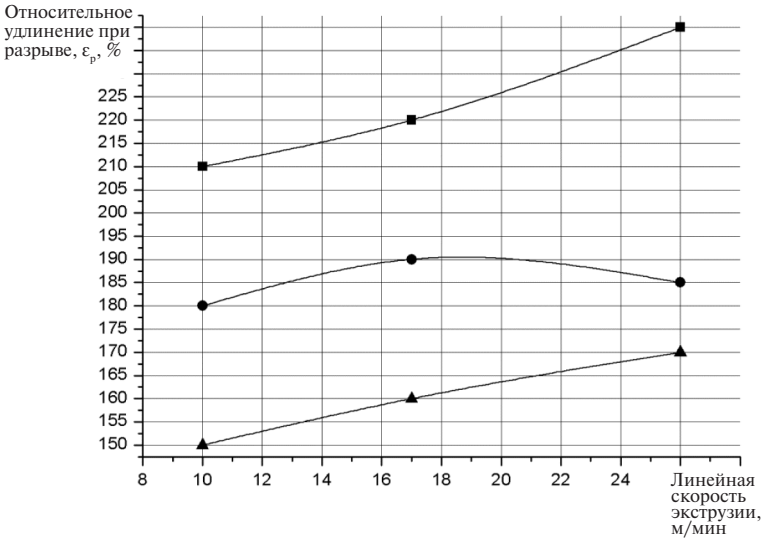


Рис. 12. Зависимость относительного удлинения ε_p испытуемых образцов при разрыве от линейной скорости экструзии для различной длительности сшивки: ■ – 50 мин; • – 40 мин; ▲ – 30 мин

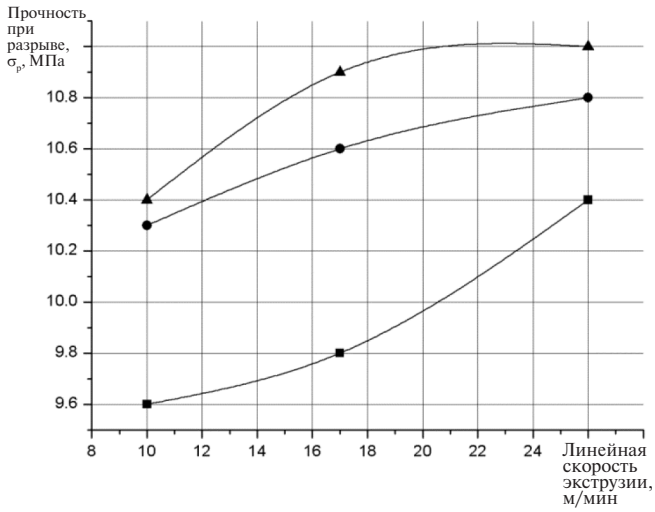


Рис. 13. Зависимость прочности при разрыве σ_p испытуемых образцов ПЗИ СИП-3 1×95-20 от линейной скорости экструзии для различной длительности сшивки: ■ – 30 мин.; • – 40 мин; ▲ – 50 мин

ивающейся под внешнюю нагрузку, что подтверждается остаточной деформацией материала. Молекулы воды при силанольном сшивании полиэтилена беспрепятственно диффундируют в аморфную область, где и происходит процесс сшивки.

При малых скоростях экструзии в объеме превалирует аморфная фаза полиэтилена и, как следствие, существенно больший объем оказывается сшитым. При высоких скоростях молекулы воды не успевают диффундировать в область кристаллической фазы. Следует отметить, что температура сшивки существенно ниже температуры плавления полиэтилена, и образование сетки идет в гетерогенной системе – главным образом в аморфных областях между кристалли-

тами полиэтилена [5]. В результате этого образующаяся пространственная сетка неоднородна, что снижает несущую способность материала изоляции.

Результаты проведенных испытаний хорошо согласуются с теорией и результатами независимых исследований [10], что говорит о достоверности полученных экспериментальных данных.

Выводы

Полученные результаты позволили установить закономерности изменения эксплуатационных свойств ПЗИ проводов (прочность при разрыве $\sigma_р$, относительное удлинение при разрыве $\varepsilon_р$, тепловая деформация $\varepsilon_т$) при изменении технологических параметров, среди которых основными являются время сшивки и скорость экструзии. Обосновано существенное влияние скорости экструзии на ориентацию молекул и плотность пространственной сетки материала ПЗИ, определяющие величину тепловой деформации и прочности при разрыве. Из полученных результатов экспериментальных исследований следует вывод о необходимости обеспечения строгого контроля времени сшивки при изменении скорости экструзии. Требуемые значения эксплуатационных характеристик защитной изоляции провода ($\sigma_р$, $\varepsilon_р$, $\varepsilon_т$) согласно п. 5.2.5.1 ГОСТ 31946-2012 достигаются при минимальной скорости экструзии 26 м/мин и временах сшивки не менее 60 минут.

Для получения стабильных характеристик защитной изоляции рекомендуется проводить входной контроль поставляемого сырья. Чистота исходного материала имеет большое значение при наложении защитной изоляции. Рекомендуется принимать меры по исключению вероятности попадания загрязнений в сырье не только на стадии поставки, но также при загрузке материала в экструдер на стадии изготовления защитной изоляции.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Сидорова Н.А., Муравьева Т.Н.** Исследование влияния концентрации красителя на физико-механические характеристики оболочковых кабельных пластикатов // Неделя науки СПбГПУ: материалы научно-технической конференции с международным участием. Институт энергетики и транспортных систем СПбГПУ.Ч.1 СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2014. С. 29–30.

2. **Nobrega A.M., Martinez M.L.B., Alencar de Queiroz A.A.** Investigation and Analysis of Electrical Aging pf XLPE Insulation for Medium Voltage Covered Conductors manufactured in Brazil // IEEE Trans. D. E. I. 2013. № 20(2). P. 628–640.

3. **Иванова В.Н., Муравьева Т. Н.** Физико-механические характеристики изоляции из сшитого полиэтилена // Материалы научно-методической конференции «Фундаментальные исследования и инновации в национальных исследовательских университетах». СПб., 2012. С. 20.

4. **Иванов Д.А., Муравьева Т. Н.** Исследование физико-механических характеристик кабельной изоляции из сшитого полиэтилена // Неделя науки СПбГПУ: материалы научно-практической конференции с международным участием. Институт энергетики и транспортных систем СПбГПУ. Ч. 1. СПб. : Изд-во Политехн. ун-та, 2014. С. 19–20.

5. **Лямкин Д.И.** Сравнительная оценка плотности и стабильности химической сетки полиэтиленовой изоляции кабельных изделий при термомеханическом воздействии. // Кабель-news. 2010. №3. С. 73–77.

6. **ГОСТ Р МЭК 60811-1-1-2011.** Общие методы испытаний материалов изоляции и оболочек электрических и оптических кабелей. Измерение толщины и наружных размеров. Методы определения механических свойств. М.: Стандартинформ, 2013. 14 с.

7. **ГОСТ Р МЭК 60811-1-2-2011.** Общие методы испытаний материалов изоляции и оболочек электрических и оптических кабелей. Часть 1-2. Методы общего применения. Методы теплового старения. М.: Стандартинформ, 2012. 12 с.

8. Tinius Olsen H5KS [электронный ресурс]. URL: http://www.tiniusolsen.com/pdf/B140D.pdf (дата обращения 11.10.2014)

9. Operating Manual APT.LineTM M53 [электронный ресурс] URL: http://www.binder-world.com/de (дата обращения 15.10.2014)

10. **Ким В.С.** Исследование влияния технологических факторов производства самонесущих изолированных проводов на механические свойства изоляции из сшитого полиэтилена // Науковедение. 2013. № 3. С. 1–7.

REFERENCES

1. **Sidorova N.A., Muravyeva T.N.** Issledovaniye vliyaniya kontsentratsii krasitelya na fiziko-mekhanicheskiye kharakteristiki obolochkovykh kabelnykh plastikatov [Research of colourant concentration impact on physical and mechanical properties of PVC cable insulation]. *Nedelya nauki SPbGPU: materialy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii s mezhdunarodnym uchastiyem. Institut energetiki i transportnykh sistem SPbGPU.Ch.1 [Science week at SPbGPU: Proceedings of scientific international conference. Power Energy and Transport Systems Institute of SPbGPU.* Part 1] St.Petersburg: SPbGPU Publ. 2014. S. 29–30 (rus).

2. **Nobrega A.M., Martinez M.L.B., Alencar de Queiroz A.A.** Investigation and Analysis of Electrical Aging pf XLPE Insulation for Medium Voltage Covered Conductors manufactured in Brazil. *IEEE Trans. D. E. I.* 2013. 20(2). P. 628–640.

3. **Ivanova V.N., Muravyeva T.N.** Fiziko-mekhanicheskiye kharakteristiki izolyatsii iz sshitogo polietilena [Physical and mechanical properties of XLPE insulation]. *Materialy nauchno-metodicheskoy konferentsii «Fundamentalnyye issledovaniya i innovatsii v natsionalnykh issledovatelskikh universitetakh» [Proceedings of scientific conference on Fundamental Researches and Innovations at National Research Universities].* St.Petersburg, 2012. S. 20.

4. **Ivanov D.A., Muravyeva T.N.** Issledovaniye fiziko-mekhanicheskikh kharakteristik kabelnoy izolyatsii iz sshitogo polietilena [Research of phisical and mechanical properties of XLPE cable insulation]. *Nedelya nauki SPbGPU: materialy nauchno-prakticheskoy konferentsii c mezhdunarodnym uchastiyem. Institut energetiki i transportnykh sistem SPbGPU. Ch. 1.[Science week at SPbGPU: Proceedings of scientific international conference. Power Energy and Transport Systems Institute of SPbGPU. Part 1].* St.Petersburg: SPbGPU Publ., 2014. S. 19–20 (rus).

5. **Lyamkin D.I.** Sravnitelnaya otsenka plotnosti i stabilnosti khimicheskoy setki polietilenovoy izolyatsii kabelnykh izdeliy pri termomekhanicheskom vozdeystvii [Comparable assessment of density values and stability levels of chemical structure of polyethylene insulation]. *Cable-news.* № 3. 2010. S. 73–77 (rus).

6. **GOST R MEK 60811-1-1-2011.** Obshchiye metody ispytaniy materialov izolyatsii i obolochek elektricheskikh i opticheskikh kabeley. Izmereniye tolshchiny i naruzhnykh razmerov. Metody opredeleniya mekhanicheskikh svoystv [State standard specification. General test methods for insulating and sheathing materials of electric and optical cables. Measurements of thickness and overall dimensions. Tests for determining the mechanical properties] Moscow: Standartinform, 2013. 14 s. (rus)

7. **GOST R MEK 60811-1-2-2011.** Obshchiye metody ispytaniy materialov izolyatsii i obolochek elektricheskikh i opticheskikh kabeley. Chast 1-2. Metody obshchego primeneniya. Metody teplovogo stareniya [Common test methods for insulating and sheathing materials of electric and optical cables. Part 1-2. Methods of general applications. Thermal ageing methods] Moscow: Standartinform, 2012. 12 s. (rus)

8. Tinius Olsen H5KS, *Available:http://www.tiniusolsen.com/pdf/B140D.pdf* (Accessed 11.10.2014).

9. Operating Manual APT.LineTM M53. *Available: http://www.binder-world.com/de* (Accessed 15.10.2014).

10. **Kim V.S.** Issledovaniye vliyaniya tekhnologicheskikh faktorov proizvodstva samonesushchikh izolirovannykh provodov na mekhanicheskiye svoystva izolyatsii iz sshitogo polietilena [Study of the influence of technological factors of self-supporting insulated wires manufacture on the mechanical properties of the cross-linked polyethylene insulation] *Naukovedeniye*. 2013. № 3. S. 1–7. (rus).

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

СОЛОВЬЕВ Юрий Владимирович – генеральный директор ООО «Компания АЛСИБ».
197046 Санкт-Петербург, ул. Мичуринская, 12.
E-mail: yury.solovyev@yahoo.com

SOLOVYEV Yurii V. – ALSIB Company Ltd..
12, Michurinskaya St., Saint-Petersburg, 197046.
E-mail: yury.solovyev@yahoo.com

НАЗАРЫЧЕВ Александр Николаевич – доктор технических наук профессор, ректор Петербургского энергетического института повышения квалификации.
196135, Санкт-Петербург, ул. Авиационная, 23.
E-mail: nazarythev@mail.ru

NAZARYTHEV Aleksandr N. – Petersburg Power Engineering Institute of professional development.
23, Aviatsionnaya st., Saint-Petersburg, Russia, 196135.
E-mail: nazarythev@mail.ru

DOI 10.5862/JEST.238.5
УДК 621.165

Д.В. Григорьева, Е.Г. Шарапа

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ МОДЕРНИЗАЦИИ ЦИЛИНДРА НИЗКОГО ДАВЛЕНИЯ ТУРБИНЫ Т-250/300-240 НА РЕЖИМНЫЕ ПАРАМЕТРЫ ЮЖНОЙ ТЭЦ-22 ТГК-1

D.V. Grigoreva, E.G. Sharapa

ASSESSMENT OF THE EFFECT OF MODERNIZING THE LOW PRESSURE CYLINDER OF THE T-250/300-240 TURBINE OF THE YUZHNAYA CHP-22 TGC-1

В статье предложены методы и оценки модернизации ротора цилиндра низкого давления (ЦНД) энергоблока Т-250/300-240 с помощью программного комплекса «United Cycle». Проведен анализ работы ЦНД при дальнейшей модернизации данного энергоблока с учетом технических ограничений. Выявлены основные закономерности изменения параметров пара энергоблока при его совершенствовании с учетом изменения режимов работы турбины. Проанализирована актуальность модернизации ротора ЦНД турбины Т-250/300-240 с учетом возможного снижения технологического минимума при выходе ТЭС на оптовый рынок электроэнергии и мощности. Разработана расчетная модель турбины для программного комплекса «United Cycle». Определен эффективный диапазон электрической мощности при модернизации ротора ЦНД. Выполнен анализ уплотнений диафрагмы цилиндра низкого давления. Описаны и проанализированы малорасходные режимы при модернизации ЦНД энергоблока с учетом его технологических особенностей. Дана оценка маржинального дохода данного энергоблока от модернизации ротора цилиндра низкого давления. Проведено сравнение с существующим положением. Названы альтернативные методы модернизации ЦНД с учетом технических особенностей турбины и маржинального дохода при модернизации ротора низкого давления энергоблока.

ТЕПЛОФИКАЦИОННАЯ ТУРБИНА; ЦИЛИНДР НИЗКОГО ДАВЛЕНИЯ; РОТОР С УДАЛЕННЫМИ ЛОПАТКАМИ; ОХЛАЖДЕНИЕ ЦИЛИНДРА НИЗКОГО ДАВЛЕНИЯ; МАЛОРАСХОДНЫЕ РЕЖИМЫ; СНИЖЕНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ МОЩНОСТИ; ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ МИНИМУМ.

The purpose of the present article is in developing recommendatory methods and an assessment of modernizing a low pressure cylinder of a T-250/300-240 turbine. The practical importance is described. The analysis of operation of the low pressure cylinder taking into account technical restrictions is carried out. The main regularities of change of parameters are revealed. Recommendations about modernization of the low pressure cylinder of the turbine are developed. The main recommendations are made about the relevance of modernizing the low pressure cylinder of the T-250/300-240 turbine taking into account the possibility of decreasing the technological minimum for the behavior of thermal power plant in the wholesale electric power market. The settlement model of the turbine in the "United Cycle" software complex is developed. Assessment methods by means of the "United Cycle" software complex are revealed. The effective range of electric power at modernization of a rotor of the turbine is determined. The analysis of consolidation of a diaphragm of the low pressure cylinder is provided. The low-consumption modes of cylinder modernization are theoretically described and analyzed. The technological features of the turbine are considered. The marginal income from the modernization of the low pressure cylinder is estimated. The comparative analysis with the existing situation is carried out. Alternative methods of modernization of the low pressure cylinder are given. Multiple conclusions about the further marginal income are made.

HEATING TURBINE; LOW PRESSURE CYLINDER; ROTOR WITH REMOTE SHOVELS; COOLING OF LOW PRESSURE CYLINDER; LOW-ACCOUNT MODES; DECREASE IN ELECTRIC POWER; TECHNOLOGICAL MINIMUM.

Введение

Цель нашей работы – составление методических рекомендаций по модернизации цилиндра низкого давления турбины Т-250/300-240 с учетом возможного снижения технологического минимума при участии ТЭС в оптовом рынке электроэнергии и мощности (на примере второго паротурбинного блока Южной ТЭЦ-22 ОАО «ТГК-1»). На данной станции в конце 2015 года было принято решение о переводе одного блока в режим необлопаченного ротора. Такая мера является вынужденной для Южной ТЭЦ-22. Режим необлопаченного ротора можно охарактеризовать как работу ротора при отсутствии рабочих лопаток и пазов в дисках для установки, но с оставленными диафрагмами в ЦНД (что упрощает обратный перевод турбины к облопаченному ротору). В таком режиме снижается доступ пара в ЦНД, а за счет снижения расхода пара в голову турбины можно снижать технологический минимум.

Практическая значимость работы состоит в том, что теоретические предложения и их реализация – расчеты с помощью программного комплекса «United Cycle» – позволяют оперативно оценивать изменения работы турбины, выявлять оптимальные пути модернизации турбины и давать качественную оценку влияния модернизации ЦНД на снижение технологического минимума в условиях выхода ТЭС на ОРЭМ (оптовый рынок электроэнергии и мощности) с учетом конкретных технологической схемы, конструктивных характеристик, динамики изменения тепловой и электрической нагрузок.

Описание предполагаемой модернизации ЦНД

При принятии решений по модернизации ЦНД важна достоверность технико-экономических расчетов, основанных на энергетических характеристиках ступеней в переменном режиме, и качественная оценка параметров и режимов работы конкретного блока на конкретной станции.

Такие расчеты для определения эффективности модернизации части низкого давления (ЧНД) была сделана на примере блока Т-250/300-240 Южной ТЭЦ-22 ОАО «ТГК-1». Для качественной оценки данного мероприятия сотрудниками кафедры «Атомная и тепловая энергетика» Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого был проведен расчет оптимального диапазона использования ротора-проставки в качестве модернизации ЦНД. Было выявлено, что для ротора-проставки оптимален диапазон, в котором мощность ЦНД в облопаченном варианте находится в области отрицательных значений, то есть ЦНД потребляет мощность. В результате оптимальный диапазон применения ротора-проставки находится в области малорасходных режимов и имеет температурные ограничения в выхлопной части ЦНД, которые в свою очередь обусловлены техническими решениями системы охлаждения данного энергоблока, конструкцией лопаток ЦНД.

Методы обоснования модернизации ЦНД Т-250/300-240

В нашей работе рассматриваются вопросы оптимизации режимных параметров при модернизации ЦНД энергоблока Т-250/300-240, нацеленной на эффективное функционирование станции на ОРЭМ.

Специалистами О.И. Демидовым и С.Н. Романовым в Санкт-Петербургском политехническом университете был смоделирован с помощью программного пакета «United Cycle» энергоблок Т-250/300-240 (рис. 1). Был разработан программно-вычислительный комплекс, используемый в качестве инструмента исследования. Данный программный пакет имеет блочную структуру и позволяет разрабатывать схемы паротурбинных, газотурбинных и парогазовых установок, с помощью которых можно проводить исследования на различных режимах, вносить корректировки, производить пересчет режимов, вывод и анализ разного рода сгруппированных результатов.

Параметры оборудования принимались на основании данных завода-изготовителя. Параметризация отдельных элементов имеет сложную структуру, основанную на тепловых балансах, а также поправочных кривых в соответствии с нормативно техническими данными производителей оборудования. В числе таких элементов можно выделить котел с поправками на температуры питательной воды и окружающего воздуха и на коэффициент рециркуляции газов. Данные поправки принимались в соответствии с паспортными данными оборудования и нор-

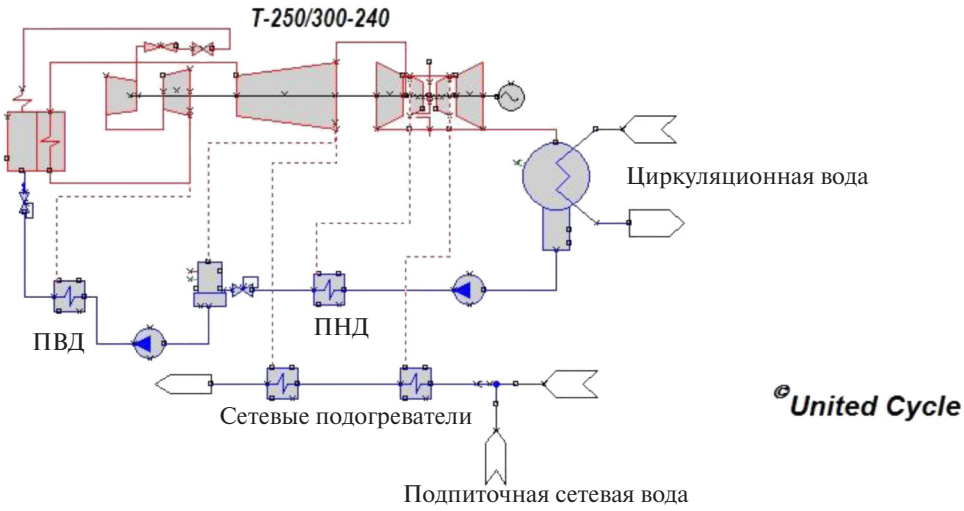


Рис. 1. Упрощенная технологическая схема паротурбинного блока Т-250/300-240 с существующим ЦНД

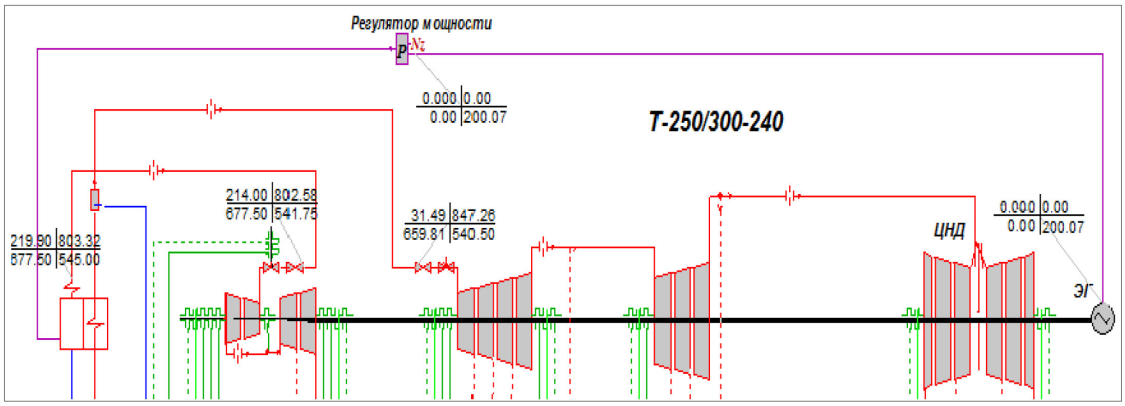


Рис. 2. Регулятор мощности

мативно-технической документации. Также можно выделить регулирующую ступень турбины, для которой в качестве поправки принимались значения регулировочной прямой скольжения давления пара. Последующие отсеки (отсеки с камерой отбора) также имеют поправки на КПД отсека в зависимости от расхода пара.

Метод определения эффективности модернизации путем перевода в режим ротора-проставки предполагает рассмотрение нулевой мощности ЦНД. В ходе вычислений были приняты два возможных варианта уплотнения диафрагмы: расход пара через закрытую поворотную регулирующую диафрагму – 60 т/ч и 10 т/ч (при перепаде давления 1 атм.) соответственно для вариантов без дополнительного уплотнения диафрагмы и с выполненным уплотнением; условия работы диафрагмы – максимально полное закрытие с поддержанием температуры в выхлопном патрубке ЦНД не более 120–122 °С.

Для поиска режима нулевой мощности ЦНД с помощью программного комплекса «United Cycle» на модели с облопаченным ротором проводились расчеты по следующему сценарию:

1. На регуляторе электрической мощности (рис. 2) задавалось её фиксированное значение, которое поддерживается при работе турбины по электрическому графику.

2. На регуляторе температуры сетевой воды методом подбора достигалось ее значение, при

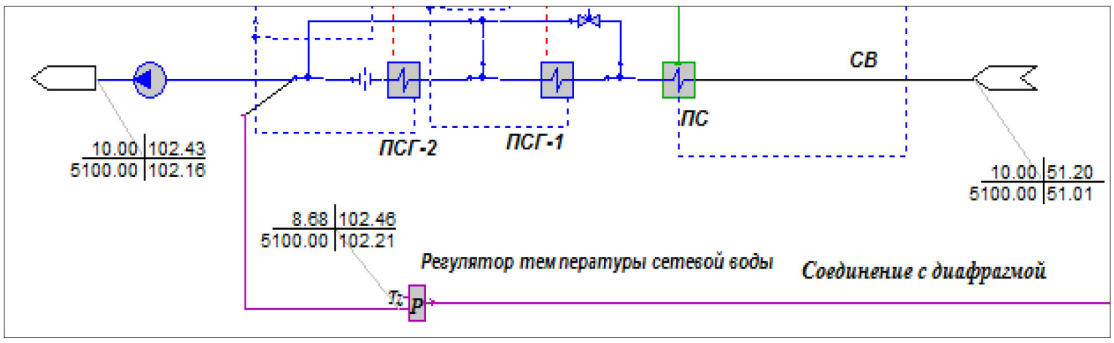


Рис. 3. Регулирование температуры сетевой воды

котором электрическая мощность ЧНД равна нулю. Тогда при заданной температуре сетевой воды и заданной электрической мощности дальнейший рост задаваемой температуры сетевой воды привел бы к потреблению мощности частью низкого давления турбины за счет прикрытия диафрагмы и сокращения пропуска пара в конденсатор, а как следствие, к возникновению неоптимальных режимов течения пара с развитием зон отрыва [2]. Схема регулирования температуры сетевой воды показана на рис. 3. Результат определения нулевой мощности при электрической нагрузке на генераторе, равной 200 МВт, представлен в таблице 1.

Таблица 1

Расчет для определения режима нулевой мощности на ЧНД

Суммарная мощность последних отсеков ЧНД, МВт	Температура сетевой воды, °С	Температура выхлопа, °С
–1,95	110	108
–0,89	108	110
–0,19	105	115
0	99	120
0,23	97	116
0,87	95	112
1,96	92	109

3. Для расчета предельной температуры сетевой воды, при которой температура в выхлопном патрубке турбины Т-250-300-240 не будет превышать допускаемое значение (120 °С без системы охлаждения), в программе «United Cycle» была составлена модель блока на базе уже имеющейся модели путем удаления двух ступеней ЧНД (табл. 2) и другой параметризации последнего отсека ЧНД. Параметризация выполнялась с целью получения нулевой мощности при любом расходе пара – таким образом имитировалась работа без лопаток. Параметризацию иллюстрирует рис. 4.

Таблица 2

Влияние температуры сетевой воды на температуру выхлопа

Температура выхлопа, °С	122	121	120	120	120	121	122
Температура сетевой воды, °С	112	110	105	104	102	101	100

Для оценки эффективности были рассчитаны четыре режима с электрической нагрузкой от 200 до 140 МВт с шагом 20 МВт при следующих параметрах сетевой воды: расход – 5100 т/ч; температура перед ПСГ-1 – 53 °С. Начальные температуры – 545/542 °С. Условие работы – на скользящем давлении пара. Было учтено, что работа турбины осуществляется на скользящем давлении, которое на данной турбине начинается от 400 т/ч свежего пара; давление в деаэраторе поддерживалось постоянно на уровне 7 кгс/см^2 при расходе свежего пара меньше 710 т/ч (при расходе свежего пара более 710 т/ч давление было зафиксировано скользящим, что закреплено в нормативных характеристиках энергоблока).

Результаты расчетов оптимального диапазона применения ротора-проставки приведены в табл. 3.

Расчеты показали, что работа ротора-проставки обусловлена малорасходными пропусками пара в конденсатор. На малорасходных режимах последние ступени ЧНД чаще всего работают в «вентиляционном» режиме и доволь-

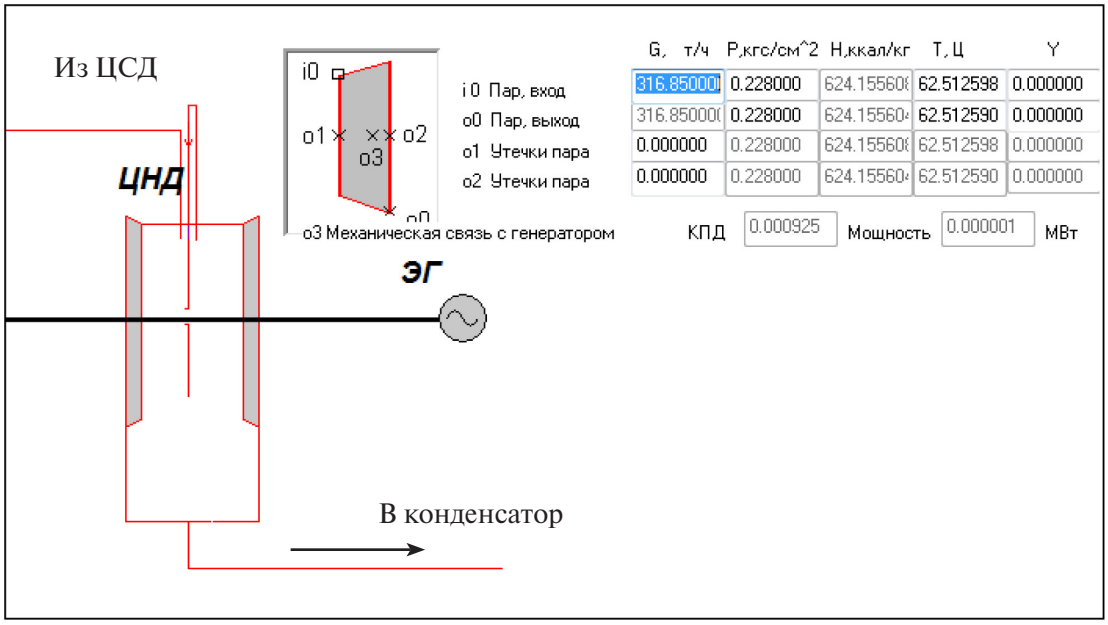


Рис. 4. Вид и параметризация ЦНД в качестве ротора-проставки

Таблица 3

Расчетные данные для оценки режима нулевой мощности

Вариант уплотнения диафрагмы, т/ч	Температурный режим	Энергетическая мощность МВт	Расход пара в котел т/ч	Температура сетевой воды на выходе, °С	Температура сетевой воды на входе, °С	Расход сетевой воды, т/ч	Расход пара в конденсатор, т/ч	Температура выхлопа, °С	Расход топлива паровым котлом, тыс. нм^3/ч	Давление на входе в диаграмму, кгс/см^2	Отпуск тепла от энергоблока, Гкал/ч
60	T_{min}	200	752	99	53	5100	54	92,56	66,63	0,520	234,6
	T_{max}	200	765	104	53	5100	26,7	120	67,6	0,731	260,1
	T_{min}	180	628	93	53	5100	65	106	56,83	0,461	204
	T_{max}	180	638	99	53	5100	21	120	57,57	0,53	234,6
	T_{min}	160	562	92,58	53	5100	47	110	51,81	0,440	201,858
	T_{max}	160	577	96,43	53	5100	15	122	52,82	0,576	221,493
	T_{min}	140	490	85	53	5100	40	110	45	0,341	163,2
	T_{max}	140	506	89	53	5100	7	122	47,16	0,416	183,6
10	T_{min}	200	700	100	53	5100	80	104	62,73	0,12	239,7
	T_{max}	200	743	102	53	5100	40	120	65	0,113	249,9
	T_{min}	180	620	97	53	5100	76	118	57,89	0,1	224,4
	T_{max}	180	650	98,6	53	5100	25	122	58,36	0,1	232,56
	T_{min}	160	554	92	53	5100	64	120	51	0,11	198,9
	T_{max}	160	570	97	53	5100	15	120	54	0,1	224,4
	T_{min}	140	505	86	53	5100	54	120	47	0,09	168,3
	T_{max}	140	520	90	53	5100	8	122	48,9	0,09	188,7

но часто – с потреблением мощности. В таких случаях энтальпия и температура пара на выходе из «вентилирующих» ступеней выше, чем на входе в них, и это дополнительно приводит к повышению температуры выхлопного патрубка турбины. Для таких режимов характерны зоны с обратными восходящими течениями пара, способствующими, с одной стороны, охлаждению ЦНД, а с другой стороны, – эрозии выходных кромок лопаточного аппарата облопаченного ротора[1, 3]. Это обстоятельство свидетельствует, что ротор-проставка может эффективно использоваться на малорасходных теплофикационных режимах, благодаря отсутствию лопаток ЦНД. При минимальном пропуске пара через последние ступени ЦНД происходит увеличение вентиляционных потерь в последних ступенях ЧНД с лопатками по сравнению с ротором-проставкой (в этом случае изменение мощности ЦНД с лопатками будет отрицательным).

В качестве положительных аспектов применения ротора-проставки можно отметить устранение вибрационных состояний лопаток последних ступеней ЦНД, характерных для облопаченного ротора в малорасходных режимах. У облопаченного ротора при снижении технологического минимума происходит существенное снижение расхода пара в конденсатор; в таком случае последние и предпоследние ступени работают в критическом диапазоне, где динамические напряжения имеют экстремальный характер, опасный для лопаток. Согласно исследованиям ТМЗ [7] для лопаток последних ступеней турбины Т-250/300-240 критический диапазон по относительному объемному расходу пара – от 0,025 до 0,15 [11]. Наибольшую опасность вызывают режимы теплофикационные, с большими тепловыми нагрузками и низким давлением в конденсаторе. Режимы, когда давление в конденсаторе низкое, то есть расход пара невысокий (менее 40 т/ч), способствуют накоплению усталости в металле лопаток [8]. Следовательно, при с облопаченным роторе работа последних лопаток опасна повышенным вибрационным состоянием и, как следствие, повышенными напряжениями в металле.

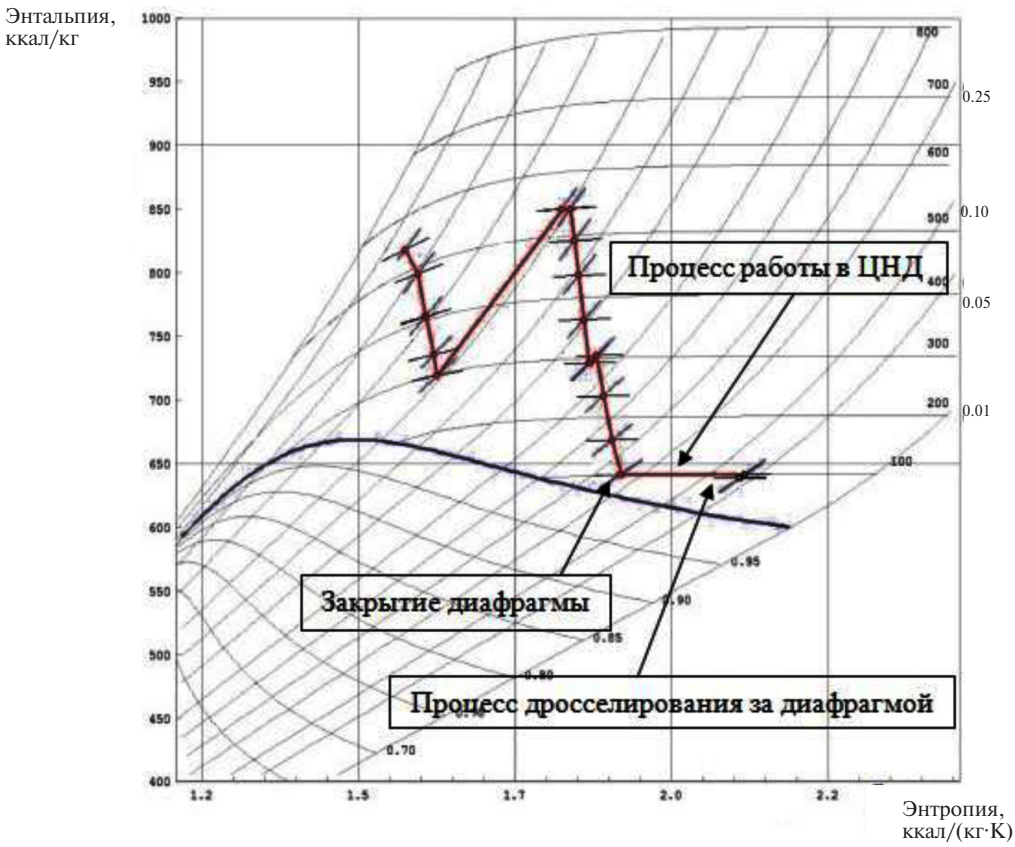


Рис. 5. Процесс расширения при работе с ротором-проставкой

Таблица 4

Сравнительные расчетные данные о работе турбины в течение года

Режим ЦНД	Период	Температура выхода сетевой воды, °С	Температура входа сетевой воды, °С	Расход свежего пара, т/ч	Температуры свежего пара/после промперегрева, °С	Расход сетевой воды, т/ч	Расход пара конденсатор, т/ч	Температура выхлопа, °С	Электрическая мощность, МВт	Расход топлива, тыс.нм^3/ч	Отпуск тепла от энергоблока, Гкал/ч
	Дневное время										
Необлопаченный ротор	Летний	75	50	625	545/542	4200	12	112	216	43	105
	Весенний	85	51	633	545/542	4400	16	115	222	43	149,6
	Осенний	90	53	640	545/542	4400	20	120	230	44	162,8
	Зимний	100	55	665	545/542	5100	22,4	120	230	53	229,5
Облопаченный ротор	Летний	75	50	680	545/542	4200	200	120	220	66,04	105
	Весенний	85	51	712	545/542	4400	230	120	230	68	149,6
	Осенний	90	53	715	545/542	4400	235	120	230	69,8	162,8
	Зимний	100	55	740	545/542	5100	239	120	230	72	229,5
	Ночное время										
Необлопаченный ротор	Летний	75	50	420	545/542	4200	10	118	115	39	105
	Весенний	85	51	420	545/542	4400	15	116	118	42	149,6
	Осенний	90	53	420	545/542	4400	15	120	120	42	162,8
	Зимний	100	55	560	545/542	5100	21	120	150	51,6	229,5
Облопаченный ротор	Летний	75	50	561	545/542	4200	170	120	175	55	110
	Весенний	85	51	583	545/542	4400	172	120	180	58	149,6
	Осенний	90	53	650	545/542	4400	218	120	210	63	162,8
	Зимний	100	55	715	545/542	5100	225	120	215	68	229,5

Процесс расширения пара в турбине с вентиляционным пропуском пара для охлаждения корпуса ЦНД показан на рис. 5. При работе на малорасходных режимах процесс расширения обычно протекает в зоне перегретого пара [10].

В табл. 3 указан эффективный диапазон мощности применения ротора-проставки: T_{max} – максимальная температура сетевой воды, при которой сохраняется максимально допустимая температура выхлопа (температура выхлопа ограничивается 120–122 °С), а T_{min} – минимальное значение температуры сетевой воды, при которой вырабатываемая мощность ЦНД равна нулю.

Из данных табл. 3 можно сделать вывод, что для энергоблока Т-250/300-240 ТЭЦ-22 между вариантами уплотнения 60 т/ч и 10 т/ч различие мало, поэтому уплотнение регулирующей диафрагмы при использовании ротора-проставки мало влияет на работу турбины.

Из этой таблицы следует также, что зона эффективности применения ротора-проставки – 10–12 % от вырабатываемой тепловой мощности.

Был проведен анализ выгодности при заданных тепловой и электрической нагрузках за весь год с учетом ночных разгрузок турбины и режимов работы в дневные часы. Результаты представлены в табл. 4. При этом принято, что электрическая выработка в ночные часы избыточна, т. е. в табл. 4 указаны минимальная электрическая выработка для ночных периодов при заданной тепловой нагрузке. В дневные часы принята электрическая нагрузка по среднегодовым данным. Как результат для варианта с ротором-проставкой величина вырабатываемой электрической мощности получается меньше необходимой для блока с облопаченным ЦНД. Тепловая выработка принимается на основании среднегодовых тепловых нагрузок, но без учета гидравлических сопротивлений в ПСГ-2, т. е. расход сетевой воды был постоянным и независимым от требуемой температуры на выходе блока.

Анализируя полученные результаты, можно отметить, что при оценке работы в дневные часы с выработкой энергоблоком 220–230 МВт электрической мощности турбина с ротором-проставкой выгодна в том случае, если поддерживается максимальная тепловая нагрузка сетевых подогревателей. С понижением тепловой нагрузки наблюдается недовыработка электроэнергии на энергоблоке. Как результат – турбина в режиме ротора-проставки по сравнению с облопаченным ротором выгодна в силу меньшего расхода топлива и меньшей выработки электрической мощности при сохранении тепловой нагрузки. Из таблиц видно, что ротор-проставка имеет диапазон выгодности и эффективно разгружена в ночные часы с учетом высокой тепловой выработки при сохранении технических возможностей турбины. В дневные же часы турбины с необлопаченным ротором при малых тепловых нагрузках существенно недовырабатывают электроэнергию.

Таблица 5

Расчет маржинального дохода энергоблока от продажи электро- и теплоэнергии

Месяц года	Режим ЦНД	Электрическая мощность, МВт	Расход топлива, тыс. нм³/ч	Объем сожженного топлива, тут/ч	Тепловая нагрузка, Гкал/ч	Объем тепловой энергии, МВт	Топливная составляющая, руб	Электрическая составляющая, руб	Тепловая составляющая, руб	Маржинальный доход, млн руб. за месяц
Март	Необлопаченный ротор	164	49	42,46	171,6	199,57	163262	172397	166452	126
Февраль		171	50	43,33	193,6	225,16	166594	179755	187792	145
Январь		187,5	58,8	50,95	249,85	290,57	195915	197100	242353	175
Декабрь		171	50	43,33	193,6	225,16	166594	179755	187792	144
Март	Облопаченный ротор	197,5	60,52	52,44	171,6	199,57	201645	207612	166452	124
Февраль		205	63	54,59	193,6	225,16	209909	215496	187792	139
Январь		220	66,4	57,54	249,85	290,57	221237	231264	242353	182
Декабрь		205	63	54,59	193,6	225,16	209909	215496	197792	139

Экономическая эффективность

Для оценки актуальности модернизации ЦНД путем перевода в режим необлопаченного ротора был рассчитан маржинальный доход энергоблока при продаже электроэнергии и тепловой энергии (табл. 5, 6). Было принято: стоимость тонны топлива в 1 час равняется 3845 руб/т у.т., стоимость электрической энергии в 1 час равняется 1051,2 руб/МВт · ч, стоимость тепловой энергии принимается 970 руб/(Гкал/ч).

Вариант А. Работа блока только в зимний период с максимальными тепловыми нагрузками при условии, что поддерживается средняя электрическая нагрузка 180–170 МВт при задании температуры теплосети 100– 90 °С в течение периода 120 дней (ночные и дневные часы, 720 часов за один месяц). Дополнительный доход с применением ротора-проставки (по сравнению с облопаченным ротором) составит 6,8 млн руб. (табл. 5). Установка ротора-проставки в этом случае является оправданной с учетом стоимости первоначальных вложений, включая стоимость балансировки ротора и разборки-сборки существующего корпуса ЦНД. Конкретно для Южной ТЭС затраты на сам ротор-проставку не учитываются, так как он уже имеется в наличии.

Вариант Б. Использование блока с ротором-проставкой в течение всего года, в том числе и в летний период с нагрузкой ГВС (80–70 °С), и с учетом изменения электрической нагрузки в течения суток (набор и спад электрической мощности). В таком случае компания ОАО «ТГК-1» получит убыток за год 18 млн руб. (по сравнению с вариантом облопаченного ротора ЦНД), т.е. установка ротора-проставки не является оправданной (табл. 6). Данный убыток объясняется тем, что при малых тепловых нагрузках и заданной электрической мощности существует недовыработка электроэнергии при расходе топлива, близком по значению к расходу в режиме облопаченного ротора.

Изложенная методика расчета эффективности применения ротора-проставки с высокой точностью может быть применена для любой теплофикационной турбины при условии достаточных данных для описания математической модели установки.

Существуют альтернативные методы уменьшения потерь мощности, роста температуры пара на малорасходных режимах. Среди них:

1. Модернизация ЦНД энергоблока Т-250/300-240 путем установки заградительного устройства. Заградительное охлаждение не предполагает демонтаж лопаток и заключается в воздействии закрученной кольцевой сверхзвуковой струей пара на обратные паровые потоки в области их взаимодействия с рабочими лопатками (разработано ТМЗ для теплофикационных турбин [4]). Согласно исследованиям [6] на длительных малорасходных теплофикационных режи-

Таблица 6

Расчет маржинального дохода

Месяц года	Режим ЦНД	Электрическая мощность, МВт	Расход топлива, тыс. нм^3/ч	Объем сожженного топлива, тут/ч	Тепловая нагрузка, Гкал/ч	Объем тепловой энергии, МВт · ч	Топливная составляющая, руб	Электрическая составляющая, руб	Тепловая составляющая, руб	Маржинальный доход, млн руб. за месяц
Летний	Необлопаченный ротор	165,5	51	44,19	105,0	122,12	169926	173974	101850	305
Весенний		170	52	45,06	149,60	173,98	173258	178704	145112	434
Осенний		175	52,5	45,49	162,80	189,34	174924	183960	157916	481
Зимний		190	60	51,99	229,50	266,91	199913	199728	222615	640
Летний	Облопаченный ротор	197,5	60,52	52,44	107,50	125,02	201645	207612	104275	317
Весенний		205	63	54,29	149,60	173,98	209909	215496	145112	435
Осенний		220	66,4	57,54	162,80	189,34	221237	231264	157916	484
Зимний		222,5	70	60,66	229,50	266,91	233232	233892	222615	643

*Примечание: для полной оценки модернизации ЦНД необходимо учитывать монтажные работы: балансировка ротора стоит 1 млн руб, сборка/разборка ЦНД – 300–400 тыс. руб. (по данным Уральского турбинного завода на 2016 год).

мах с закрытыми диафрагмами ЦНД турбин типа Т-250/300-240 заградительное устройство занимает лидирующее положение по экономичности и минимальным динамическим напряжениям в лопатках [5].

2) В качестве альтернативного варианта может быть применение укороченных лопаток ЦНД. При использовании укороченных лопаток (до 600–650 мм) можно путем регулирования уплотняющей диафрагмы снижать расход пара в конденсатор и увеличивать расход пара на сетевые подогреватели. Но при применении такого метода работа турбины переходит в малорасходные режимы, что влечет за собой вибрационное состояние последних лопаток и возрастание температуры выхлопа. Поэтому при использовании данного метода может потребоваться дополнительная кольцевая система охлаждения [3].

Выводы

1. Применение ротора-проставки снижает температуру пара, поступающего в конденсатор, на 5–8 °С. При сохранении температурных ограничений в 120 °С (без дополнительной системы охлаждения) это позволяет эффективно использовать ротор-проставку для увеличения количества отпускаемого тепла на 10–12 %.

2. Применение энергоблока с ротором-проставкой только в оптимальные четыре месяца тепловой нагрузки дает дополнительный маржинальный доход 6,8 млн руб.

3. Круглогодичное применение блока с ротором-проставкой приносит убыток 18 млн руб.

4. При обсуждении вопроса о модернизации следует рассматривать ротор-проставку как вынужденную меру модернизации ЦНД.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Зайцев М.В., Слабченко О.Н., Алехин А.А., Чупыра А.Г.** Выбор варианта модернизации энергоблоков К-300-240 Зуевской и Змиевской ГРЭС // Энергетика и электрификация. 1996. № 6. С. 11–14.

2. **Слабченко О.Н., Зайцев М.В., Козлоков А.Ю., Золотухин А.Д.** Оценка Эффективности работы ЦНД турбины Т-250/300-23,5 Харьковской ТЭЦ-5// Энергетические и теплотехнические процессы и оборудование. 2009. №3. С. 41–48.

3. **Симою Л.Л., Гуторов В.Ф., Лагун В.П., Баримберг Г.Д.** Повышение эффективности работы турбоустановки Т-250/300-240 путем модернизации ЦНД // Теплоэнергетика. 2005. № 11. С. 68–74.

4. **Зарянкин А.Е., Зройчиков Н.А., Ермолаев Г.В., Фичоряк О.М.** Оценка целесообразности работы теплофикационной турбины Т-250/300-240 без последней ступени в ЦНД // Теплоэнергетика. 2005. № 6. С. 14–18.

5. **Хаимов В.А., Воропаев Ю.А., Лукин С.В.** Встроенная система охлаждения ЦНД турбины Т-250/300-240 // Электрические станции. 1994. № 7. С. 32–36.

6. **Хаимов В.А., Кокин В.Н., Павлышев А.К., Базыленко А.А., Воронов Е.О, Ганжин В.А.** Внедрение заградительного охлаждения ЦНД мощных паровых турбин К-300 и Т-250 // Электрические станции. 2003. № 1. С. 29–35.

7. **Хаимов В.А.** Малорасходные режимы ЦНД турбины Т-250/300-240, СПб.: БХВ-Петербург, 2007. 240 с.

8. **Хаимов В.А., Кокин В.Н., Пузырев Е.И., Воронов Е.О., Ганжин В.А.** Внедрение системы оперативного контроля и диагностики эрозионного износа рабочих лопаток мощных паровых турбин // Электрические станции. 2006. № 12. С. 32–36.

9. **Костюк А.Г., Трухний А.Д., Ломакин Б.В.** Об условиях перевода паровой турбины Т-250/300-23,5 ТМЗ в режим работы без рабочих лопаток последний ступени // Теплоэнергетика. 2004. №5. С. 23–30.

10. **Бродов Ю.М., Кортенко В.В.** Паровые турбины и турбоустановки Уральского турбинного завода. Екатеринбург: Апарино. 2010. 488 с.

11. **Баринберг Г.Д., Симою Л.Л., Гуторв В.Ф., Лагун В.П.** Повышение эффективности работы турбоустановки Т-250/300-240 путем модернизации ЦНД // Теплоэнергетика. 2005. №11. С. 68–74.

REFERENCES

1. **Zajcev M.V., Slabchenko O.N., Alekhin A.A., Chupyra A.G.** Vybor varianta modernizacii ehnergoblokov K-300-240 Zuevskoj i Zmievskoj GREHS [Choice of option of modernization of power units of K-300-240 of Zuyevsky and Zmiyevsky state district power station]. *Energetika i elektrifikaciya*. 1996. № 6. S. 11–14. (rus.)

2. **Slabchenko O.N., Zajcev M.V., Kozlokov A.YU., Zolotuhin A.D.** Ocenka Effektivnosti raboty CND turbiny T-250/300-23,5 Har'kovskoj TEHC-5[Assessment of overall performance of TsND of the turbine T-250/300-23,5 of the Kharkov CHPP-5]. *Energeticheskie i teplotekhnicheskie processy i oborudovanie*. 2009. №3. S. 41–48. (rus.)

3. **Simoyu L.L., Gutorov V.F., Lagun V.P., Barimberg G.D.** Povyshenie ehffektivnosti raboty turboustanovki T-250/300-240 putem modernizacii CND [Increase of overall performance of the T-250/300-240 turbine plant by modernization of TsND]. *Teploenergetika*. 2005. № 11. S. 68–74. (rus.)

4. **Zaryankin A.E., Zrojchikov N.A., Ermolaev G.V., Fichoryak O.M.** Ocenka celesoobraznosti raboty teplofikacionnoj turbiny T-250/300-240 bez poslednej stupeni v CND[Expediency of operation of the heating turbine T-250/300-240 without the last step in TsND]. *Teploenergetika*. 2005. № 6. S. 14–18. (rus.)

5. **Haimov V.A., Voropaev YU.A., Lukin S.V.** Vstroennaya sistema ohlazhdeniya CND turbiny T-250/300-240 [TsND built-in cooling system of the turbine T-250/300-240]. *Elektricheskie stancii*. 1994. № 7. S. 32–36. (rus.)

6. **Haimov V.A., Kokin V.N., Pavlyshev A.K., Bazylenko A.A., Voronov E.O, Ganzhin V.A.** Vnedrenie zagraditel’nogo ohlazhdeniya CND moshchnyh parovyh turbin K-300 i T-250[Introduction of protecting cooling of TsND of powerful K-300 and T-250 steam turbines]. *Elektricheskie stancii*. 2003. № 1. S. 29–35. (rus.)

7. **Haimov V.A.** Maloraskhodnye rezhimy CND turbiny T-250/300-240 [TsND Low-account modes of the turbine T-250/300-240], SPb.: BHV-Peterburg, 2007. 240 s. (rus.)

8. **Haimov V.A., Kokin V.N., Puzyrev E.I., Voronov E.O., Ganzhin V.A.** Vnedrenie sistemy operativnogo kontrolya i diagnostiki ehrozionnogo iznosa rabochih lopatok moshchnyh parovyh turbin [Introduction of system of an operating control and diagnostics of erosive wear of working shovels of powerful steam turbines]. *Elektricheskie stancii*. 2006. № 12. S. 32–36. (rus.)

9. **Kostyuk A.G., Truhnij A.D., Lomakin B.V.** Ob usloviyah perevoda parovoj turbiny T-250/300-23,5 TMZ v rezhim raboty bez rabochih lopatok poslednij stupeni [About conditions of the transfer of the T-250/300-23,5 TMZ steam turbine to an operating mode without working shovels the last steps]. *Teploenergetika*. 2004. №5. S. 23–30. (rus.)

10. **Brodov YU.M., Kortenko V.V.** Parovye turbiny i turboustanovki Ural’skogo turbinnogo zavoda. [Steam turbines and turbine plants of the Ural turbine plant]. Ekaterinburg: Izd-vo Aparino, 2010 488 s. (rus.)

11. **Barinberg G.D., Simoyu L.L., Gutorv V.F., Lagun V.P.** Povyshenie ehffektivnosti raboty turboustanovki T-250/300-240 putem modernizacii CND [Increase of overall performance of the T-250/300-240 turbine plant by modernization of TsND]. *Teploenergetika*. 2005. №11. S. 68–74. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ГРИГОРЬЕВА Дарья Вадимовна – студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: daschuta_93@mail.ru

GRIGOREVA Daria V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: daschuta_93@mail.ru

ШАРАПА Евгений Григорьевич – ведущий специалист Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: evgeniysharapa@mail.ru

SHARAPA Evgenii G. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: evgeniysharapa@mail.ru

DOI 10.5862/JEST.238.6
УДК 812.35.17.11

Л.И. Сахно, О.И. Сахно, Ю.В. Варламов, Д.И. Лихачев

АНАЛИТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ИМПЕДАНСА ТРАНСФОРМАТОРА МАШИНЫ КОНТАКТНОЙ СВАРКИ

L.I. Sakhno, O.I. Sahno, Yu.V. Varlamov, D.I. Likhachev

ANALYTICAL CALCULATION OF THE IMPEDANCE OF THE RESISTANCE OF A SPOT WELDING MACHINE TRANSFORMER

В статье рассматриваются трансформаторы машин контактной сварки с инверторными источниками питания. Сварочные трансформаторы имеют существенные отличия от трансформаторов промышленной частоты, поскольку ток при сварке протекает поочередно в каждой вторичной обмотке в течение полупериода работы инвертора. Такой режим работы трансформатора требует разработки специальных методов расчета его импеданса, активная составляющая которого определяет тепловой режим трансформатора, а реактивная влияет на его полную мощность. В статье представлены формулы для расчета импеданса таких трансформаторов. Они необходимы для оптимизации конструкции трансформатора. При получении этих формул сделаны некоторые допущения, позволяющие свести задачу расчета поля рассеяния трансформатора к одномерной. В формулы входят функции, зависящие от относительных величин, характеризующих поверхностный эффект и эффект близости в обмотках трансформаторов. Для удобства представлены графики этих функций. Дан пример расчета импеданса трансформатора инверторного источника питания в диапазоне изменении частоты от нуля до 10 кГц. Показано, что использование традиционной конструкции трансформатора в инверторном источнике питания приводит к существенному увеличению активного сопротивления из-за проявления поверхностного эффекта и эффекта близости. Индуктивное сопротивление превышает активное сопротивление в несколько раз при частоте более 1000 Гц, несмотря на уменьшение индуктивности рассеяния за счет поверхностного эффекта. Для уменьшения импеданса трансформатора необходимо обеспечить чередование катушек первичной и вторичной обмоток.

ТРАНСФОРМАТОР; ДИСКОВЫЕ ОБМОТКИ; МАШИНА КОНТАКТНОЙ СВАРКИ; ИНВЕРТОР; ПОВЕРХНОСТНЫЙ ЭФФЕКТ И ЭФФЕКТ БЛИЗОСТИ.

This paper presents an analysis of the impedance in a medium-frequency resistance spot welding transformer. The medium frequency system consists of an input H-bridge inverter, a welding transformer and a full-wave center-tapped output rectifier that consists of two diodes. The welding transformer consists of a primary winding and two secondary disk windings. The resistive impedance determines the thermal conditions of the transformer and the reactance affects the medium frequency of the system's power consumption. It is necessary to consider that due to the center-tapped rectifier, the current can flow in only one of the secondary windings at a time, which causes an unbalanced magnetic field strength distribution. Unbalanced distribution can cause high leakage fluxes which increase transformer impedance. The article presents the formulas for calculation of the impedance transformers. They are necessary in order to reduce copper losses and design a device with minimum power consumption. Some assumptions were made to reduce the problem of calculating the leakage field of the transformer to a one-dimensional field. The formulas are functions that depend on the relative values characterizing skin and proximity effects in the transformer windings. The graphs of these functions are given for convenience of use. An example of the calculation of the impedance is presented. It is shown that the typical design of the transformer is not effective due to the proximity and skin effects. The reactance exceeds the resistive impedance by several times when the frequency is more than 1000 Hz, despite the reduction of the leakage inductance. To reduce the impedance of the transformer it is necessary to provide the interleaving of primary and secondary windings.

TRANSFORMER; DISK WINDINGS; SPOT WELDING MACHINES; INVERTER; PROXIMITY SKIN EFFECTS.

Введение

В настоящее время разрабатываются машины контактной сварки (МКС) с инверторными источниками питания, рабочая частота которых может составлять от нескольких сотен герц до десятков килогерц [1–3]. Ведущие мировые производители сварочного оборудования уже имеют подобные машины в номенклатуре своих изделий. Источник питания таких машин состоит из трехфазного мостового выпрямителя с емкостным фильтром, инвертора и сварочного трансформатора с двумя вторичными обмотками. Две вторичные обмотки сварочного трансформатора через однофазный двухполупериодный выпрямитель со средней точкой подключены к свариваемым деталям. Применение инверторных источников питания в МКС с выпрямлением на стороне вторичной обмотки позволяет уменьшить массу и габариты сварочного трансформатора, что особенно актуально в автомобилестроении (подвесные клещи для контактной сварки с применением сварочных роботов), в строительстве (сварка арматуры железобетонных конструкций). В трансформаторах таких МКС сильно проявляется поверхностный эффект, который влияет на их импеданс. Известно, что активная составляющая импеданса трансформатора определяет его тепловой режим, а реактивная составляющая влияет на его полную мощность. Известны методы расчета импеданса в силовых трансформаторах с учетом поверхностного эффекта, справедливые только для многослойных цилиндрических обмоток [4, 5]. Трансформаторы инверторных источников с двухполупериодным выпрямителем имеют дисковые обмотки со сложным чередованием дисков первичной и вторичной обмоток, поэтому указанные методы в данном случае не применимы. В [6, 7] дан численный расчет потерь и некоторые рекомендации по улучшению конструкции таких трансформаторов. Аналитический расчет позволяет достаточно быстро и эффективно оценить влияние конструктивных параметров трансформатора на его импеданс и найти пути оптимизации конструкции. В нашей статье приводятся формулы для расчета импеданса и результаты расчета для типичной конструкции трансформатора машины контактной сварки в широком диапазоне изменения частоты.

Методика проведения исследования

Трансформаторы машин контактной сварки обычно имеют дисковые чередующиеся обмотки. Первичные обмотки выполняются из медного провода прямоугольного сечения, а вторичные – из сплошных медных дисков или из тонкостенных медных трубок, спаянных между собой. Режим работы трансформатора – повторно-кратковременный. На рис. 1 показано сечение сварочного трансформатора с броневым магнитопроводом, четырьмя дисками (*1*, *3*, *4*, *6*) первичной обмотки, выполненной из провода прямоугольного сечения, и двумя дисками (*2*, *5*) вторичной обмотки, выполненной из медного листа. Расчет необходимо выполнить для режима противовключения, когда

$$I_1 w_1 = -I_2 w_2, \qquad (1)$$

где I_1, I_2 – действующие значения токов соответственно в первичной и вторичной обмотках; w_1, w_2 – количество витков первичной и вторичной обмоток.

Как в первичной, так и во вторичной обмотках протекают синусоидальные токи, поэтому для расчета используется символический метод. Несмотря на то, что во вторичной обмотке ток протекает поочередно в течение полупериода по каждому из двух дисков, расчет импеданса трансформатора с использованием символического метода дает достоверные результаты, подтвержденные экспериментальными исследованиями, и является важным этапом при оптимизации конструкции трансформатора. При аналитическом расчете импеданса сделаем некоторые допущения. Для обоснования этих допущений на

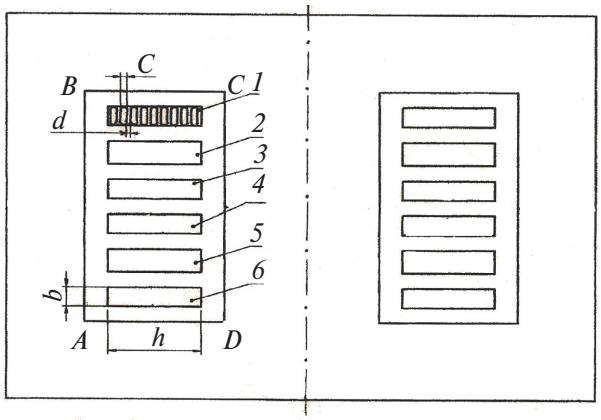


Рис. 1. Конструкция трансформатора

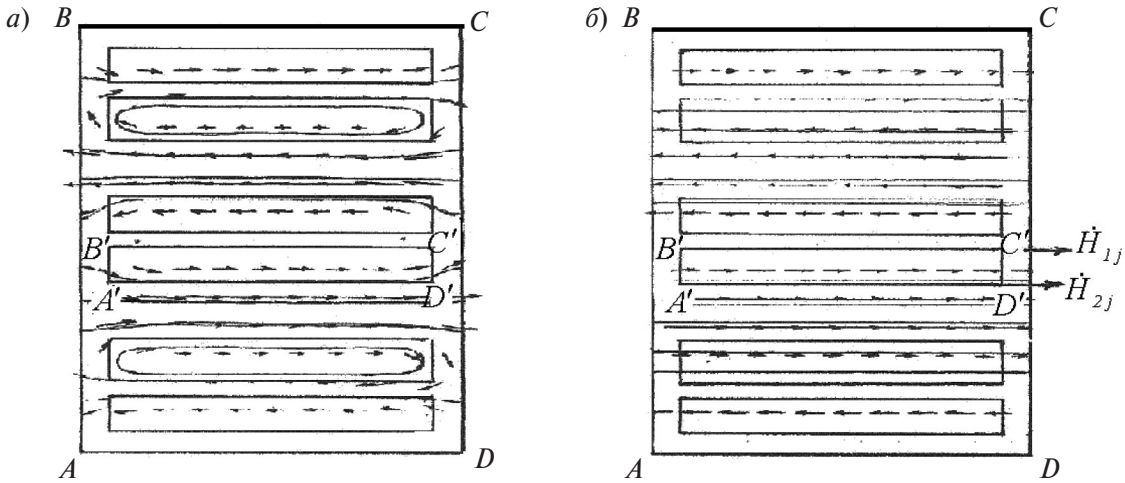


Рис. 2. Картина реального (*а*) и идеализированного (*б*) магнитного поля рассеяния трансформатора

рис. 2, *а* представлена полученная методом конечных элементов [8] картина магнитного поля рассеяния в окне *ABCD* трансформатора, показанного на рис. 1.

Поскольку линии поля на рис. 2, *а* близки к прямым, эта картина поля заменяется идеализированной, показанной на рис. 2, *б*, которая обычно принимается при расчете потерь в дисковых обмотках трансформаторов. Кроме того, принимая во внимание, что медь занимает не все пространство дисков первичной обмотки, удельную электрическую проводимость дисков этой обмотки на рис. 2, *б* следует находить по формуле

$$\gamma = \gamma_{\text{м}} \frac{c}{c+d}, \qquad (2)$$

где $\gamma_{\text{м}}$ – удельная электрическая проводимость меди; c – размер провода на рис. 1; d – толщина изоляции между проводами.

Таким образом, расчет потерь в любом диске обмотки трансформатора (например, в диске $A'B'C'D'$ на рис. 2, *а*, *б*) сводится к решению одномерной задачи расчета электромагнитного поля в рассматриваемом диске $A'B'C'D'$ на рис. 3.

Этот диск принимается бесконечно протяженным в направлении оси *Y*. Напряженность магнитного поля $\dot{H}$ в таком диске имеет только одну составляющую, направленную по оси *X*, а напряженность электрического поля – одну составляющую, направленную по оси *Y*. На границах каждого *j*-го диска (*j* изменяется от 1 до 6 для трансформатора на рис. 1) должны быть заданы комплексные значения $\dot{H}_{1j}$ и $\dot{H}_{2j}$ напряженностей магнитного поля (см. рис. 2, *б* и 3). Действующие значения напряженности магнитного поля на верхней границе *j*-го диска обозначим H_{1j}, на нижней границе – H_{2j}. При выводе формул для импеданса отдельного диска опустим индекс *j*. Тогда для расчета активного и внутреннего индуктивного сопротивления диска (однородный плоский лист $A'B'C'D'$) необходимо решить уравнение [9]

$$\frac{d^2\dot{H}}{dz^2} = k^2\dot{H}, \qquad (3)$$

где $k = \sqrt{j\omega\mu\gamma}$; $j = \sqrt{-1}$; $\omega = 2\pi f$ – угловая частота; f – частота синусоидального напряжения трансформатора; μ – магнитная проницаемость обмоток; γ – удельная электрическая проводимость листа; b – ширина листа. Заданные граничные условия: $\dot{H} = \dot{H}_1$ при $z = 0$ и $\dot{H} = \dot{H}_2$ при $z = b$.

Решение уравнения (3):

$$\dot{H} = \frac{\dot{H}_1 e^{kb} - \dot{H}_2}{e^{kb} - e^{-kb}} e^{-kz} + \frac{\dot{H}_2 - \dot{H}_1 e^{-kb}}{e^{kb} - e^{-kb}} e^{kz}. \qquad (4)$$

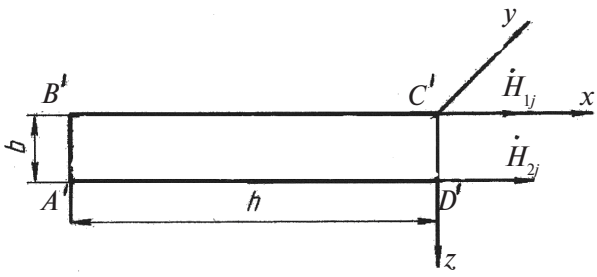


Рис. 3. Расчетная модель диска

Напряженность электрического поля $\dot{E} = -\frac{1}{\gamma}\frac{d\dot{H}}{dz}$ получается в виде

$$\dot{E} = -\frac{k}{\gamma}\frac{\dot{H}_2 - \dot{H}_1 e^{kb}}{e^{kb} - e^{-kb}} e^{-kz} - \frac{k}{\gamma}\frac{\dot{H}_2 - \dot{H}_1 e^{-kb}}{e^{kb} - e^{-kb}} e^{kz}. \quad (5)$$

Для получения импеданса рассматриваемого диска обмотки воспользуемся теоремой Умова–Пойнтинга в комплексной форме [3]. Согласно этой теореме активное сопротивление листа равно

$$R = \frac{\mathrm{Re}(\dot{S})}{I^2}, \quad (6)$$

где $\dot{S}$ – поток комплексного вектора Пойнтинга через боковые поверхности листа; $\mathrm{Re}(\dot{S})$ – действительная часть $\dot{S}$; I – действующее значение тока в проводах рассматриваемого диска обмотки.

Внутреннее индуктивное сопротивление диска равно

$$x = \frac{\mathrm{Im}(\dot{S})}{I^2}, \quad (7)$$

где $\mathrm{Im}(\dot{S})$ – мнимая часть $\dot{S}$.

Поток вектора Пойнтинга сквозь боковые поверхности листа (см. рис. 3)

$$\dot{S} = (\dot{S}_1 - \dot{S}_2)hl, \quad (8)$$

где $\dot{S}_1$ и $\dot{S}_2$ – значения вектора Пойнтинга на границах листа при $z = 0$ и при $z = b$; hl – площадь боковой поверхности листа; l – длина листа в направлении оси Y.

Учитывая связь вектора Пойнтинга с напряженностями электрического и магнитного полей, получаем

$$\dot{S} = (\dot{E}_1 \widehat{H}_1 - \dot{E}_2 \widehat{H}_2)hl, \quad (9)$$

где $\dot{E}_1$, $\dot{E}_2$ – комплексные значения напряженности электрического поля на границах листа; $\widehat{H}_1$, $\widehat{H}_2$ – величины, комплексно сопряженные с напряженностями магнитного поля $\dot{H}_1$, $\dot{H}_2$ на границах листа.

Найдем значения комплексного вектора Пойнтинга $\dot{S}_1$ и $\dot{S}_2$ на границах листа. Для напряженности электрического поля на границах листа при $z = 0$ и $z = b$ имеем

$$\dot{E}_1 = -\frac{k}{\gamma}\frac{2\dot{H}_2 - \dot{H}_1(e^{-kb} + e^{kb})}{e^{kb} - e^{-kb}}; \quad (10)$$

$$\dot{E}_2 = -\frac{k}{\gamma}\frac{\dot{H}_2(e^{-kb} + e^{kb}) - 2\dot{H}_1}{e^{kb} - e^{-kb}}. \quad (11)$$

Поток вектора Пойнтинга сквозь боковые поверхности листа:

$$\dot{S} = -\frac{k}{\gamma}\frac{4\widehat{H}_1\dot{H}_2 - (\widehat{H}_1\dot{H}_1 + \widehat{H}_2\dot{H}_2)(e^{-kb} + e^{-kb})}{e^{kb} - e^{-kb}} hl. \quad (12)$$

Поскольку напряженности поля на границах плоских листов, заменяющих обмотки, пропорциональны магнитодвижущим силам обмоток, которые определяются равенством (1), получаем

$$\hat{H}_1\dot{H}_2 = H_1 H_2 \text{ либо } \hat{H}_1\dot{H}_2 = -H_1 H_2, \quad (13)$$

где H_1, H_2 – действующие значения напряженности магнитного поля на границах листа.

С учетом (13) формула для потока вектора Пойнтинга принимает вид

$$\dot{S} = -\frac{k}{\gamma}\left(\frac{4H_1H_2}{e^{kb} - e^{-kb}} - (H_1^2 + H_2^2)\mathrm{cth}(kb)\right)hl. \quad (14)$$

Для получения активного и индуктивного сопротивлений из (6) и (7) воспользуемся законом полного тока:

$$I = (H_2 - H_1)h/w,$$

где w – количество витков в рассматриваемом диске обмотки.

Для дальнейших преобразований целесообразно представить произведение kb в (14) в виде

$$kb = \beta(1 + j), \quad (15)$$

где $\beta = b\sqrt{\frac{\omega\mu\gamma}{2}}$.

Активное сопротивление диска, состоящего из w витков, получаем из (6) и (14):

$$R = \frac{lw^2}{\gamma bh}\frac{(H_1^2 + H_2^2)\varphi - H_1H_2\psi}{(H_2 - H_1)^2}, \quad (16)$$

где $\varphi = \beta\frac{\sin 2\beta + \mathrm{sh}2\beta}{\mathrm{ch}2\beta - \cos 2\beta}$; $\psi = 2\beta\frac{\mathrm{sh}\beta\cos\beta + \sin\beta\mathrm{ch}\beta}{\mathrm{ch}^2\beta - \cos^2\beta}$.

Внутреннее индуктивное сопротивление диска находим из (7) и (15):

$$x = \frac{lw^2}{\gamma bh}\frac{(H_1^2 + H_2^2)\varphi_1 - H_1H_2\psi_2}{(H_2 - H_1)^2}, \quad (17)$$

где $\varphi_1 = \beta\frac{\mathrm{sh}2\beta - \sin 2\beta}{\mathrm{ch}2\beta - \cos 2\beta}$; $\psi_1 = 2\beta\frac{\mathrm{sh}\beta\cos\beta - \sin\beta\mathrm{ch}\beta}{\mathrm{ch}^2\beta - \cos^2\beta}$.

Графики зависимостей φ, φ_1, ψ, ψ_1 от параметра β приведены на рис. 4. При $\beta<1$: $\varphi \approx 1 + \frac{4}{45}\beta^4$; $\psi \to 2$; $\varphi_1 \approx \frac{2\beta^2}{3}$; $\psi_1 \approx -\frac{2\beta^2}{3}$. При $\beta\to\infty$: $\varphi\to\beta$; $\psi \to 0$; $\varphi_1\to\beta$; $\psi_1\to 0$.

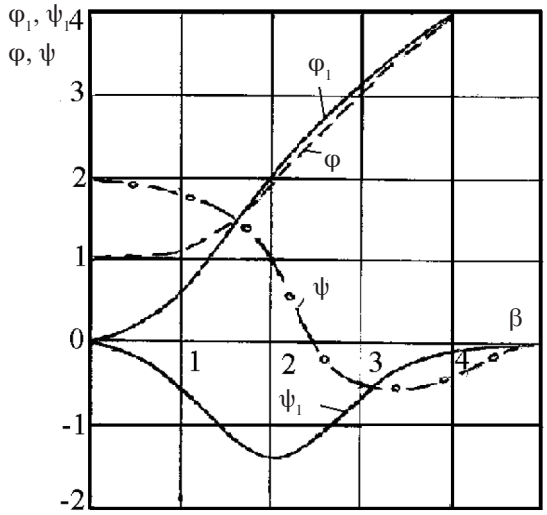


Рис. 4. Функции φ, φ_1, ψ, ψ_1 для расчета импеданса диска

Упростим выражения (16) и (17). Для этого введем безразмерный параметр $n = \frac{H_2}{H_1}$, характеризующий напряженность магнитного поля на границах дисков обмоток.

Из (16) получаем

$$R = \frac{lw^2}{\gamma bh} \frac{(n^2+1)\varphi - n\psi}{(n-1)^2}. \qquad (18)$$

Из (17) имеем

$$L = \frac{x}{2\pi f} = \frac{lw^2}{\gamma bh 2\pi f} \frac{(n^2+1)\varphi_1 - n\psi_1}{(n-1)^2}. \qquad (19)$$

Из (19) и значений функций φ_1 и ψ_1 при $\beta \to 0$ получим выражение для индуктивности диска при постоянном токе, которое будет необходимо для дальнейшего анализа:

$$L_0 = \frac{\mu_0 blw^2}{3h} \frac{(n^2+1)+n}{(n-1)^2}. \qquad (20)$$

Параметр n в (18)–(20) для каждого диска с номером j имеет своё значение ($n = n_j$). Из закона полного тока и картины поля на рис. 2, *б* следует, что в режиме противовключения напряженность магнитного поля на границах крайних дисков равна нулю. Если количество дисков равно m, а нумерация дисков проводится сверху вниз (как на рис.1), то $H_{11} = 0$ и $H_{2m} = 0$. Следовательно, на верхней границе диска 1 (рис. 2, *б*) и нижней границе диска $m = 6$ напряженность магнитного поля равна нулю. Это условие дает возможность рассчитать напряженность магнитного поля на границах любого j-го диска. Для верхней границы любого j-го диска, кроме первого, имеем

$$H_{1j} = \frac{I_1}{h} \sum_{i=1}^{j-1} kw_i, \qquad (21)$$

где $k = 1$, если диск принадлежит первичной обмотке, и $k = -k_{тр}$, если диск принадлежит вторичной обмотке; $k_{тр} = \frac{w_1}{w_2}$ коэффициент трансформации ($k = 0$, если ток в диске отсутствует).

Для нижней границы любого j-го диска, кроме последнего, имеем

$$H_{2j} = H_{1,j+1} \qquad (22)$$

Будем рассчитывать параметр n следующим образом. Если $|H_{1j}| \le |H_{2j}|$, то

$$n_j = \frac{H_{1j}}{H_{2j}}; \qquad (23)$$

если $|H_{2j}| \le |H_{1j}|$, то

$$n_j = \frac{H_{2j}}{H_{1j}}. \qquad (24)$$

Тогда для любого диска трансформатора параметр n будет находиться в интервале $-1 \leqslant n \leqslant 1$.

Индуктивность рассеяния всего трансформатора определяется полной энергией $W_м$ магнитного поля в окне трансформатора:

$$L'_{12} = \frac{2W_м}{I_1^2}. \qquad (25)$$

Энергия магнитного поля в окне трансформатора равна

$$W_м = \frac{1}{2}\sum_{j=1}^{m} L_j I_1^2 + \frac{1}{2}\sum_{j=1}^{m-1} \mu H_{2j}^2 hls, \qquad (26)$$

где s – расстояние между дисками обмоток.

В (26) первое слагаемое соответствует дискам обмоток, а второе – промежуткам между дисками. Если количество дисков равно $m = 6$, то количество промежутков между ними составит $m - 1 = 5$.

Тогда индуктивность рассеяния

$$L'_{12} = \sum_{j=1}^{m} L_j + \sum_{j=1}^{m-1} \frac{\mu H_{2j}^2}{I_1^2} hls. \qquad (27)$$

Для проверки представленных в данной статье формул проведено сравнение результатов расчета по этим формулам и расчета в ELCUT [8] для некоторых конструкций сварочных

трансформаторов. Расчет в ELCUT подтверждает правильность полученных формул.

Результаты исследования

Исследование активных сопротивлений трансформаторов машин контактной сварки с использованием (18) выполнено в [10]. В настоящей статье основное внимание уделено результатам расчета индуктивного сопротивления трансформатора инверторного источника питания, в котором используется выходной выпрямитель со средней точкой. Первичная обмотка имеет четыре диска, в каждом из которых девять витков, выполненных из провода прямоугольного сечения 2 × 5 мм (1,61 × 4,73 мм – без изоляции); толщина диска – $b = 4{,}73$ мм. Расстояния между дисками – 3 мм. Вторичная обмотка имеет два диска, выполненных из сплошных медных шин толщиной 6 мм. Расстояния между дисками – 3 мм. Каждый диск вторичной обмотки проводит ток в течение половины периода работы инвертора, поэтому расчет потерь необходимо выполнить при условии, что ток протекает только в одном диске вторичной обмотки, например в диске 2 на рис. 1. Все промежуточные результаты расчета n при использовании формул (21)–(24) приведены в таблице.

Номер диска j	$w_j k$	$\frac{h}{I_1} H_{1j}$	$\frac{h}{I_1} H_{2j}$	n
1	9	0	9	0
2	–36	9	–27	–0,333
3	9	–27	–18	0,67
4	9	–18	–9	0,5
5	0	–9	–9	1
6	9	–9	0	0

На рис. 5 показаны зависимости относительной индуктивности $\frac{L_j}{L_{0j}}$ для дисков трансформатора, рассчитанные по (19), (20) при изменении частоты до 10 кГц (L_{0j} – индуктивность j-го диска при постоянном токе).

Этот рисунок показывает, что внутренняя индуктивность диска существенно уменьшается при увеличении частоты. Уменьшение внутренней индуктивности объясняется ослаблением магнитного потока внутри дисков за счет действия вихревых токов. Поэтому максимальное уменьшение индуктивности почти на 80 % по сравнению с индуктивностью при постоянном токе наблюдается в дисках *3* и *4* (кривые *4* и *5*), которые находятся в максимальных полях рассеяния трансформатора. Однако индуктивность рассеяния всего трансформатора уменьшается приблизительно только на 40 % (кривая *1*), поскольку в промежутках между дисками напряженность магнитного поля не зависит от частоты. На рис. 6 приведены зависимости активного и индуктивного сопротивлений трансформатора. Несмотря на уменьшение индуктивности рассеяния при увеличении частоты, индуктивное сопротивление существенно увеличивается и превышает активное сопротивление. Сильное проявление поверхностного эффекта приводит к увеличению активного сопротивления почти в 5 раз по сравнению с сопротивлением при равномерном распределении тока по сечениям проводов обмоток. Максимальное увеличение активного сопротивления наблюдается в дисках *3*, *4* первичной обмотки, что объясняется нахождением этих дисков в сильном внешнем магнитном поле, сформированном другими дисками. Для устранения этого недостатка необходимо обеспечить чередование дисков первичной и вторичной обмоток. Кроме того, необходимо уменьшить параметр β дисков первичной обмотки.

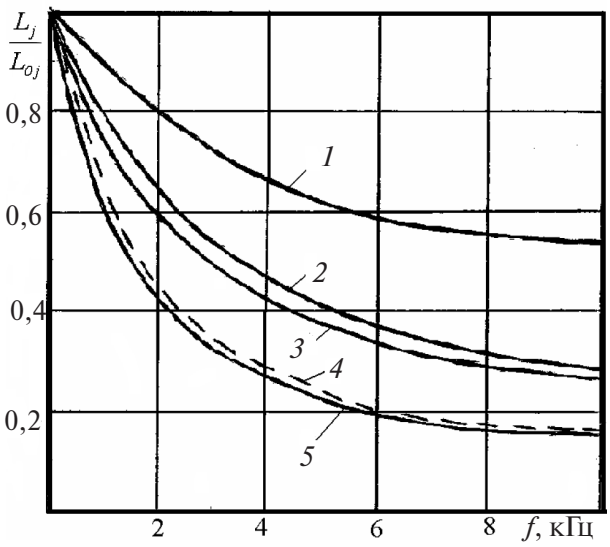


Рис. 5. Зависимость от частоты относительной индуктивность рассеяния трансформатора (*1*) и относительных индуктивностей дисков (*2*, *3*, *4*, *5* соответствуют дискам *1*, *2*, *3*, *4* на рис. 1)

Выводы

Получены формулы для расчета импеданса трансформатора машины контактной сварки в широком диапазоне изменения частоты.

Расчеты показали, что использование типичной конструкции трансформатора машин контактной сварки приводит к существенному увеличению активного сопротивления из-за проявления поверхностного эффекта. Индуктивное сопротивление превышает активное сопротивление в несколько раз уже при частоте более 1000 Гц, несмотря на уменьшение индуктивности рассеяния за счет поверхностного эффекта.

Для уменьшения импеданса трансформатора необходимо в конструкции трансформатора обеспечить чередование катушек первичной и вторичной обмоток.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Оборудование для контактной сварки: Справочное пособие // Под ред. В.В. Смирнова. СПб.: Энергоатомиздат, 2000. 848 с.

2. **Бернадский В.Н., Маковецкая О.К.** Сварочное производство и рынок сварочной техники в современной экономике // Сварочное производство. 2007. №2. С. 43–47.

3. **Суслов А.А.** 10-я юбилейная международная специализированная выставка Weldex/Россварка-2010 // Сварочное производство. 2010. №12. С. 52–54.

4. **Васютинский С.Б.** Вопросы теории и расчета трансформаторов. Л.: Энергия, 1970. 432 с.: ил.

5. **С.Д. Лизунов [и др.]** Силовые трансформаторы: Справочное пособие / Под ред. Лизунова С.Д., Лоханина А.К. М.: Энергоиздат, 2004. 616 с.

6. **European Patent Office CN103811156.** Transformer and method of setting winding coils. / Petrun M., Dolinar D., Klopčič B., Štumberger G. – Applic № CN2031313394. 15 pages. 2014

7. **Černelič J., Brezovnik R., Petrun M., Dolinar D.** Analysis of power losses in the resistance spot welding transformer // ISEF 2015 - XVII International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering. Valencia, Spain, September 10-12, 2015. – www.isef2015.upv.es2.

8. Комплекс программ для численного моделирования электромагнитных и электромеханических устройств ELCUT // www/tor/ru/elcut/.

9. **Ламмеранер И., Шафль М.** Вихревые токи. М.-Л. : Энергия, 1967. 207 с.

10. **Сахно Л.И., Сахно О.И., Лихачев Д.И.** Инженерный метод расчета критической толщины дисков обмоток трансформаторов машин контактной сварки // Сварочное производство. 2010. №1. С. 17–18.

REFERENCES

1. **Smirnov V.V.** Oborudovanie dlya kontaktnoi svarki: Spravochnoie posobiie [Equipment for contact welding: Guidebook]. St.Petersburg: Energoatomizdat, 2000. 848 s. (rus)

2. **Bernadskii V.N., Makovezckaia O.K.** Svarochnoie proizvodstvo i ry'nok svarochnoi tekhniki v sovremennoi ekonomike. [Production and sale of welding equipment in modern economy]. *Svarochnoie proizvodstvo*. Moscow: Publishing center "Mechanical engineering", 2007. № 2. S. 43–47. (rus)

3. **Suslov A.A.** 10-ya yubilei'naia mezhdunarodnaia specializirovannaia vy'stavka Weldex/Rossvarka-2010. [10th anniversary international specialized exhibition Weldex/Rossvarka-2010]. *Svarochnoie proizvodstvo*. Moscow: Publishing center "Mechanical engineering". 2010. № 12. S. 52–54. (rus)

4. **Vasyutinskii S.B.** Voprosy teorii i rascheta transformatorov/ [Questions of the theory and analysis of transformers]. Leningrad: Energiia, 1970. 432 p. (rus)

5. **Lizunova S.D., Lokhanina A.K.** Silovy'ie transformatory: spravochnoye posobiye. [Power transformer: Guidebook]. Moscow: Energoizdat, 2004. 616 s. (rus)

6. **European Patent Office № CN103811156.** Transformer and method of setting winding coils / Petrun M., Dolinar D., Klopčič B., Štumberger G. Applic № CN2031313394, 15 pages, 2014.

7. **Černelič J., Brezovnik R., Petrun M., Dolinar D.** Analysis of power losses in the resistance spot welding transformer. *ISEF 2015 - XVII International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering.* Valencia, Spain, September 10-12, 2015.

8. ELCUT Kompleks programm dlya chislennogo modelirovaniia elektromagnitny'kh i elektromekhanicheskikh ustroistv [ELCUT. Complex of programs for numerical modeling of electromagnetic and electromechanical mashine]. *Available: http://www.tor.ru; http://www.elcut.ru.*

9. **Lammeraner J., Shtafl M.** Vikhrevy'ie toki/ [Whirling current]. Moscow: Energiia, 1967. 207 s. (rus)

10. **Sakhno L.I., Sakhno O.I., Likhachev D.I.** Inzhenerny’i metod rascheta kriticheskoi tolshhiny’ diskov obmotok transformatorov mashin kontaktnoi svarki. [Engineering method of calculation of critical thickness of disks of windings of transformers for contact welding]. *Svarochnoie proizvodstvo*. Moscow: Publishing center “Mechanical engineering”. 2010. № 1. S. 17–18. (rus).

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

САХНО Людмила Ивановна – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: lsahno2010@yandex.ru

SAKHNO Ludmila I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: lsahno2010@yandex.ru

САХНО Ольга Ивановна – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251 Санкт-Петербург, Политехническая, 29.
E-mail: Olasahno@mail.ru

SAKHNO Olga I. – St. Petersburg State Polytechnic University.
29, Polytechnicheskaya , St. Petersburg, 190251, RUSSIA,.
E-mail: Olasahno@mail.ru

ВАРЛАМОВ Юрий Владимирович – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251 Санкт-Петербург Политехническая, 29.
E-mail: vyv2@rabler.ru

VARLAMOV Yurii V. – St. Petersburg State Polytechnic University.
29, Polytechnicheskaya , St. Petersburg, 190251, Russia.
E-mail: vyv2@rambler.ru

ЛИХАЧЕВ Денис Игоревич – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: design@yandex.ru

LIKHACHEV Denis I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: design@yandex.ru

DOI 10.5862/JEST.238.7
УДК 621.355

А.Г. Морачевский, А.А. Попович, А.И. Демидов

ПРИМЕНЕНИЕ ЛИТИЯ, ЕГО СПЛАВОВ И СОЕДИНЕНИЙ В ХИМИЧЕСКИХ ИСТОЧНИКАХ ТОКА (К 25-ЛЕТИЮ НАЧАЛА ПРОИЗВОДСТВА ЛИТИЙ-ИОННЫХ АККУМУЛЯТОРОВ)

A.G. Morachevskij, A.A. Popovich, A.I. Demidov

APPLICATION OF LITHIUM, ITS ALLOYS AND COMPOUNDS FOR ELECTROCHEMICAL POWER SOURCES (DEDICATED TO THE 25TH ANNIVERSARY OF STARTING THE PRODUCTION OF LITHIUM-ION CELLS)

В обзоре изложена история создания химических источников тока с анодами на основе лития или его сплавов и апротонными (неводными) либо расплавленными электролитами, а также термоэлектрохимических преобразователей, тепловых химических источников тока, химических источников тока с реакционно формирующимся электролитом. В литий-ионных аккумуляторах (ЛИА) графит в качестве матрицы для лития, благодаря своей слоистой структуре, способен к обратимой электрохимической интеркаляции лития из неводных растворов. Удельная энергия современных ЛИА составляет 150–200 Вт·ч/кг и близка к пределу, обеспечиваемому существующей электрохимической системой. Для ЛИА следующего поколения с более высокими электрохимическим показателями необходим поиск новых, более емких электродных материалов. Применение нанотехнологий позволит создавать материалы с высокими эксплуатационными характеристиками. Есть основание полагать, что анодные наноматериалы на основе кремния или олова, заменив графит, способны существенно повысить электрохимические характеристики ЛИА в целом. К числу перспективных катодных материалов следует отнести литированный фосфат железа. В будущем в качестве перспективных аккумуляторов можно выделить три электрохимические системы: литий-воздушные, литий-серные и натрий-ионные аккумуляторы. Показан вклад российских ученых в развитие химических источников тока с анодами на основе лития.

ЛИТИЙ; СПЛАВЫ ЛИТИЯ; СОЕДИНЕНИЯ ЛИТИЯ; ЭЛЕКТРОЛИТЫ; ХИМИЧЕСКИЕ ИСТОЧНИКИ ТОКА.

The review describes the history of the creation of chemical power sources with anodes based on lithium or its alloys with aprotic (non-aqueous) and molten electrolytes, thermoelectrochemical cells, thermal chemical power sources, chemical power sources with reactive emerging electrolyte. Creating a lithium-ion battery (LIB) is connected with the use of graphite as a matrix for lithium. Graphite, due to its layered structure, is capable for reversible electrochemical intercalation from lithium non-aqueous solutions. The energy density of modern LIBs is 150-200 W • h/kg, close to the limit created by the existing electrochemical system., More intensive research is required to find new electrode materials for creating LIBs of the next generation, with higher electrochemical performance. Using nanotechnologies makes it possible to create materials with higher performance. There is reason to believe that anodes created with nanomaterials based on silicon or tin, as the replacement for graphite, will significantly improve the electrochemical performance of LIBs completely. Additionally, a list of promising cathode materials should include lithiated iron phosphate. In the future, we can highlight three electrochemical systems as promising batteries: lithium-air batteries, lithium-sulfur batteries and sodium-ion batteries. The review is showing the contribution of Russian scientists to the development of chemical current sources with anodes based on lithium.

LITHIUM; LLITHIUM ALLOYS; LITHIUM COMPOUNDS; ELECTROLYTES, CHEMICFL CURRENT SOURCES.

Литий – один из важнейших металлов, определяющих научно-технический прогресс в современном мире. Он сам, его сплавы и соединения находят применение в самых различных областях промышленности (производство легких сплавов, химические источники тока, теплоносители энергетических установок, ядерные технологии, цветная металлургия [1–11]). В кратком обзоре мы остановимся только на применении лития, его сплавов и соединений в химических источниках тока различного назначения.

Химические источники тока (ХИТ) существуют и используются 215 лет [12]. До середины XIX века ХИТ оставались единственными поставщиками электроэнергии. Значение ХИТ резко возросло в начале XX века в связи с развитием автомобильного транспорта и радиотехники, а начиная с 50-х годов XX века – в связи с потребностями ракетной и космической техники, а также микроэлектроники. Этапы развития первичных (гальванические элементы) и вторичных (аккумуляторы) ХИТ описаны неоднократно, в частности в монографии [13], в учебном пособии [14].

Химические источники тока с анодом на основе лития или его сплавов появились в начале 70-х годов XX века и в дальнейшем развивались по двум направлениям: ХИТ с апротонными (неводные) электролитами и ХИТ с расплавленными электролитами. При контакте с водными растворами литий разлагает воду с выделением водорода.

Литиевые ХИТ с апротонными электролитами

Как известно, литий отличается рекордно высокой теоретической удельной емкостью и весьма высоким отрицательным электродным потенциалом по водородной шкале (соответственно 3,83 А·ч·г$^{-1}$ и –3,045 В). Применение лития в ХИТ привело к значительному повышению их удельной энергии по сравнению со всеми известными ранее ХИТ. Возможность создания первичных ХИТ с неводными электролитами основывается на том, что поверхность литиевого электрода в апротонном растворе покрывается тонкой пассивной пленкой, которая обладает свойствами твердого электролита с проводимостью по ионам Li^+, при этом не препят-

Разновидности литиевых элементов с неводным электролитом

Система без электролита	$E^\circ_э$ или НРЦ*), В	Теоретическое значение удельной энергии, Вт·ч·кг$^{-1}$
Элементы с твердым окислителем		
Литий–диоксид марганца (MnO_2)	3,50	1075
Литий–фтороуглерод (CF_x)	2,82	2192
Литий–оксид меди (CuO)	2,24	1285
Литий–оксифосфат меди [$Cu_4O(PO_4)_2$]	2,80	1146
Литий–хромат серебра (Ag_2CrO_4)	3,31	513
Литий–сульфид меди (CuS)	2,12	557
Литий–дисульфид железа (FeS_2)	1,75	1273
Литий–йод (I_2)	2,77	560
Литий–дисульфид молибдена (MoS_2)	2,4	740
Литий–дисульфид титана (TiS_2)	2,45	552
,Литий–оксид ванадия (V_2O_5)	3,50	497
Литий–оксид молибдена (MoO_3)	2,9	515
Элементы с жидким окислителем		
Литий–тионилхлорид ($SOCl_2$)	3,66	1477
Литиймдиоксид серы (SO_2)	3,1	1175
Литий–сульфурилхлорид (SO_2Cl_2)	3,91	1405

*) НРЦ – напряжение разомкнутой цепи.

ствуя анодному растворению лития, но предотвращая взаимодействие его с электролитом, т.е. предотвращая саморазряд.

Первичные ХИТ с апротонными электролитами можно разделить на две группы: элементы с твердыми окислителями (слаботоковые ХИТ) и элементы с жидкими окислителями (сильнотоковые ХИТ). Как видно из таблицы, в первой группе в качестве материала катода используются преимущественно оксиды и сульфиды различных металлов, во второй группе окислителями являются тионилхлорид, диоксид серы, сульфурилхлорид.

В ХИТ с литиевым анодом и твердыми окислителями в качестве электролита используются апротонные жидкости, преимущественно органические растворители. Для придания им необходимой электрической проводимости добавляется некоторое количество солей лития. Главное условие применимости апротонных растворителей – совместимость с литием, обеспечивающая длительную сохраняемость источника тока. Другим важным показателем пригодности органических растворителей в качестве электролита в ХИТ является диссоциирующая способность растворителя – способность образовывать с солями лития донорно-акцепторные комплексы. Таким свойством преимущественно обладают жидкости с высокой диэлектрической проницаемостью. К числу возможных растворителей относятся пропиленкарбонат, γ-бутиролактон, тетрагидрофуран и другие органические соединения. Возможно применение смесей различных органических растворителей. Из числа солей лития практическое применение нашли те соли, которые хорошо растворяются в соответствующих органических соединениях и обеспечивают раствору приемлемую электрическую проводимость. К их числу, в частности, относятся $LiAlCl_4$, $LiBF_4$, $LiAsF_6$. Природа и свойства неводных электролитов подробно рассмотрены в монографиях [7, 16, 17].

Как отмечается в работе [18], к концу 90-х годов прошлого века из указанных в таблице электрохимических систем в промышленных масштабах использовались только следующие: $Li–MnO_2$, Li–CuO, Li–CFx, $Li–I_2$ и $Li–SOCl_2$. Очень кратко рассмотрим их особенности. К числу наиболее распространенных относится система $Li–MnO_2$. Практически в этой системе достигается удельная энергия 200 Вт·ч·кг$^{-1}$, напряжение разомкнутой цепи – 3,5 В. Рабочее напряжение в зависимости от плотности тока лежит в пределах от 2,5 до 3,0 В. Конечное напряжение, при котором израсходована большая часть ресурса ХИТ, составляет 2 В. Элемент может работать в интервале температур от –20 до +55 °С. Система устойчива к сохранению; токообразующая реакция имеет вид

$$xLi + MnO_2 \rightarrow Li_xMnO_2. \qquad (1)$$

В процессе разряда ионы лития внедряются в кристаллическую решетку MnO_2. Реакцию (1) можно рассматривать как окислительно-восстановительную; можно говорить о понижении степени окисления части атомов металла, образующего кристаллическую решетку ($Mn^{4+} \rightarrow Mn^{3+}$). Большинство твердых катодных материалов восстанавливается в апротонных растворителях по аналогичному механизму. В зависимости от соотношения параметров кристаллической решетки твердого тела и размеров катиона лития этот процесс может протекать необратимо, с разрушением кристаллической решетки и образованием новых веществ, и обратимо, так что катион лития может быть выведен в раствор с изменением направления электрического тока. В последнем случае процесс внедрения называют *интеркаляцией* (от англ. *Intercalate* – вставлять). Основные недостатки этой электрохимической системы: слабые разрядные токи (до 1 мА·см$^{-2}$) и пониженная работоспособность при низких температурах (ниже –20 °С).

К числу элементов с твердым катодом относится и система литий-оксид меди(II). Элементы характеризуются высокой удельной энергией (300 Вт·ч·кг$^{-1}$), имеют рабочее напряжение 1,2–1,5 В. Напряжение разомкнутой цепи – 2,24 В. Суммарная реакция при разряде:

$$2Li + CuO \rightarrow Li_2O + Cu. \qquad (2)$$

Разрядный процесс осуществляется стадийно:

$$CuO \rightarrow Cu_2O \rightarrow Cu.$$

Механизм этого процесса не вполне ясен. При высоких температурах (70 °С) и малых плотностях тока фиксируются два плато, указывающие на ступенчатый характер разряда. При нормальных условиях разряда эти плато сливаются. Элемент работает в интервале температур от –20

до +70 °С. Срок хранения элементов при температуре 20 °С – 10 лет. Катод представляет собой прессованный CuO с добавлением (для повышения проводимости) лития, ацетиленовой сажи или графита со связующим. Электролитом служит смесь пропиленкарбоната с тетрагидрофураном.

К числу элементов с твердым катодом относится и система Li–CF*x* (см. табл.). Теоретическая удельная энергия элементов на основе этой системы очень высока, она зависит от содержания фтора в материале катода ($0{,}25 \le x \le 1$): при $x = 1$ она достигает 2192 Вт·ч·кг$^{-1}$, при $x = 0{,}4$ – 1430 Вт·ч·кг$^{-1}$. В качестве электролита могут применяться различные органические растворители, содержащие соли лития ($LiAsF_6$ или $LiBF_4$). Суммарный токообразующий процесс можно представить в следующем виде:

$$xLi + CFx \rightarrow xLiF + C. \quad (3)$$

В процессе разряда фторированный углерод превращается в элементный углерод, который повышает электрическую проводимость катодного материала. Фторид лития осаждается на поверхности катода.

Фторированный углерод представляет собой твердое слоистое соединение, получаемое путем прямого фторирования графита или углерода газообразным фтором. К недостаткам этой электрохимической системы относятся токсичность и трудность синтеза фторированного углерода.

Электрохимическая система $Li–I_2$ – пример систем с твердым электролитом. При непосредственном контакте твердого лития с йодсодержащим катодом (для повышения электрической проводимости к йоду добавляется полимерный компонент) образуется тонкий слой йодида лития, разделяющий два электроактивных материала и предупреждающий возникновение коротких замыканий. Работа источника основывается на реакции

$$Li + 0{,}5I_2 \rightarrow LiI. \quad (4)$$

При работе литий и йод расходуются, а продукт реакции – LiI – накапливается в межэлектродном пространстве и выполняет роль твердого электролита. Литий-йодные элементы имеют низкий саморазряд, высокую надежность, их работа не сопровождается газовыделением, срок хранения достигает 10 лет. Напряжение разомкнутой цепи элемента $Li–I_2$ близко к 2,8 В и стабильно в течение всего срока службы элемента.

Система $Li–SOCl_2$ относится к числу систем с жидким катодом-электролитом.

Тионилхлорид $SOCl_2$ имеет низкую температуру плавления (–104,5 °С), относительно невысокое давление пара (15 кПа при 25 °С) и достаточно высокую температуру кипения (72,8 °С). Удельная электрическая проводимость тионилхлорида при 25 °С низкая ($3{,}5 \cdot 10^{-9}$ См·см$^{-1}$). Для ее повышения в тионилхлориде растворяют соли, преимущественно $LiAlCl_4$. Его содержание в $SOCl_2$ обычно лежит в пределах 0,5–2,0 моль·л$^{-1}$. Удельная энергия достигает 600 Вт·ч·кг$^{-1}$, рабочее напряжение составляет 3,3–3,5 В в зависимости от тока разряда. Элементы имеют стабильную разрядную характеристику. Рабочий интервал температур – от –70 до +70 °С. При разряде протекает следующая реакция:

$$4Li + 2SOCl_2 \rightarrow 4LiCl + SO_2 + S. \quad (5)$$

Так как большая часть SO_2 растворяется в электролите, избыточного давления в элементе не возникает. По конструкции элементы $Li–SO_2$ и $Li–SOCl_2$ сходны друг с другом, но тионилхлорид значительно агрессивнее других растворителей, что следует учитывать при выборе конструкционных материалов.

Химические источники тока с анодом на основе лития и расплавленным электролитом

Параллельно с работами по созданию химических источников тока на основе лития и апротонных электролитов проводились исследования ХИТ с литиевым анодом и расплавленными электролитами. Термодинамический анализ показывает, что высокие значения удельной энергии могут быть достигнуты при реализации в источнике тока реакции между щелочными металлами и галогенами или халькогенами. Для достижения высокой удельной мощности наиболее целесообразно применять расплавленные электролиты [19–22].

Источники тока на основе системы «литий – хлор» с расплавленным LiCl в качестве электролита обладают теоретической удельной энергией 2180 Вт·ч·кг$^{-1}$ и имеют ЭДС 3,5 В при 680 °С. ХИТ разрабатывался в двух вариантах: как первичный элемент – в виде компактного источника тока для работы в автономных объектах в условиях невесомости и изменяющихся гравитационных сил); в виде аккумулятора, пригод-

ного для питания электромобиля. Плотность разрядного тока может достигать 10 А·см$^{-2}$. В качестве электролита можно употреблять эвтектическую смесь LiCl–KCl (температура плавления 352 °С). Как известно, литий вполне совместим с расплавом этой системы. Однако наличие жидких анода и электролита приводит к определенным конструкционным трудностям. Чтобы их уменьшить, можно жидкий литий заменить твердым сплавом Li–Al [23]; величина ЭДС при этом уменьшается приблизительно на 0,3 В. В качестве твердого анода можно применять также сплавы систем Li–B или Li–Si [24]. В первичных ХИТ на основе системы Li–Cl_2 была достигнута удельная энергия 400 Вт·ч·кг$^{-1}$ в условиях невесомости и 550 Вт·ч·кг$^{-1}$в условиях гравитации.

Еще в 1967 году были предложены ХИТ, содержащие литиевый анод и катод из висмута или теллура [19]. Рабочий процесс при разряде сводится к образованию сплавов Li–Bi или Li–Te соответствующего состава. Термодинамические свойства жидких сплавов этих систем подробно изучены [25]. В качестве электролита рекомендуется расплавленная смесь галогенидов лития LiF–LiCl–LiI эвтектического состава (температура плавления – 341 °С). Применение разнокатионных электролитов при конструировании аккумуляторов на основе этих систем не рекомендуется. При использовании в качестве электролита системы LiCl–KCl возможно попадание калия в катодный сплав. При температуре эксплуатации анод, катод и электролит находятся в жидком состоянии. Для обеспечения устойчивой работы источника тока в любом положении электролит либо помещают в пористую матрицу, изготовленную, например, из метаалюмината лития, либо придают электролиту консистенцию пасты путём использования инертного наполнителя.

Аккумуляторы на основе систем Li–Bi и Li–Te имеют при температуре 480 °С ЭДС, равную соответственно 0,8 и 1,75 В, причем по мере разряда величина ЭДС уменьшается. Расчеты показывают, что аккумулятор на основе системы Li–Te может иметь удельную энергию до 180 Вт·ч·кг$^{-1}$.

Аккумуляторы на основе систем Li–Se и Li–S привлекают внимание исследователей сравнительно высокими значениями ЭДС в заряженном состоянии (2,10 и 2,30 В) и теоретической удельной энергии (1210 и 2680 Вт·ч·кг$^{-1}$) [25]. Рабочая температура аккумуляторов – 300–400 °С. Определенные трудности связаны с растворимостью селена в пастообразном электролите, его миграцией из катодного пространства в анодное. Добавление таллия к селену уменьшает растворимость, но заметно ухудшает удельные характеристики аккумулятора.

При использовании серы в качестве активного материала катода в источниках тока с пастообразным или жидким электролитами возникает целый ряд трудностей. К ним относятся растворение серы в электролите и перенос её к аноду, низкая электронная проводимость серы, высокое давление паров при температуре эксплуатации. Всё это усложняет конструкцию литий-серного аккумулятора [26].

Наряду с серой, в качестве катодного материала оказалось целесообразным применение сульфидов и оксидов ряда металлов, например сульфидов железа, оксидов меди и др. Сульфиды железа (FeS_2, $FeS_{1,5}$, FeS) позволяют получать высокую удельную энергию, отличаются низкой стоимостью и простотой получения. В качестве анодного материала может быть использован литий, помещенный в пористую матрицу, либо твердый сплав с алюминием, кремнием, бором. Температура эксплуатации аккумулятора с расплавленным электролитом LiCl–KCl – 400–450 °С. Теоретическая удельная энергия и ЭДС аккумуляторов на основе систем Li,Al–FeS_2 и Li,Al–FeS равны соответственно 650 Вт·ч·кг$^{-1}$, 1,77 В и 458 Вт·ч·кг$^{-1}$, 1,33 В. В аккумуляторах, предназначенных для электромобилей, могут быть достигнуты удельная энергия 130–170 Вт·ч·кг$^{-1}$ и удельная мощность 190–250 Вт·ч·кг$^{-1}$ [19, 21, 23].

Термоэлектрохимические преобразователи

Термоэлектрохимические преобразователи (ТЭХП) представляют собой устройство для прямого преобразования тепловой энергии в электрическую [27]. В качестве рабочих тел в таких преобразователях наиболее целесообразно использовать сплавы лития с оловом, свинцом, висмутом. Основными частями преобразователя являются электрохимическая ячейка и регенератор. В ячейке происходит процесс переноса лития из анода (чистый литий) в сплав соответствующего состава, служащий катодом. Обога-

щенный литием катодный сплав поступает в регенератор, где происходит разделение компонентов путем испарения при высокой температуре. Анодный компонент затем конденсируется и возвращается в ячейку.

Ячейка представляет собой концентрационный элемент, содержащий катодную и анодную камеры, разделенные пастообразным или расплавленным электролитом. Температура эксплуатации ячейки – 400–550 °С, температура испарителя – 1200–1300 °С.

В опубликованном в 2013 году в США большом обзоре «Батареи с жидкими металлами: прошлое, настоящее и будущее» [28], авторы, несмотря на достигнутый к настоящему времени прогресс в разработке и применении ряда электрохимических систем для преобразования энергии, вновь возвращаются к жидкометаллическим системам. Авторы рассматривают терморегенеративный цикл, большое внимание уделяют данным о термодинамических свойствах жидких сплавов лития и других щелочных металлов с элементами II–V1 групп периодической системы.

В работе [28] содержится много ссылок на исследования, выполненные на кафедре физической химии ЛПИ в 70-80-е годы прошлого века. К сожалению, не упоминаются опубликованные работы сотрудников Московского авиационного института, которые изучали процесс в термоэлектрохимических преобразователях на основании наших данных.

В работах [28, 29] приведены сведения о жидкометаллическом источнике тока на основе системы Li–Pb,Sb. Электролитом служила расплавленная смесь LiF–LiCl–LiI, соотношение компонентов (в мол.%) было 20:50:30, температура плавления – 430 °С. Разряд осуществлялся до содержания лития в сплаве 45 мол.%. Электрохимические характеристики опытных образцов приведены в работе [29].

Тепловые химические источники тока

Тепловые химические источники тока (ТХИТ, резервные ХИТ, тепловые батареи, в англоязычной литературе «Thermal Batteries») [8, 30]. Промышленный выпуск ТХИТ начался в конце 40-х годов XX века. Они предназначены для питания бортовой электронной аппаратуры ракетных систем различных классов. К ТХИТ предъявляются весьма жесткие требования: они должны выдерживать значительные механические воздействия; храниться и работать в разных климатических условиях при температурах от –60 до +60 °С; сохранять длительное время (более 20 лет) без потерь заданные электрические характеристики; иметь достаточно высокие удельные энергию и мощность, минимальные весовые и объемные характеристики. В основе ТХИТ лежат высокоактивные электрохимические системы с расплавленным электролитом. При температуре окружающей среды электролит находится в твердом состоянии, ионная проводимость его ничтожно мала и система хранится длительное время. Активация продолжается от 0,1 до 3 с с помощью пиротехнических средств; электролит нагревается до 400–600 °С, плавится, ТХИТ переходит в рабочее состояние.

В ТХИТ первого и второго поколений применялись кальциевые или магниевые аноды. В ТХИТ третьего поколения, которые начали разрабатываться в Научно-производственном предприятии «Квант» в конце 80-х годов прошлого века и которыми оснащены современные российские комплексы С-300, С-400, «Смерч», «Булава» и др., в качестве отрицательного электрода (анода) использовались интерметаллические соединения лития с кремнием [34], устойчивые при рабочих температурах до 630 °С. В качестве катодного материала применяется дисульфид железа FeS_2 – обогащенный природный серный колчедан.

Современные тенденции в совершенствовании ТХИТ сводятся к снижению времени выхода на рабочий режим, повышению удельных электрических характеристик, увеличению продолжительности работы ТХИТ до одного часа. Перспективны анодные материалы на основе сплавов системы литий–бор, применение высокопористых металлических матриц, содержащих чистый литий. Более подробные сведения содержатся в справочнике [8] и в работе [31].

Приведем составы и температуры плавления электролитов, применяемых в ТХИТ:

Состав, моляр. доля	*Температура плавления, °С*
0,58LiC1-0,42KC1	354
0,592LiI-0,291LiCl-0,117LiF	341
0,31LiCl-0,47LiBr-0,22LiF	431
0,025LiF-0,34KBr-0,635LiBr	280
0,50 LiNO3-0,25LiCl-0,25KC	160
0,318LiNO3-0,584NaNO3-0,098LiCl	124

На кафедре физической химии ЛПИ в восьмидесятые годы прошлого века выполнен большой комплекс электрохимических исследований поведения различных анодных материалов, включая системы Li–Si, Li–B, в литийсодержащих расплавленных электролитах. Исследовались также катодные материалы, сульфиды железа различного состава. В работах принимали участие сотрудники Научно-исследовательского аккумуляторного института и Кировского политехнического института. Работы опубликованы в различных изданиях.

Химические источники тока с реакционно формирующимся электролитом

Особо следует остановиться на новом типе ХИТ, в основе которого лежит формирование электролита при непосредственном контакте поверхностей электродов из двух химических элементов с сильно различающимися электроотрицательностями в конденсированном – жидком или твердом – состоянии. Вначале в результате прямой химической реакции между компонентами образуется пленка интерметаллического соединения этих веществ, обладающая ионной проводимостью. Это приводит к появлению скачков потенциала между компонентами и образовавшимся твердым электролитом; возникает электрохимическая ячейка, анодом которой служит элемент с меньшей электроотрицательностью, катодом – элемент с большей электроотрицательностью, электролитом – интерметаллическое химическое соединение, обладающее ионной проводимостью по их ионам [32]. Принципиально такая ячейка может работать как ХИТ без введения электролита между электродами извне. Сходное явление наблюдалось в описанном выше элементе $Li–I_2$. Для систем «щелочной металл (Li или Na) – халькоген (S, Se, Te)». Описанный эффект впервые наблюдал Р.Г. Тазетдинов (Московский авиационный институт). При прямом контакте щелочных металлов с халькогенами были получены значения напряжения разомкнутой цепи, близкие к термодинамическим величинам ЭДС. Термодинамические свойства всего комплекса систем «(Li, Na, K)–(S, Se, Te)» были изучены на кафедре физической химии ЛПИ [25].

Первоначальная толщина электролита, которая прерывает химическую реакцию между компонентами, может составлять не более нескольких десятков или сотен нанометров, в то время как электропроводимость твердых халькогенидов при высоких температурах лежит в пределах 0,1–10 См·м$^{-1}$. Поэтому теоретическая начальная плотность тока может достигать десятков ампер на квадратный сантиметр. Описываемые системы перспективны для создания на их основе мощных ХИТ кратковременного действия, резервных источников для различных специальных целей. Все необходимые расчеты выполнены для элементов литий–халькоген: Li|Li2S|S (400 °C), Li|Li2Se|Se (390 °C), Li|Li2Te|Te (527 °C) [32]. Экспериментальное изучение ХИТ с реакционно формирующимся электролитом подтвердило возможность успешного функционирования подобных источников тока и достижение высоких электрохимических характеристик.

Литий-ионные аккумуляторы

Попытки создания аккумуляторов с литиевым анодом или анодом на основе лития и апротонным электролитом показали, что защитная пленка, обеспечивающая сохранность лития в электролите, при циклировании анода играет отрицательную роль, не позволяет получить компактный осадок лития [7, 33]. Коренной перелом в создании перезаряжаемых ХИТ с участием лития наступил только тогда, когда было обнаружено, что графит, благодаря своей слоистой структуре, способен к обратимой электрохимической интеркаляции лития из неводных растворов. Это создало основу для появления нового класса вторичных источников тока – литий-ионных аккумуляторов (ЛИА). Впервые промышленное производство их было начато фирмами «Sony Energetic Inc.», «Moli Energy Ltd», «Bell Comunications Research» (1991 г.). В основу разработки легли исследования японских ученых, установивших, что некоторые формы углерода способны к обратимому интеркалированию лития и могут быть использованы как материал отрицательного электрода.

Таким образом, в ЛИА в качестве отрицательного электрода используется не металлический литий или его сплав с кремнием, алюминием или другими элементами, а интеркаляционное соединение углерода с литием. Объем большинства графитированных материалов при внедрении

лития изменяется не более чем на 10 %. При разряде аккумулятора на отрицательном электроде происходит деинтеркаляция лития из углеродного материала и его интеркаляция в положительный электрод, представляющий собой композит, который включает оксиды переходных металлов или другие соединения, способные к интеркаляции лития, и проводящие добавки [34–36]. Следует отметить, что совершенствование ЛИА, выбор электродных материалов, процессы интеркаляции, их обратимость – всё это стало основными проблемами прикладной электрохимии. Об интересе к этим проблемам можно судить по тому, что в обзоре [37], посвященном способным к интеркаляции материалам для перезаряжаемых литиевых батарей, имеется 1041 ссылка на оригинальные работы, а в обзоре [39] – 696 ссылок.

Анодные материалы для литий-ионных аккумуляторов

Выше отмечено, что в качестве материала анода до сих пор используют графит, который обеспечивает как высокую скорость процессов заряда и разряда, так и сравнительно высокую емкость за счет обратимой интеркаляции в межслоевые пространства. Попытки заменить графит теми или иными углеродными наноматериалами пока не дали положительных результатов. Между тем для графитового анода имеются ограничения по температурному интервалу эксплуатации, что связано с процессами, протекающими как при низких, так и при высоких температурах. Уже к концу XX века стали ясны принципиальные возможности повышения параметров ЛИА, их удельной емкости путем замены углеродных анодов на более эффективные материалы. К их числу относятся кремний, кремнийсодержащие композиты, некоторые металлы, интерметаллические соединения, оксиды металлов. Этим проблемам посвящено огромное число работ, укажем только ряд обзоров на эту тему [37–44].

Применение кремния, олова, сурьмы в кристаллическом состоянии ведет к неприемлемому изменению объема анодов при внедрении в них лития. Так, например, образование наиболее богатого литием соединения с кремнием $Li_{4,4}Si$, которое имеет уникально высокую теоретическую удельную емкость (4200 мА·ч·г$^{-1}$), сопровождается при внедрении лития почти трехкратным увеличением удельного объема, что неприемлемо при конструировании ЛИА. При внедрении лития в олово образуется соединение $Li_{4,4}Sn$ (теоретическая удельная емкость 994 мА·ч·г$^{-1}$), но удельный объем анода увеличивается на 260 %. В самом конце XX века появились сообщения, что замена кристаллических анодных материалов наноструктурированными позволяет решить проблемы, связанные с увеличением удельного объема.

Применение наноструктурированных материалов при конструировании ЛИА подробно рассмотрено в работах [45–47]. Есть все основания полагать, что анодные наноматериалы на основе кремния [24] или олова [48] позволяют существенно повысить электрохимические характеристики ЛИА в целом. Эти материалы могут заменить графит в ближайшие годы. Уже сейчас получают на основе наноструктурированных оловосодержащих систем анодные материалы с удельной емкостью выше 500 мА·ч·г$^{-1}$, которые оказываются стабильными на протяжении более чем 200 циклов [47, 48]. Высокие удельные емкости получены и для анодов на основе оксидов переходных металлов. В этом случае хорошее циклирование наблюдается лишь при использовании нанодисперсных образцов или нанокомпозитов.

Катодные материалы для литий-ионных аккумуляторов

В настоящее время наиболее распространенным катодным материалом, как и в самых первых ЛИА, продолжает оставаться кобальтат лития (литированный оксид кобальта) $LiCoO_2$, который имеет большие скорости переноса электронов и ионов лития. Высокая ионная проводимость обусловлена слоистой структурой $LiCoO_2$ с двумерной сеткой объемных каналов. Катод из $LiCoO_2$ имеет достаточно высокие значения рабочего потенциала (3,6–4,0 В) и теоретической емкости, однако по совокупности причин используется лишь около половины теоретического значения емкости. Следует также отметить, что кобальт достаточно дорог и его стоимость значительно влияет на стоимость всего ЛИА. Поиск новых катодных материалов весьма актуален.

Первоначально в качестве конкурентов кобальтату лития рассматривались литироваиные оксиды никеля, марганца, более сложные ком-

позиции. Исследовался материал $LiMnO_4$ со структурой шпинели, изучалось частичное замещение марганца на никель. Однако при циклировании этих материалов происходит лишь частичное изменение степени окисления, емкость полученных материалов сопоставима с рабочей емкостью кобальтата лития.

К числу перспективных катодных материалов следует отнести литированный фосфат железа $LiFePO_4$ (трифилит). При экстракции лития из $LiFePO_4$ образуется фаза $FePO_4$. Таким образом, в процессе «разряд–заряд» изменяется только соотношение фаз $LiFePO_4$: $FePO_4$. От традиционных кобальтсодержащих катодных материалов $LiFePO_4$ выгодно отличается значительно более низкой стоимостью и практической нетоксичностью, однако имеет низкую величину электронной проводимости. Возможностям повышения электронной проводимости $LiFePO_4$ посвящено большое число исследований; они суммированы в обзоре [47]. Одно из перспективных направлений связано с применением нанотехнологий при синтезе этого вида катодных материалов. Ограниченный объем очерка не позволяет более подробно остановиться на этой проблеме. Предпринимались попытки использовать твердый раствор $LiCoPO_4$, $LiMnPO_4$ и $LiFePO_4$, однако на разрядных кривых, полученных при низких нагрузках, четко выделяются три области потенциалов (4,7; 4,2 и 3,6 В), соответствующих индивидуальным фосфатам. В обзоре [47] делается заключение, что катодные материалы на основе фосфатов, в первую очередь –фосфата железа, следует рассматривать в качестве одних из перспективных материалов для применения в ЛИА, и они уже выпускаются на коммерческой основе. Однако, учитывая их очень низкую электронную и особенно ионную проводимость, добиться хороших результатов при циклировании можно только при использовании их нанокомпозитов, в основном – с углеродом. Возможное направление улучшения показателей может быть получено при частичном замещении ионов железа ионами других металлов.

Новым классом катодных материалов для ЛИА являются ортосиликаты состава LI_2MSiO_4 (M = Fe, Mn, Co). Их слоистая структура на основе октаэдров переходного металла и тетраэдров SiO_4^-, обеспечивает возможность двумерной диффузии. Основной недостаток этой группы катодных материалов – низкая проводимость ($5\cdot10^{-16}$ См·см$^{-1}$ для LI_2MnSiO_4 и $6\cdot10^{-14}$ См·см$^{-1}$ для LI_2FeSiO_4), на несколько порядков ниже проводимости $LiFePO_4$. Основными методами, используемыми для преодоления низкой проводимости LI_2MSiO_4, также служат уменьшение размеров частиц и их покрытие углеродом. Среди рассмотренных к настоящему времени силикатных материалов удалось достичь хороших результатов при циклировании в составе ЛИА только для нанокомпозитов на основе LI_2FeSiO_4. Есть основания полагать, что при улучшении проводящих свойств и повышении стабильности при циклировании силикатные материалы могут оказаться перспективными.

К числу перспективных относятся также материалы на основе оксидов ванадия [47]. Пентоксид ванадия V_2O_5 способен внедрить до трех атомов лития. Однако внедрение атомов лития приводит к существенным структурным изменениям. Кроме того, потенциал катодных материалов на основе V_2O_5 при внедрении трех атомов лития снижается с 3,5 до 1,5 В, а изменения структуры становятся необратимыми. По данным работы [47] ситуация с обратимостью сильно меняется при использовании катодных материалов на основе оксидов ванадия в виде тонких пленок или наноструктур. Для тонкопленочных электродов, получаемых различными методами, удается достичь достаточно высоких значений удельной емкости и неплохой циклируемости. Наряду с V_2O_5, в качестве катодных материалов исследуются триванадат лития (LiV_3O_8), двойной фосфат лития–ванадия, композиты на их основе. На основе оксидных соединений ванадия создан целый ряд наноматериалов, которые, однако, пока практически не используются.

Повышение энергоемкости и мощности ЛИА осложняется относительно малой емкостью катодных материалов, которая даже для лучших образцов не превышает одной трети емкости анодов на основе олова. Поэтому исследования в области новых катодных материалов особенно актуальны. Без широкого использования наноматериалов эта задача не может быть решена.

Интересным направлением является изготовление гибких тонкопленочных ЛИА; в основе этой технологии лежит использование наноматериалов [49]. Наиболее перспективны в тонкопленочных ЛИА аморфный кремний и

композиты на его основе в качестве анодного материала, литированный фосфат железа и различные композиты на основе V_2O_5 в качестве катодного материала.

В Санкт-Петербургском политехническом университете ряд лет ведутся исследования в области совершенствования анодных и катодных материалов для ЛИА [50–53]. Преимущественно изучаются анодные и катодные наноструктурированные материалы.

Заключение

В заключение краткого очерка укажем на работу А.М. Скундина и Т. Л. Куловой из Института физической химии и электрохимии имени академика А.Н. Фрумкина о перспективах совершенствования и применения ЛИА [54]. Их оценки согласуются с теми, которые содержатся в обзоре [47]. Отмечается, что удельная энергия современных ЛИА, составляющая 150–200 Вт·ч·кг$^{-1}$, близка к пределу, обеспечиваемому существующей электрохимической системой. Для ЛИА следующего поколения с более высокими электрохимическими показателями необходим поиск более ёмких электродных материалов. Анализ научной литературы последних пятнадцати лет показывает, что поиски эти ведутся весьма интенсивно. При переходе к более крупным установкам с ЛИА на первый план выходит проблема их безопасности.

В более отдаленном будущем в качестве перспективных аккумуляторов авторы [54] выделяют три электрохимические системы: литий-воздушные аккумуляторы; литий-серные аккумуляторы; натрий-ионные аккумуляторы. Состояние исследований литий-воздушных аккумуляторов рассмотрено в одной из вышецитированных работ [45]. Система Li–S обладает очень высокой теоретической удельной емкостью, равной 1675 А·ч·кг$^{-1}$ (в расчете на содержание активного материала в электроде). Однако имеется целый ряд причин, по которым литий-серные аккумуляторы до сих пор не применяются в гибридных электромобилях [51]. В числе главных причин – низкая электропроводимость элементной серы и образование в процессе разряда полисульфидов, частично растворимых в неводном электролите. В работе [55] описан новый метод изготовления порошков лития с серой для литий-серного аккумулятора: вместо чистого лития в качестве анодного материала рекомендуется использовать кремниевые нанопроволоки. Публикуется много работ, посвященных изучению литий-серных аккумуляторов. В России работы в этом направлении преимущественно сосредоточены в Институте органической химии Уфимского научного центра РАН.

Значительное число работ в последние годы посвящено натрий-ионным аккумуляторам как будущей альтернативе литий-ионным аккумуляторам. Авторы [54] видят главную причину этого в ограниченности запасов лития в природе, в высоких ценах на соединения лития. Ввиду большего радиуса иона натрия по сравнению с ионом лития, выбор материалов, которые способны к интеркаляции и деинтеркаляции ионов натрия, значительно меньше. Для натрий-ионных аккумуляторов возможно использование традиционных апротонных электролитов, твердых полимерных электролитов, ионных жидкостей с низкой температурой плавления. Уже целый ряд лет изучению таких жидкостей на основе органических соединений уделяется большое внимание. Среднетемпературные аккумуляторы на основе системы «натрий—сера» пока так и не получили серьезного практического применения, несмотря на их детальную разработку [56–58].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Субботин В.И., Арнольдов М.Н., Ивановский М.Н. [и др.].** Литий. М.: ИздАТ, 1999. 263 с.

2. **Кулифеев В.К., Миклушевский В.В., Ватулин П.И.** Литий. – М.: МИСИС, 2006. 240 с.

3. **М.Е. Дриц, Е.М. Падежнова, Л.Л. Рохлин** [и др.]. Легкие сплавы, содержащие литий. М.: Наука, 1982. 143 с.

4. **Дриц М.Е., Зусман Л.Л.** Сплавы щелочных и щелочноземельных металлов: Справ. изд. М.: Металлургия, 1986. 248 с.

5. **Borgstedt H.U., Mathews C.K.** Applied Chemistry of Alkali Metals. New York, London: Plenium Press, 1987. 282 p.

6. **Кедринский И.А., Дмитренко В.Е., Грудянов И.И.** Литиевые источники тока. М.: Энергоатомиздат, 1992. 240 с.

7. **Кедринский И.А., Яковлев В.Г.** Литий-ионные аккумуляторы. Красноярск: ИПК «Платина», 2002. 266 с.

8. Химические источники тока: Справочник / Под ред. Н. В. Коровина и А. М. Скундина. М.: Изд-во МЭИ, 2003. 740 с.

9. Промышленное применение аккумуляторных батарей. От автомобилей до авиакосмической промышленности и накопителей энергии / Под ред. М. Бруссили и Дж. Пистойя. Пер. с англ. М.: Техносфера, 2011. 784 с.

10. **П.И. Быстров, Д.Н. Каган, Г.А. Кречетова, Э.З. Шпильрайн.** Жидкометаллические теплоносители тепловых труб и энергетических установок. М.: Наука, 1988. 263 с.

11. **В.Н. Михайлов, В.А. Евтихин, И.Е. Люблинскуий [и др.].** Литий в термоядерной и космической технике XXI века. М.: Энергоатомиздат, 1999. 528 с.

12. **Скундин А.М., Воронков Г.Я.** Химические источники тока: 210 лет. М.: Поколение, 2010. 352 с.

13. **Багоцкий В.С., Скундин А.М.** Химические источники тока. М.: Энергоиздат, 1981. 360 с.

14. **Варыпаев В.Н., Дасоян М.А., Никольский В.А.** Химические источники тока. М.: Высш. шк., 1990. 240 с.

15. **Таганова А.А., Бубнов Ю.И.** Герметичные химические источники тока: Элементы и аккумуляторы. Способы и устройства заряда: Справочник. – СПб.: Химиздат, 2002. 176 с.

16. **Демахин А.Г., Овсянников В.М., Пономаренко С.М.** Электролитные системы литиевых ХИТ. Саратов: Саратовск. ун-та, 1993. 217 с.

17. **Зингель З.М., Тимофеев Н.В., Кедринский И.А.** Неводные электролиты для литиевых источников тока. Красноярск: Изд-во СибГТУ, 2001. 123 с.

18. **Коровин Н.В.** Химические источники тока. Современное состояние // Электрохим. энергетика. 2003. Т. 3, № 4. С. 163–168.

19. **Демидов А.И., Морачевский А.Г.** Химические источники тока с анодом на основе лития и расплавленным электролитом // Физико-химические исследования в технологических процессах: Межвуз. сб. Л.: Изд-во ЛПИ им. М.И.Калинина, 1977. С. 46–57.

20. **Marassi R., Zamponi S., Berrettoni M.** Molten Salt Batteries // Molten Salt Chemistry. Eds. G. Mamontov, R. Marrassi. Reidel Publ. Comp. 1987. P. 491–515.

21. **Kaun T.D., Nelson P.A., Redey L.** [et al.]. High temperature Lithium-Sulfide Batteres. // Electrochim. Acta. 1993. Vol. 38, № 9. P. 1269–1287.

22. **Sudworth R.** High-temperature battery systems // Phil. Trans. Royal Soc. London. A. 1996. Vol. 354. P. 1595–1612.

23. **Морачевский А.Г.** Сплавы лития с алюминием: термодинамические свойства и электрохимическое поведение в расплавленных солях // Ж. прикл. химии. 1996. Т. 69, № 4. С. 529–546.

24. **Морачевский А.Г., Демидов А.И.** Сплавы литий-кремний: фазовая диаграмма, электрохимические исследования, термодинамические свойства, применение в химических источниках тока // Ж. прикл. химии. 2015. Т. 88, № 4. С. 513–533.

25. **Морачевский А.Г., Демидов А.И.** Термодинамические свойства жидких сплавов лития // Ж. физ. химии. 1983. Т. 57, № 9. С. 2113–2128.

26. **Морачевский А.Г.** Термодинамический анализ взаимодействия компонентов в системе литий-сера // Ж. прикл. химии. 2001. Т.74, № 12. С. 1934–1936.

27. **Квасников Л.А., Тазетдинов Р.Г.** Регенеративные топливные элементы. М.: Атомиздат, 1978. 168 с.

28. **Kim H., Boysen D.A., Newhouse J.M.** [et al.] Liquid Metal Batteries: Past, Present and Future // Chem. Reviews. 2013. Vol. 113. P. 2075–2099.

29. **Wang K., Jiang K., Brice C.** [at al.]. Lithium – antimony – lead liquid metal battery for grid – level energy storage // Nature. 2014. Vol. 514, № 7522. P. 348–350.

30. **Guidotti R.A.** Thermally activated (“thermal”) battery technology. Anode materials // J. Power Sources. 2008. Vol. 183. P. 388–398.

31. **Денискин А.Г.** Резервные тепловые химические источники тока: этапы развития и перспективы // Автономная энергетика. 2014. № 32. С. 46–51.

32. **Тазетдинов Р.Г., Тибрин Г.С.** Химические источники тока с реакционно формирующимся электролитом. М.: Изд-во МАИ, 2013. 172 с.

33. **Багоцкий В.С., Скундин А.М.** Проблемы в области литиевых источников тока // Электрохимия. 1995. Т. 31, № 4. С. 342–349.

34. **Брылев О.А., Шляхтин О.А., Третьяков Ю.Д.** Материалы для вторичных литиевых источников тока // Материаловедение. 1999. № 7. С. 25–31.

35. **Скундин А.М., Ефимов О.Н., Ярмоленко О.В.** Современное состояние и перспективы развития исследований литиевых аккумуляторов // Успехи химии. 2002. Т. 71, № 4. С. 378–398.

36. **Махонина Е.В., Первов В.С., Дубасова В.С.** Оксидные материалы положительного электрода литий-ионных аккумуляторов // Успехи химии. 2004. Т. 73, № 10. С. 1075–1087.

37. **Winter M., Besenhard J.O., Spahr M.E., Novak P.** Insertion Electrode Materials for Rechargeable Lithium Batteries // Advanced Materials. 1998. Vol. 10, № 10. P. 725–763.

38. **Scrosati B., Garche J.** Lithium batteries: Status, prospects and future // J. Power Sources. 2010. Vol. 195. P. 2419–2430.

39. **Кулова Т.Л.** Новые электродные материалы для литий-ионных аккумуляторов // Электрохимия. 2013. Т. 49, № 1. С. 3–28.

40. **Wachtler M., Winter M., Besenhard J.O.** Anodic materials for rechargeable Li-batteries // J. Power Sources. 2002. Vol. 105. P. 151–160.

41. **Benedek R., Thackeray M.M.** Lithium reactions with intermetallic-compound electrodes // J. Power Sources. 2002. Vol. 110. P. 406–411.

42. **Hassoun J., Panero S., Scrosati B.** Metal alloy electrode configurations for advanced lithium-ion batteries // Fuel Cells. 2009. № 3. P. 277–283.

43. **Park Ch.-M., Kim J.-H., Kim H., Sohn H.-J.** Li-alloy based anode materials for Li secondary batteries // Chem. Soc. Rev. 2010.Vol. 39. P. 3115–3141.

44. **Zhang W.-J.** A review of the electrochemical performance of alloy anodes for lithium-ion batteries // J. Power Souvces. 2011. Vol. 196. P. 13–24. // Chem. Soc. Rev. 2013. Vol. 42. P. 9011–9034.

45. **Song M.-K., Park S., Alamgir F.M. [et al.]** Nanostructured electrodes for lithium-ion and lithium – air batteries: the latest developments, challenges, and perspectives // Mater. Sci. Eng. R. 2011. Vol. 72. P. 203–252.

46. **Кулова Т.Л., Скундин А.М.** Электродные материалы для литий-ионных аккумуляторов нового поколения // Электрохимия. 2012. Т. 48, № 3. С. 362–368.

47. **Ярославцев А.Б., Кулова Т.Л., Скундин А.М.** Электродные наноматериалы для литий-ионных аккумуляторов // Успехи химии. 2015. Т. 84, № 8. С. 826–852.

48. **Морачевский А.Г.** Термодинамические свойства и электрохимические исследования сплавов системы литий-олово // Ж. прикл. химии. 2015. Т. 88, № 7. С. 993–1012.

49. **Рудый А.С., Кулова Т.Л., Скундин А.М.** Наноматериалы в тонкопленочных литий-ионных аккумуляторах // Интеграл. 2010. Т. 52, № 1. С. 19–23.

50. **Попович А.А., Никифоров П.А., Онищенко Д.В. [и др.].** Получение нанодисперсного кремния для создания анодных композиционных матриц системы углерод-кремний // Химические технологии. 2007. Т. 8, № 11. С. 481–483.

51. **Онищенко Д.В., Попович А.А.** Технология получения углеродных порошков для созданич анодных материалов литий-ионных аккумуляторов // Изв. вузов. Порошковая металлургия и функциональные покрытия. 2008. № 2. С. 9–11.

52. **Попович А.А., Ван Цин Шен** Исследование технологии получения катодного материала на базе системы Li-Fe-Si-O // Вопросы материаловедения. 2013. № 2(74). С. 59–63.

53. **Попович А.А., Новиков П.А., Силин А.О. [и др.].** Применение полиметакрилата в катодных материалах литий-ионный аккумуляторов // Ж. прикл. химии. 2015. Т. 88, № 10. С. 1449–1453.

54. **Скундин А.М., Кулова Т.Л.** Перспективы совершенствования и применения литий-ионных аккумуляторов // Автономная энергетика. 2014. № 34. С. 21–28.

55. **Ванденберг А., Хинтеннах А.** Новый подход к конструкции литий-серных аккумуляторов // Электрохимия. 2014. Т. 50, № 4. С. 357–367.

56. **Саудорс Дж., Тили А.** Серно-натриевые аккумуляторы. М.: Мир, 1988. 672 с.

57. **Морачевский А.Г.** Физико-химические и электрохимические исследования системы натрий-сера в расплавленном состоянии // Ж. прикл. химии. 1996. Т.69, № 9. С. 1409–1426.

58. **Морачевский А.Г.** Физико-химические и электрохимические исследования серно-натриевых аккумуляторов // Научно-технич. ведомости СПбГТУ. 1999. № 2. С. 30–36.

REFERENCES

1. **Subbotin V.I., Arnoldov M.N., Ivanovskiy M.N. [i dr.]** Litiy [Lithium]. M: IzdAT, 1999. 263 s. (rus)

2. **Kulifeyev V.K., Miklushevskiy V.V., Vatulin II.I.** Litiy [Lithium]. M.: MISIS, 2006. 240 s. (rus)

3. **Drits M.Ye., Padezhnova Ye.M., Rokhlin L.L.** [i dr.]. Legkiye splavy, soderzhashchiye litiy [Light alloys containing lithium]. M.: Nauka, 1982. 143 s. (rus)

4. **Drits M.Ye., Zusman L.L.** Splavy shchelochnykh i shchelochnozemelnykh metallov: Sprav izd. [Alloys of alkali metals and scheloch¬nozemelnyh: Right]. M.: Metallurgiya, 1986.248 s. (rus)

5. **Borgstedt H.U., Mathews C.K.** Applied Chemistry of Alkali Metals. New York, London: Plenium Press, 1987. 282 p.

6. **Kedrinskiy I.A., Dmitrenko V.Ye., Grudyanov I.I.** Litiyevyye istochniki toka [Lithium power sources]. M. Ensrgoatomizdat, 1992. 240 s. (rus)

7. **Kedrinskiy I.A., Yakovlev V.G.** Litiy-ionnyye akkumulyatory [Lithium-ion akkumulyatory]. Krasnoyarsk: IPK «Platina», 2002. 266 s. (rus)

8. Khimicheskiye istochniki toka: Sprav. [Chemical current sources: Ref.] / Pod red. N. V. Korovina i A. M Skundina. M.: Izd-vo MEI, 2003. 740 s. (rus)

9. Promyshlennoye primeneniye akkumulyatornykh batarey. Ot avtomobiley do aviakosmicheskoy promyshlennosti i nakopiteley enyergii [Industrial use of batteries. From automobiles to aerospace and energy storage] / Pod red. M. Brussili i Dzh. Pistoyya. Per. s angl. M.: Tekhnosfera, 2011. 784 s. (rus)

10. **Bystrov P.I., Kagan D.N., Krechetova G.A., Shpilrayn E.Z.** Zhidkometallicheskiye teplonositeli teplovykh trub i energeticheskikh ustanovok. [Liquid metal cooled heat pipes and power plants]. M.: Nauka, 1988. 263 s. (rus)

11. **Mikhaylov V.N., Yevtikhin V.A., Lyublinskuiy I.Ye. [i dr.].** Litiy v termoyadernoy i kosmicheskoy tekhnike XXI veka [Li in fusion and space technology of the XXI century]. M.: Energoatomizdat, 1999. 528 s. (rus)

12. **Skundin A.M., Voronkov G.Ya.** Khimicheskiye istochniki toka: 210 let [Chemical current sources 210 years]. M.: Pokoleniye, 2010. 352 s. (rus)

13. **Bagotskiy V.S., Skundin A.M.** Khimicheskiye istochniki toka [Chemical current sources]. M.: Energoizdat, 1981. 360 s. (rus)

14. **Varypayev V.N., Dasoyan M.A., Nikolskiy V.A.** Khimicheskiye istochniki toka [Chemical sources of current IC]. M.: Vyssh. shk., 1990. 240 s. (rus)

15. **Taganova A.A., Bubnov Yu.I.** Germetichnyye khimicheskiye istoch-niki toka: Elementy i akkumulyatory. Sposoby i ustroystva zaryada: Spravochnik [Sealed chemical sources: Elements and batteries. Methods and charge the device: A Handbook]. SPb.: Khimizdat, 2002. 176 s. (rus)

16. **Demakhin A.G., Ovsyannikov V.M., Ponomarenko S.M.** Elektrolitnyye sistemy litiyevykh KhIT [Electrolyte lithium chemical system]. Izd-vo Saratov: Saratovsk. un-ta, 1993. 217 s. (rus)

17. **Zingel Z.M., Timofeyev N.V., Kedrinskiy I.A.** Nevodnyye elektrolity dlya litiyevykh istochnikov toka [Non-aqueous electrolytes for lithium power sources]. Krasnoyarsk: Izd-vo SibGTU, 2001. 123 s. (rus)

18. **Korovin N.V.** Khimicheskiye istochniki toka [Chemical current sources]. Sovremennoye sostoyaniye. *Elektrokhim. energetika*. 2003. T. 3, № 4. S. 163–168. (rus)

19. **Demidov A.I., Morachevskiy A.G.** Khimicheskiye istochniki toka s an¬odom na osnove litiya i rasplavlennym elektrolitom [Chemical current sources with the anode and lithium-based molten electrolyte]. *Fiziko-khimicheskiye issledovaniya v tekhnologicheskikh protsessakh: Mezhvuz. sb*. L.: Izd-vo LPI im. M.I.Kalinina, 1977. S. 46–57. (rus)

20. **Marassi R., Zamponi S., Berrettoni M.** Molten Salt Batteries [Molten Salt Batteries]. Molten Salt Chemistry. Eds. G. Mamontov, R. Marrassi. Reidel Publ. Comp. 1987. P. 491–515.

21. **Kaun T.D., Nelson P.A., Redey L. [et al.].** High temperature Lithium-Sulfide Batteres [High temperature Lithium-Sulfide Batteres]. *Electrochim. Acta*. 1993. Vol. 38, № 9. P. 1269–1287.

22. **Sudworth R.** High-temperature battery systems [High-temperature battery systems]. *Phil. Trans. Royal Soc*. London. A. 1996. Vol. 354. P. 1595–1612.

23. **Morachevskiy A.G.** Splavy litiya s alyuminiyem: termodinamicheskiye svoystva i elektrokhimicheskoye povedeniye v rasplavlennykh solyakh [lithium alloys with aluminum: the thermodynamic properties and electrochemical behavior in molten salts]. *Zh. prikl. khimii*. 1996. T. 69, № 4. S. 529–546. (rus)

24. **Morachevskiy A.G., Demidov A.I.** Splavy litiy-kremniy: fazovaya diagramma, elektrokhimicheskiye issledovaniya, termodinamicheskiye svoystva, primeneniye v khimicheskikh istochnikakh toka [Splavy Lithium-silicon: the phase diagram, electrochemical studies, thermodynamic properties, applications in chemical power sources]. *Zh. prikl. khimii*. 2015. T. 88, № 4. S. 513–533. (rus)

25. **Morachevskiy A.G., Demidov A.I.** Termodinamicheskiye svoystva zhidkikh splavov litiya [Thermodynamic properties of liquid lithium alloys]. *Zh. fiz. khimii*. 1983. T. 57, № 9. S. 2113–2128. (rus)

26. **Morachevskiy A.G.** Termodinamicheskiy analiz vzaimodeystviya komponentov v sisteme litiy-sera [Thermodynamic analysis of the interaction of the components in lithium-sulfur system]. *Zh. prikl. khimii*. 2001. T.74, № 12. S. 1934–1936. (rus)

27. **Kvasnikov L.A., Tazetdinov R.G.** Regenerativnyye toplivnyye element [Regenerative fuel cells]. M.: Atomizdat, 1978. 168 s. (rus)

28. **Kim H., Boysen D.A., Newhouse J.M.** [et al.] Liquid Metal Batteries: Past, Present, and Future. *Chem. Reviews*. 2013. Vol. 113. P. 2075–2099.

29. **Wang K., Jiang K., Brice C.** at al. Lithium – antimony – lead liquid metal battery for grid – level energy storage. *Nature*. 2014. Vol. 514, № 7522. P. 348-350.

30. **Guidotti R.A.** Thermally activated ("thermal") battery technology. Anode materials. *J. Power Sources*. 2008. Vol. 183. P. 388–398.

31. **Deniskin A.G.** Rezervnyye teplovyye khimicheskiye istochniki toka: etapy razvitiya i perspektivy [Reserve thermal chemical current sources: the stages of development and prospects]. *Avtonomnaya energetika*. 2014. № 32. S. 46–51. (rus)

32. **Tazetdinov R.G., Tibrin G.S.** Khimicheskiye istochniki toka s reaktsionno formiruyushchimsya elektrolitom [Chemical current sources with reactive emerging electrolyte]. M.: Izd-vo MAI, 2013. 172 s. (rus)

33. **Bagotskiy V.S., Skundin A.M.** Problemy v oblasti litiyevykh istochnikov toka [Problems in the field of lithium power sources]. *Elektrokhimiya*. 1995. T. 31, № 4. S. 342–349. (rus)

34. **Brylev O.A., Shlyakhtin O.A., Tretyakov Yu.D.** Materialy dlya vtorichnykh litiyevykh istochnikov toka [Materials for secondary lithium power sources]. *Materialovedeniye*. 1999. № 7. S. 25–31. (rus)

35. **Skundin A.M., Yefimov O.N., Yarmolenko O.V.** Sovremennoye sostoyaniye i perspektivy razvitiya issledovaniy litiyevykh akkumulyatorov [Current state and prospects of development of lithium battery research]. *Uspekhi khimii*. 2002. T. 71, № 4. S. 378–398. (rus)

36. **Makhonina Ye.V., Pervov V.S., Dubasova V.S**. Oksidnyye materialy polozhitelnogo elektroda litiy-ionnykh akkumulyatorov [Oxide materials of the positive electrode of lithium-ion batteries]. *Uspekhi khimii*. 2004. T. 73, № 10. S. 1075–1087. (rus)

37. **Winter M., Besenhard J.O., Spahr M.E., Novak P.** Insertion Electrode Materials for Rechargeable Lithium Batteries. *Advanced Materials*. 1998. Vol. 10, № 10. P. 725–763.

38. **Scrosati B., Garche J.** Lithium batteries: Status, prospects and future. *J. Power Sources*. 2010. Vol. 195. P. 2419–2430.

39. **Kulova T.L.** Novyye elektrodnyye materialy dlya litiy-ionnykh akkumulyatorov [New electrode materials for lithium-ion batteries]. *Elektrokhimiya*. 2013. T. 49, № 1. S. 3–28. (rus)

40. **Wachtler M., Winter M., Besenhard J.O.** Anodic materials for rechargeable Li-batteries. *J. Power Sources*. 2002. Vol. 105 P. 151–160.

41. **Benedek R., Thackeray M.M.** Lithium reactions with intermetallic-compound electrodes. *J. Power Sources*. 2002. Vol. 110. P. 406–411.

42. **Hassoun J., Panero S., Scrosati B.** Metal alloy electrode configurations for advanced lithium-ion batteries. *Fuel Cells*. 2009. № 3. P. 277–283.

43. **Park Ch.-M., Kim J.-H., Kim H., Sohn H.-J.** Li-alloy based anode materials for Li secondary batteries. *Chem. Soc. Rev*. 2010.Vol. 39. P. 3115–3141.

44. **Zhang W.-J.** A review of the electrochemical performance of alloy anodes for lithium-ion batteries. *J. Power Souvces*. 2011. Vol. 196. P. 13–24. *Chem. Soc. Rev.* 2013. Vol. 42. P. 9011–9034.

45. **Song M.-K., Park S., Alamgir F.M. [et al.]** Nanostructured electrodes for lithium-ion and lithium – air batteries: the latest developments, challenges, and perspectives. *Mater. Sci. Eng. R*. 2011. Vol. 72. P. 203–252.

46. **Kulova T.L., Skundin A.M.** Elektrodnyye materialy dlya litiy-ionnykh akkumulyatorov novogo pokoleniya [The electrode materials for lithium-ion batteries of new generation]. *Elektrokhimiya*. 2012. T. 48, № 3. S. 362–368. (rus)

47. **Yaroslavtsev A.B., Kulova T.L., Skundin A.M.** Elektrodnyye nanomaterialy dlya litiy-ionnykh akkumulyatorov [The electrode nanomaterials for lithium-ion batteries]. *Uspekhi khimii*. 2015. T. 84, № 8. S. 826–852. (rus)

48. **Morachevskiy A.G.** Termodinamicheskiye svoystva i elektrokhimicheskiye issledovaniya splavov sistemy litiy-olovo [Thermodynamic properties and electrochemical studies of lithium-tin alloy system]. *Zh. prikl. khimii*. 2015. T. 88, № 7. S. 993–1012. (rus)

49. **Rudyy A.S., Kulova T.L., Skundin A.M.** Nanomaterialy v tonkoplenochnykh litiy-ionnykh akkumulyatorakh [Nanomaterials in thin-film lithium-ion batteries]. *Integral*. 2010. T. 52, № 1. S. 19–23. (rus)

50. **Popovich A.A., Nikiforov P.A., Onishchenko D.V.** [i dr.] Polucheniye nanodispersnogo kremniya dlya sozdaniya anodnykh kompozitsionnykh matrits sistemy uglerod-kremniy [Preparation of nanosized silicon to generate the anode composite matrix of carbon-silicon]. *Khimicheskiye tekhnologii*. 2007. T. 8, № 11. S. 481–483. (rus)

51. **Onishchenko D.V., Popovich A.A.** Tekhnologiya polucheniya uglerodnykh poroshkov dlya sozdanich anodnykh materialov litiy-ionnykh akkumulyatorov [The technology of carbon powders for sozdanich anode materials of lithium-ion batteries]. *Izv. vuzov. Poroshkovaya metallurgiya i funktsionalnyye pokrytiya*. 2008. № 2. S. 9–11. (rus)

52. **Popovich A.A., Van Tsin Shen.** Issledovaniye tekhnologii polucheniya katodnogo materiala na baze sistemy Li-Fe-Si-O [Study the technology of cathode material on the basis of the system Li-Fe-Si-O]. *Voprosy materialovedeniya*. 2013. № 2(74). S. 59–63. (rus)

53. **Popovich A.A., Novikov P.A., Silin A.O. [i dr.]** Primeneniye polimetakrilata v katodnykh materialakh litiy-ionnyy akkumulyatorov [The use of polymethacrylate in cathode materials of lithium-ion batteries]. *Zh. prikl. khimii*. 2015. T. 88, № 10. S. 1449–1453. (rus)

54. **Skundin A.M., Kulova T.L.** Perspektivy sovershenstvovaniya i primeneniya litiy-ionnykh akkumulyatorov [Prospects for improvement and the use of lithium-ion batteries]. *Avtonomnaya energetika*. 2014.. № 34. S. 21–28. (rus)

55. **Vandenberg A., Khintennakh A.** Novyy podkhod k konstruktsii litiy-sernykh akkumulyatorov [New approach to the design of lithium-sulfur batteries]. *Elektrokhimiya*. 2014. T. 50, № 4. S. 357–367. (rus)

56. **Saudors Dzh., Tili A.** Serno-natriyevyye akkumulyatory [Sodium-sulfur batter]y. M.: Mir, 1988. 672 s. (rus)

57. **Morachevskiy A.G.** Fiziko-khimicheskiye i elektrokhimicheskiye issledovaniya sistemy natriy-sera v rasplavlennom sostoyanii [Physico-chemical and electrochemical studies of the system sodium-sulfur in the molten state]. *Zh. prikl. khimii*. 1996. T. 69, № 9. S. 1409–1426. (rus)

58. **Morachevskiy A.G.** Fiziko-khimicheskiye i elektrokhimicheskiye issledovaniya serno-natriyevykh akkumulyatorov [Physico-chemical and electrochemical studies sodium-sulfur battery]. *Nauchno-tekhnich. vedomosti SPbGTU*. 1999. № 2. S. 30–36. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

МОРАЧЕВСКИЙ Андрей Георгиевич – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: andrey.morachevsky@gmail.com

MORACHEVSKIJ Andrei G. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: andrey.morachevsky@gmail.com

ПОПОВИЧ Анатолий Анатольевич – доктор технических наук профессор, директор ИММиТ Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: popovicha@mail.ru

POPOVICH Anatolii A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: popovicha@mail.ru

ДЕМИДОВ Александр Иванович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: demidov1902@gmail.com

DEMIDOV Aleksandr I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: demidov1902@gmail.com

DOI 10.5862/JEST.238.8
УДК 621:621.791.722:621.762.04

А.И. Рудской, Ю.А. Соколов, Н.В. Павлушин

УСТАНОВКА ДЛЯ ГИБРИДНОЙ ТЕХНОЛОГИИ СИНТЕЗА КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОРОШКОВЫХ ИЗДЕЛИЙ

A.I. Rudskoy, Yu.A. Sokolov, N.V. Pavlushin

INSTALLATION FOR IMPLEMENTING A HYBRID TECHNOLOGY FOR SYNTHESIZING COMPOSITE POWDER PRODUCTS

Предложена конструкция и описан принцип действия новой установки для получения композиционных изделий с программируемой структурой из порошка различного химического состава по гибридной технологии. Технология включает различные методы послойного формирования изделия: электронно-лучевой/ионный синтез, вакуумную пайку, электронно-лучевое напыление, ионно-имплантационную модификацию поверхности порошка с использованием источника высокоэнергетических ионов. Рассмотрены оригинальные конструкторские решения механизмов установки (подача порошка, вибрации, нож, система электронно-лучевого напыления).

ПОСЛОЙНЫЙ СИНТЕЗ; ЭЛЕКТРОННЫЙ ЛУЧ; НАПЫЛЕНИЕ; КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ; ИОННЫЙ ЛУЧ; ОПТИЧЕСКАЯ СИСТЕМА.

The technical realization of an installation for producing composite materials with programmed structure from powders of various chemical composition by various methods of layerwise formation of a product is considered: electron beam/ionic synthesis, the vacuum soldering, an electron-beam evaporation, ionic-implanted modification of powder’s surface with use of source of high-energy ions. The construction of a specialized plant for implementing the hybrid technology is considered. Original design solutions are proposed for the powder supply, vibrations, cutter, system of electron beam evaporation, which can be used in similar equipment for layerwise synthesis of products.

LAYERWISE SYNTHESIS; ELECTRON BEAM; EVAPORATION; COMPOSITE MATERIALS; IONIC BEAM; OPTIC BLOCK.

Введение

Гибридная технология предназначена для получения композиционных изделий и сочетает различные методы послойного формирования изделия: электронно-лучевой/ионный синтез, вакуумную пайку, электронно-лучевое напыление, ионно-имплантационную модификацию поверхности порошка с использованием источника высокоэнергетических ионов [1–7]. Наиболее эффективно сочетание различных методов при создании изделий из порошков, значительно различающихся температурой плавления и теплофизическими свойствами, что формирует особые свойства готовых деталей [8, 9]. Это позволяет получать в материале различные комбинации металлических и керамических слоев.

Гибридные технологии развивают с целью создания новых классов композиционных изделий и формирования структур, не реализуемых в рамках равновесных и квазиравновесных технологических процессов. Наиболее перспективны гибридные технологии, использующие синтез изделий ионным пучком (СИП) [10–18].

Цель нашей работы – обоснование возможности создания эффективной гибридной технологии с использованием дуаплазматрона.

Принцип действия установки СИЭЛ-5

На рис. 1 приведена схема однокамерной установки СИЭЛ-5 для реализации гибридной технологии послойного синтеза изделий, включающей следующие технологические операции:

выращивание матрицы изделия методом электронно-лучевого плавления, обеспечивающим высокую производительность;

получение демпфирующих упрочняющих слоев толщиной от единиц нанометров, осуществляемое методом электронно-лучевого напыления;

модификация поверхности порошка, выполняемая методом ионно-имплантационной обработки слоя с использованием источника высокоэнергетических ионов.

К особенностям конструкторского решения установки СИЭЛ-5 следует отнести наличие двух электронно-лучевых пушек и одного дуаплазматрона. К основным элементам установки относятся следующие узлы и механизмы (рис. 1): камера рабочая, первая электронная пушка для выпаривания слитка, вторая электронная пушка для плавления порошка, дуаплазматрон, подача порошка, вибрации, нож для выравнивания порошка, изделие, тигельный узел.

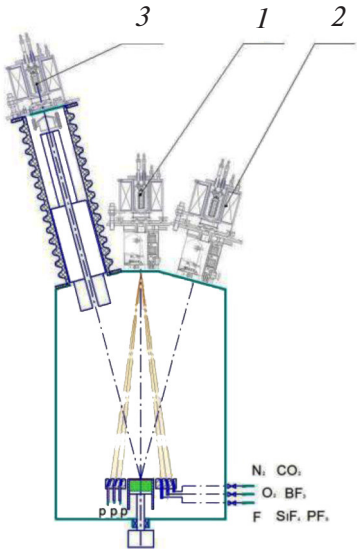


Рис. 1. Схема специализированной технологической установки синтеза композиционных изделий с алмазоподобными волокнами: *1* – первая электронная пушка для выпаривания слитка; *2* – вторая электронная пушка для плавления порошка; *3* – дуаплазматрон

Конструктивные особенности установки СИЭЛ-5

Электронно-лучевая пушка. Первая электронно-лучевая пушка (ЭЛП) предназначена для послойного синтеза изделия методом плавления. При синтезе матрицы электронный луч перемещается по подложке или формируемому изделию со скоростью сканирования $V_{ск}$. Это эквивалентно действию (приложению) периодической тепловой нагрузки с длительностью импульса $d_о/V_{ск}$ ($d_о$ – диаметр пучка в месте его встречи с поверхностью объекта). Параметры оперативного управления во время технологического процесса: ток пучка $I_п$, скорость сканирования луча $V_{ск}$, кроссовер (диаметр) пучка $d_о$, шаг смещения луча при сканировании поверхности $s_{см}$, размеры сканируемой площади x_i и y_i (угол отклонения электронного луча). Нагрев каждой элементарной ячейки происходит за время, равное времени перемещения электронного пучка над этой ячейкой.

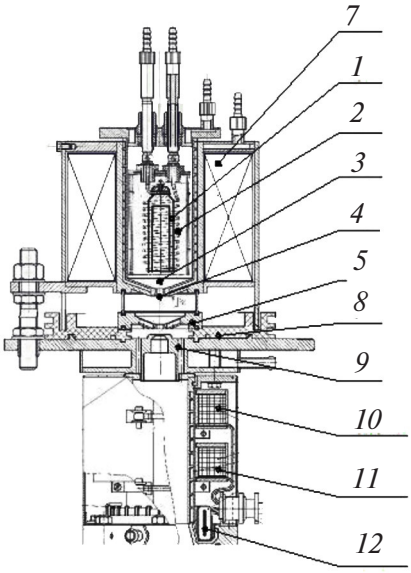


Рис. 2. Схема электронно-лучевой пушки: *1* – полый катод; *2* – косвенный нагреватель; *3* – область катодного узла; *4* – выходное отверстие катодного узла; *5* – промежуточный электрод; *7* – электромагнит; *8* – изолятор высокого напряжения; *9* – анод пушки; *10* – первая фокусирующая линза; *11* – вторая фокусирующая линза; *12* – система отклонения

Конструкция ЭЛП представлена на рис. 2. Полый катод *1* с косвенным нагревателем *2* обеспечивает в области *3* катодного узла поток электронов, которые через отверстие *4* выходят из катодного узла. Промежуточный электрод *5* отличается от его аналога в дуаплазматроне только отсутствием отверстия для напуска газа и предназначен для фокусировки и регулировки тока электронного луча. Электроны удерживаются на оси при помощи как электростатических линз, образующихся поверхностями электродов, так и магнитным полем от электромагнита *7*. Анод *9* пушки изолирован от высокого напряжения изолятором *8*. Расходящийся электронный пучок проходит через отверстие в аноде и фокусируется в параллельный пучок первой фокусирующей линзой *10*. Вторая линза *11* формирует кроссовер на объекте необходимого диаметра. Система отклонения *12* позволяет направлять пучок в необходимую точку и производить его сканирование с необходимой скоростью.

Узел подачи порошка. Узел подачи порошка на подложку, показанный на рис. 3, состоит из шести аналогичных механизмов, каждый из которых содержит порошок заданного различного химического состава. Если номенклатура порошков, необходимая для синтеза изделий, меньше, то можно распределить порошок по механизмам пропорционально их объемному составу.

Механизм подачи гранул вводится в камеру через вакуумное уплотнение *17*. Подача гранул производится при вращении шнека *4*, который представляет собой винт с прямоугольной резьбой. Шнек выводится из вакуумного объема через уплотнение *14* и приводится во вращение электроприводом *13*. Шнек вращается в медном корпусе с водяным охлаждением, конструктивно представляющим собой трубку Фильда. Средняя трубка *2* расположена между наружной *1* и внутренней *3* трубками и имеет проточку, образующую винтовой канал охлаждения. Поток воды, поступающий через входной патрубок *16*, закручивается и отбрасывается к внутренней стенке наружной трубки. В результате исключается возможность образования паровых подушек.

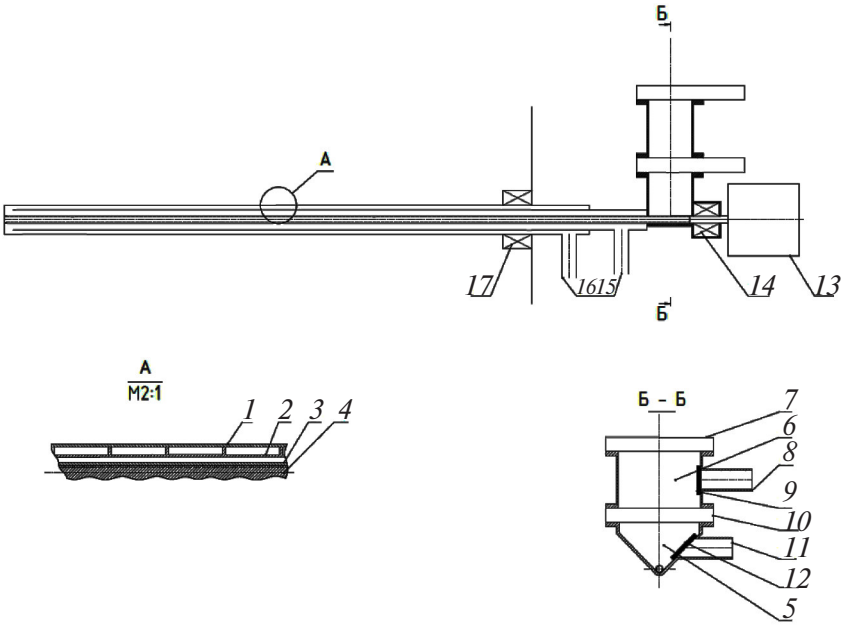


Рис. 3. Механизм подачи порошка: *1*, *2*, *3* – соответственно наружная, средняя и внутренняя трубки водяного охлаждения; *4* – шнек; *5*, *6* – соответственно рабочий и шлюзовой бункеры загрузочного устройства; *7*, *10* – соответственно входной и шлюзовой вакуумные затворы; *8*, *11* – патрубки откачки; *9*, *12* – входные фильтры из пористого железа; *13* – электропривод; *14* – уплотнение; *15*, *16* – соответственно выходной и входной патрубки; *17* – вакуумное уплотнение

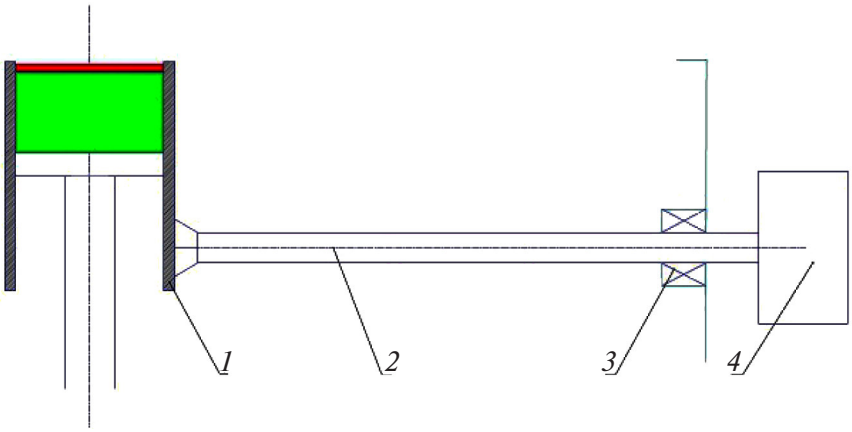


Рис. 4. Механизм вибраций: *1* – корпус; *2* – волновод; *3* – вакуумное уплотнение; *4* – генерирующий динамик

Поэтому конструкция выдерживает прямое попадание электронных и ионных пучков. Обратно вода возвращается по каналу, образованному трубками *2* и *3*, и выводится через патрубок *15*. Загрузочное устройство состоит из двух бункеров – рабочего *5* и шлюзового *6*, разделенных вакуумными затворами – шлюзовым *10* и входным *7*. Откачка бункеров производится через патрубки *11* и *8*. На входе в патрубки установлены фильтры из пористого железа *9* и *12*, которые исключают попадание гранул в систему откачки. Количество механизмов на установке – 6.

Механизм вибраций. Механизм вибраций, представленный на рис. 4, предназначен для равномерного распределения слоя порошка по поверхности синтезируемого изделия. Дополнительно механизм вибраций обеспечивает вращение гранул порошка относительно своей оси в хаотическом порядке, что позволяет осуществить равномерную обработку ионами всей их поверхности.

Вибрации с частотой 20–30 кГц генерируются динамиком *4* (магнитострикционным или пьезокерамическим) и передаются по волноводу *2* на корпус *1*. Волновод проходит через вакуумное уплотнение *3*. Количество механизмов в установке – 2.

Нож. Установка оснащена двумя ножами, которые предназначены для выравнивания и фиксации порошка в занятом ими положении (рис. 5). Нож *1* защищен от попадания на него электронного луча механизмом подачи *3* порошка и в нейтральном положении находится между ним и тиглем *2* для выпаривания слитка.

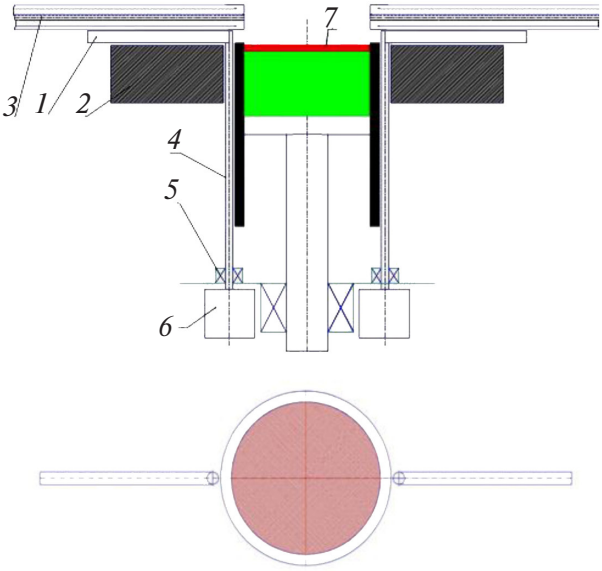


Рис. 5. Нож: *1* – нож; *2* – тигель; *3* – механизм подачи порошка; *4* – шток; *5* – уплотнение; *6* – электрический привод; *7* – порошок

Выравнивание порошка *7* происходит при вращении ножа вокруг оси штока *4*, который приводится во вращение электрическим приводом *6*. Шток вводится в камеру через уплотнение *5*.

Система электронно-лучевого напыления. Система предназначена для формирования металлических и керамических слоев в процессе синтеза изделия. В состав системы напыления входят: вторая ЭЛП; тигельный узел со щелями под определенным углом. Испаряемый электронной пушкой слиток подается вертикально.

Алгоритм процесса напыления следующий:

подается ток смещения, в результате чего луч располагается в центре очередной концентрической щели;

производится сканирование луча вдоль концентрического отрезка размерами в щель;

луч переключается на следующую щель.

Время переключения с одной щели на другую, как правило, не превышает 10 микросекунд, а время сканирования щели – 10 миллисекунд. Учитывая большую инерционность теплового процесса испарения и низкую скорость диффузионного распространения паров для каждой отдельно взятой щели, отсутствие луча в течение десятков миллисекунд не будет заметным, процесс будет протекать так же, как при постоянном действии луча. Пары испаряемого вещества поднимаются по щели к выходу из нее. Часть паров конденсируется на стенках щели, но не могут ее перекрыть полностью, так как «лишнее» напыление очищается электронным лучом, т.е. расплавляется и стекает обратно в ванну расплава, а частично вновь испаряется. Таким образом, поверхность щели покрыта тонким слоем жидкого выпариваемого вещества. Поток паров, двигаясь навстречу электронному лучу, ионизируется. Размеры щели (глубина и ширина) и параметры электронного луча рассчитаны такими, что из щели выходят практически полностью ионизированные пары. Заряд ионов положительный. В результате они притягиваются отрицательным потенциалом, который подается на синтезируемое изделие, и входят в его состав.

Часть щелей остаются пустыми. Они служат для получения необходимых ионов из газов. Например, из кислорода O_2, водорода H_2, азота N_2, аргона Ar, гелия He и из многокомпонентных газов, таких, как углекислый газ CO_2, фтористый бор BF_3, тетрафторид кремния SiF_4, фторид фосфора PF_5 и др. В основании щелей располагаются отверстия для дозируемого напуска газов, которые, проходя через щель навстречу электронному лучу, будут ионизироваться и притягиваться отрицательно заряженной подложкой синтезируемого изделия.

Тигельный узел. Тигельный узел, представленный на рис. 6, состоит из набора тиглей двух типов:

паровых тиглей *1*, предназначенных для получения ионов из паров испаряемого вещества;

газовых тиглей *2*, предназначенных для получения ионов из подаваемых в них газов.

Каждый тигель монтируется на тигельную доску в концентрическом порядке. Общее количество тиглей соответствует поставленной технологической задаче и может изменяться от 1 до 30. Порядок установки тиглей может быть любым. Например, газовый тигель может быть установлен между паровыми, так как в плазме могут образовываться новые соединения, которые будут напыляться на подложку и входить в состав изделия.

Габаритные размеры и конфигурация обоих типов тиглей одинаковые. Тигли представляют собой сегменты, занимающие угол 60° и собранные в радиальном направлении в стопку. Установка оснащена 18 тиглями.

В каждом секторе, занимающем угол 60°, могут быть установлены тигли различных типов. Такая возможность предусмотрена для случая, когда возникнет необходимость получения молекул, образование которых возможно только в

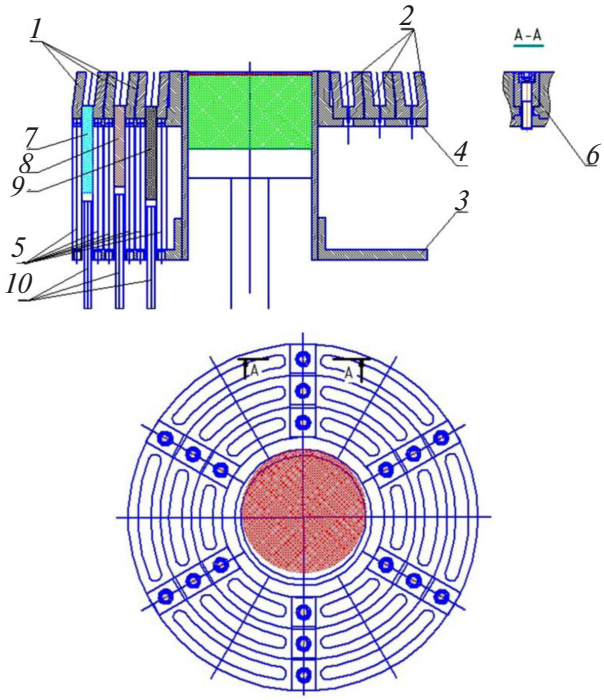


Рис. 6. Тигельный узел: *1* – паровые тигли; *2* – газовые тигли; *3*, *4* – соответственно верхняя и нижняя плиты тигельной платформы; *5* – соединительные стержни; *6*, *7* – центрирующие фланцы; *8*, *9*, *10* – сегменты испаряемых элементов; *11* – толкатели; *12* – прямоугольные вкладыши

плазме (например, нитрид титана). В результате более сложные молекулы будут высаживаться на подложку и входить в состав синтезируемого вещества.

Тигли собраны на тигельной платформе, состоящей из верхней *3* и нижней *4* плит. Плиты соединены между собой стержнями *5* и центрируются относительно корпуса синтезируемого вещества соответственно на фланцах *6* и *7*. Стержни *5* одновременно являются и направляющими для подачи сегментов испаряемых элементов *8*, *9*, *10*. Сегменты выпариваемых веществ подаются толкателями *11*. Тигли крепятся к верней тигельной плите прямоугольными вкладышами *12* (сечение А-А).

Конструкция водоохлаждаемых каналов тиглей исключает образование паровых подушек. В результате тигли не боятся прямого воздействия на их поверхность электронных и ионных пучков.

Модификация поверхности слоя. Модификация поверхности слоя по заданному программно сечению осуществляется с помощью дуаплазматрона. При достаточно высоких скоростях сканирования ионным пучком расплавления слоя не происходит. Ионы большой энергии чисто механически глубоко внедряются в поверхность синтезируемого изделия. Получаемый эффект обусловлен тем, что энергия ионов равна $1{,}5 \cdot 10^5$ эВ, а энергия связи атомов в веществе составляет порядка 5 эВ.

При этом ионы, имея массу того же порядка, что и атомы вещества, не просто смещают их, а вбивают в потенциальные ямы. Физическое состояние этих атомов описывается уравнением Шредингера. Высота стенок ямы такова, что ни одно из известных веществ не обладает достаточным химическим потенциалом, чтобы извлечь этот атом из такой ямы и вступить с ним в реакцию. Поэтому модифицированный слой является абсолютно химически стойким. Отсюда следуют и его остальные уникальные физико-механические свойства. Разрушить это состояние термическим воздействием невозможно, потому что теплового импульса атома не достаточно, чтобы преодолеть возникающий потенциальный барьер. Интересно исследовать температуру плавления модифицированного вещества – она может оказаться выше, чем температура плавления аналогичного вещества с таким же химическим составом.

Рассмотрим более подробно сам процесс локальной модификации материала изделия. При диаметре кроссовера 1 мкм и глубине модифицированного слоя 0,1 мкм за 10 проходов ионного луча мы получаем нить диаметром в 1 мкм модифицированного материала непосредственно в процессе формирования слоя. Из таких нитей можно формировать решетку, пространственные фигуры и т. д. Синтезируемое вещество будет армировано алмазоподобными волокнами. Скорость формирования такой нити можно определить исходя из следующих соображений:

необходимый флюенс составляет 10^{19} ионов/см^2;

ток дуаплазматрона – порядка 0,1 А (то есть 10^{18} ионов/с).

Следовательно, при ширине линии в 1 мкм за одну секунду можно пройти отрезок длиной 10 метров или сформировать нить диаметром в 1 мкм и длиной 1 метр. Следует отметить, что получить такой материал известными способами невозможно.

При необходимости на установке можно расположить еще 4 дуаплазматрона. Дуаплазматрон с осцилляцией электронов содержит следующие элементы: полый катод *1* с косвенным нагревом (нагреватель *2*) промежуточные электроды, ка-

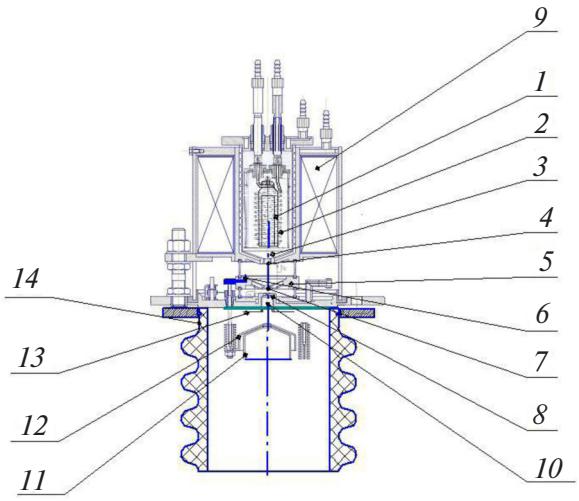


Рис. 7. Схема дуаплазматрона с осцилляцией электронов: *1* – катод; *2* – нагреватель; *3* – металлическая поверхность; *4* – катодная камера; *5* – промежуточный электрод; *6*, *7* – отверстия в промежуточном электроде; *8* – электрод; *9* – электромагнит; *10* – раздаточная чаша электрода; *11* – анод; *12*, *13* – регулирующие электроды; *14* – изолятор

тушка электромагнита, регулирующий электрод, анод, патрубок подачи рабочего газа (рис. 7).

При нагреве катода *1* до высокой температуры нагревателем *2* происходит термоэлектронная эмиссия, в результате которой образуются электронное облако и плазма, возникает двойной электрический слой между плазмой и окружающей её металлической поверхностью *3*, находящейся под потенциалом катода. Через отверстие катодной камеры *4* промежуточным электродом *5*, который находится под небольшим положительным потенциалом 10–15 В относительно катода, электроны вытягиваются и ускоряются.

Ускоренные электроны ионизируют рабочий газ, который подается через отверстие *6* в промежуточном электроде *5*, теряют свою энергию и попадают на поверхность этого электрода. Электроны, которые не столкнулись с атомами, пролетают через отверстие *7* в электроде *5*, отражаются электродом *8*, находящимся под отрицательным потенциалом относительно электрода *5*, и летят в обратную сторону. Электроны и образовавшаяся плазма удерживаются на оси при помощи как электростатических линз, образующихся поверхностями электродов, так и магнитным полем от электромагнита *9*.

Полученный электронно-плазменный шнур фокусируется на малом отверстии промежуточного электрода *5*. Давление в катодной части дуаплазматрона составляет 10^{-1} мм рт.ст., в рабочей камере установки – 10^{-5} мм рт.ст. Из-за разности давлений в дуаплазматроне и рабочем объеме плазма из шнура выталкивается в раздаточную чашу *10* электрода *8*. Ионы вытягиваются и ускоряются из плазмы анодом *11*. Электрод *12* регулирует ионный ток и осуществляет предварительную фокусировку ионов в пучок. Электрод *13* играет роль электрода Венельта. С помощью него можно оперативно включать и отключать ток ионов. Дуаплазматрон установлен на изоляторе *14*.

Система фокусировки дуаплазматрона. Пучки заряженных частиц запоминают все аберрации, которые вносятся в них при прохождении различных оптических систем. Данная система (рис. 8) включает в себя квадруплет из совмещенных секступоль-октупольных линз *1*, которые вносят в пучок геометрические и хроматические аберрации с отрицательным знаком. При прохождении через квадруплет Дымникова *2* из квадрупольных линз аберрации, внесенные этим

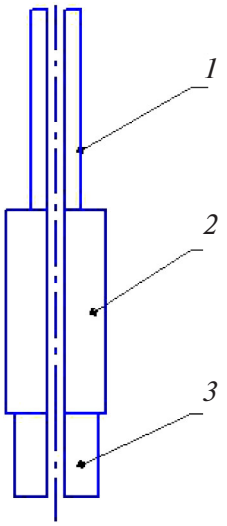


Рис. 8. Система фокусировки дуаплазматрона:
1 – квадруплет из совмещенных секступоль – октупольных линз;
2 – квадруплет Дымникова из квадрупольных линз;
3 – отклоняющая система

кваруплетом, будут скомпенсированы предварительно внесенными аберрациями.

Квадруплет Дымникова (или «русский квадруплет») является полным аналогом аксиально симметричных линз, но вносимые им аберрации, во-первых, гораздо меньше, а во-вторых, могут быть полностью скомпенсированы квадруплетом из секступоль-октупольных линз. В результате диаметр кроссовера ионного пучка можно довести до значения в 1 микрон. Отклонение пучка с целью наведения в нужную точку и его сканирование с необходимой скоростью производится отклоняющей системой *3*. Эта система конструктивно отличается от аналогичной системы, применяемой в ЭЛП, и состоит из двух неявнополюсных дипольных линз, практически не вносящих аберраций в пучок, т. е. она безаберрационная и не приводит к увеличению диаметра кроссовера.

Выводы

Предложен новый подход к получению порошковых и композиционных изделий различного химического состава с программируемой структурой по гибридной технологии, включающей методы послойного электронно-лучевого

плавления/спекания, вакуумной пайки, электронно-лучевого напыления, ионно-имплантационной модификации поверхности порошка с использованием источника высокоэнергетических ионов.

Разработана конструкция специализированной установки для реализации гибридной технологии. Предложены оригинальные конструкторские решения механизмов подачи порошка, вибраций, ножа, которые могут быть использованы в различном оборудовании послойного синтеза изделий.

Разработана новая конструкция тигельного узла системы электронно-лучевого напыления, включающая не только концентрические щели для подачи слитков, но и щели для получения необходимых ионов из газов (кислород, водород, азот, углекислый газ, фтористый бор, тетрафторид кремния и др.).

Предложена схема электронно-лучевого напыления «сверху вниз», которая по сравнению с существующей схемой «снизу вверх» обеспечивает следующие преимущества:

коэффициент использования напыляемого материала – 30–90 % (вместо 3–7 %);

приведенная длина загрузки 5–10 м;

толщина напыляемого слоя – от 0 до 100 %, управляемая как вдоль оси изделия, так и в его азимутальном направлении;

адгезия напыленного слоя к подложке на несколько порядков выше.

Система фокусировки дуаплазматрона обеспечивает диаметр кроссовера ионного пучка 1 микрон, что предоставляет принципиально новые технологические возможности для получения изделий с высокой размерной точностью волокон композиционных изделий.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Герман Рендалл М.** Порошковая металлургия от А до Я: Учебно-справочное руководство / Пер. с англ. О.В. Падалко и Г.А. Либенсон. Москва: ИД Интеллект, 2009. 336 с.

2. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А.** Технология послойного электронно-лучевого синтеза порошковых изделий в вакууме // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 8. С. 40–45.

3. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А., Копаев В.Н.** Особенности моделирования процесса послойного синтеза изделий электронным лучом // Журнал технической физики. 2015. Т. 85. № 11. С. 91–96.

4. **Соколов Ю.А., Кондратьев С.Ю., Лукьянов А.А.** Получение изделий из композиционных материалов методом электронно-лучевого синтеза и исследование их свойств // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 2. С. 35–41.

5. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А.** Алгоритм и технологические процессы синтеза порошковых деталей электронным лучом в вакууме // Технология машиностроения. 2015. № 1. С. 11–16.

6. **Либенсон Г.А., Лопатин В.Ю., Комарницкий Г.В.** Процессы порошковой металлургии: В 2-х томах. Т.2. Формование и спекание. Москва: Изд-во МИСИС, 2002. 320 с.

7. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю, Кокорин В.Н.** Прессование гетерофазных увлажненных порошковых металлических смесей для повышения качества высокоплотных заготовок с использованием метода интенсивного уплотнения // Справочник. Инженерный журнал. 2011. № 6. С. 12–16.

8. **Рудской А.И., Кокорин В.Н., Кондратьев С.Ю., Филимонов В.И., Кокорин А.В.** Прессование гетерофазных увлажненных железных порошков при использовании метода интенсивного уплотнения // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2013. № 5 (23). С. 13–20.

9. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Кокорин В.Н., Сизов Н.А.** Исследование процесса уплотнения при ультразвуковом воздействии на увлажненную порошковую среду // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. №178. С. 148–155.

10. **Kondrat'ev S.Y., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimization of the parameters of the surface-hardened layer in laser quenching of components // Welding International. 2012. Т. 26. № 8. P. 629–632.

11. **Кондратьев С.Ю., Горынин В.И., Попов В.О.** Оптимизация параметров поверхностно-упрочненного слоя при лазерной закалке деталей // Сварочное производство. 2011. № 3. С. 11–15.

12. **Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А., Копаев В.Н.** Исследование движения расплавленной гранулы по поверхности формируемого изделия в процессе электронно-лучевого синтеза изделий // Металлообработка. 2014. № 1 (79). С. 27–31.

13. **Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю.** Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов / Федеральное агентство по образованию. Санкт-Петербургский гос. политехнический ун-т. СПб., 2006. 363 с.

14. **Кондратьев С.Ю.** Механические свойства металлов: Учебное пособие / М-во образования и науки Российской Федерации. Санкт-Петербургский гос. политехнический ун-т. СПб., 2011. 128 с.

15. **Мусиенко В.Т.** Закономерности образования гранул при центробежном распылении вращающейся заготовки. В кн.: Металлургия гранул. М.: ВИЛС, 1983. Вып. 1. С. 41–48.

16. **Орлов В.К.** К расчёту скоростей охлаждения капель распылённого металла в газовой среде. В кн.: Металлургия гранул. М.: ВИЛС, 1983. Вып. 1. С. 67–77.

REFERENCES

1. **German Rendall M.** Poroshkovaya metallurgiya ot A do Ya. Uchebno-spravochnoye rukovodstvo [Powder metallurgy from A to Y. Educational reference guide] / Per. s angl. O.V. Padalko i G.A. Libenson. Moskva: ID Intellekt, 2009. 336 s. (rus.)

2. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A.** Tekhnologiya posloynogo elektronno-luchevogo sinteza poroshkovykh izdeliy v vakuume [Technology of layer-by-layer electron beam synthesis of powder products in vacuum]. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2014. № 8. S. 40–45. (rus.)

3. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A., Kopayev V.N.** Osobennosti modelirovaniya protsessa posloynogo sinteza izdeliy elektronnym luchom [Features of modeling of process of layer-by-layer synthesis of products electronic beam]. *Zhurnal tekhnicheskoy fiziki*. 2015. T. 85. № 11. S. 91–96. (rus.)

4. **Sokolov Yu.A., Kondratyev S.Yu., Lukyanov A.A.** Polucheniye izdeliy iz kompozitsionnykh materialov metodom elektronno-luchevogo sinteza i issledovaniye ikh svoystv [Receiving products from composite materials by method of electron beam synthesis and research of their properties]. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2015. № 2. S. 35–41. (rus.)

5. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A.** Algoritm i tekhnologicheskiye protsessy sinteza poroshkovykh detaley elektronnym luchom v vakuume [Algorithm and technological processes of synthesis of powder details an electronic beam in vacuum]. *Tekhnologiya mashinostroyeniya*. 2015. № 1. S. 11–16. (rus.)

6. **Libenson G.A., Lopatin V.Yu., Komarnitskiy G.V.** Protsessy poroshkovoy metallurgii. [Processes of powder metallurgy]: V 2-kh tomakh. T.2. Formovaniye i spekaniye. Moskva: Izd-vo MISIS, 2002. 320 s. (rus.)

7. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu, Kokorin V.N.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh poroshkovykh metallicheskikh smesey dlya povysheniya kachestva vysokoplotnykh zagotovok s ispolzovaniyem metoda intensivnogo uplotneniya [Pressing of the heterophase moistened powder metal mixes for improvement of quality of high density preparations with use of a method of intensive consolidation]. *Spravochnik. Inzhenernyy zhurnal*. 2011. № 6. S. 12–16. (rus.)

8. **Rudskoy A.I., Kokorin V.N., Kondratyev S.Yu., Filimonov V.I., Kokorin A.V.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh zheleznykh poroshkov pri ispolzovanii metoda intensivnogo uplotneniya [Pressing of the heterophase moistened iron powders when using a method of intensive consolidation]. *Naukoyemkiye tekhnologii v mashinostroyenii*. 2013. № 5 (23). S. 13–20. (rus.)

9. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Kokorin V.N., Sizov N.A.** Issledovaniye protsessa uplotneniya pri ultrazvukovom vozdeystvii na uvlazhnennuyu poroshkovuyu sredu [Research of process of consolidation at ultrasonic impact on the humidified powder environment]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. № 178. S. 148–155. (rus.)

10. **Kondrat’ev S.Y., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimization of the parameters of the surface-hardened layer in laser quenching of components. *Welding International*. 2012. T. 26. № 8. P. 629–632.

11. **Kondratyev S.Yu., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimizatsiya parametrov poverkhnostno-uprochnennogo sloya pri lazernoy zakalke detaley [Optimization of parameters of the superficial strengthened layer at laser training of details]. *Svarochnoye proizvodstvo*. 2011. № 3. S. 11–15. (rus.)

12. **Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A., Kopayev V.N.** Issledovaniye dvizheniya rasplavlennoy granuly po poverkhnosti formiruyemogo izdeliya v protsesse elektronno-luchevogo sinteza izdeliy [Research of the movement of the melted granule on a surface of the formed product in the course of electron beam synthesis of products]. *Metalloobrabotka*. 2014. № 1 (79). S. 27–31. (rus.)

13. **Kolbasnikov N.G., Kondratyev S.Yu.** Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov [Structure. Entropy. Phase transformations and properties of metals] / Federalnoye agentstvo po obrazovaniyu. Sankt-Peterburgskiy gos. politekhnicheskiy un-t. SPb, 2006. 363 s. (rus.)

14. **Kondratyev S.Yu.** Mekhanicheskiye svoystva metallov: uchebnoye posobiye. [Mechanical properties of metals] / M-vo obrazovaniya i nauki Rossiyskoy Federatsii. Sankt-Peterburgskiy gos. politekhnicheskiy un-t. SPb, 2011. 128 s. (rus.)

15. **Musiyenko V.T.** Zakonomernosti obrazovaniya granul pri tsentrobezhnom raspylenii vrashchayushcheysya zagotovki [Regularities of formation of granules at centrifugal dispersion of the rotating preparation]. V kn. : *Metallurgiya granul*. M.: VILS, 1983. Vyp. 1. S. 41–48.

16. **Orlov V.K.** K raschetu skorostey okhlazhdeniya kapel raspylennogo metalla v gazovoy srede [To calculation of speeds of cooling of drops of the sprayed metal in the gas environment]. V kn.: *Metallurgiya granul.* M.: VILS, 1983. Vyp. 1. S. 67–77. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

РУДСКОЙ Андрей Иванович – доктор технических наук член-корреспондент РАН, ректор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: rector@spbstu.ru

RUDSKOY Andrey I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: rector@spbstu.ru

СОКОЛОВ Юрий Алексеевич – кандидат технических наук главный конструктор ООО «НТК Электромеханика».
172386, ул. Заводское шоссе, 2, г. Ржев, Россия.
E-mail: s5577@inbox.ru

SOKOLOV Yurii A. – “Electromechanica”.
2, Zavodskoe shosse, Rzhev city Tver region, Russia, 172386.
E-mail: s5577@inbox.ru

ПАВЛУШИН Николай Викторович – начальник Центра научных исследований и технического обслуживания вакуумной техники ГП НПКГ «Зоря» – «Машпроект».
Украина, 54018, г. Николаев, пр. Октябрьский 42-а.
E-mail: nvpavlushin@itenterprise.net

PAVLUSHIN Nikolay V. – SE Research and Production Complex “Zorya”-”Mashproekt”.
Ukraine, 54018, Nikolaev, etc.. The October 42-a.
E-mail: nvpavlushin@itenterprise.net

DOI 10.5862/JEST.238.9
УДК 669.046 : 536.45 : 533.9

Г.В. Галевский, В.В. Руднева, А.К. Гарбузова, К.А. Ефимова

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ БОРИДО- И КАРБИДООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ПЕРЕРАБОТКЕ ТИТАНСОДЕРЖАЩЕГО СЫРЬЯ В ПЛАЗМЕННОМ РЕАКТОРЕ

G.V. Galevsky, V.V. Rudneva, A.K. Garbuzova, K.A. Efimova

MODELING BORIDE AND CARBIDE FORMATION IN THE PROCESSING OF TITANIUM-CONTAINING RAW MATERIALS IN A PLASMA REACTOR

Разработаны комплексные многофакторные математические модели процессов боридо- и карбидообразования при плазменной переработке титан-бор-углеродсодержащего сырья и компьютерные программы для их реализации. Модели имеют блочную структуру и позволяют рассчитывать процессы плазмогенерации, движения и теплообмена сырьевого и плазменного потоков, нагрева, плавления и испарения сырья, его борирования, карбидизации и формирования дисперсных продуктов. Подмодель «Испарение сырья» описывает взаимодействие плазменного и сырьевого потоков, включает блоки задания начальных условий и изменения гидродинамических и тепловых условий. Подмодель «Борирование, карбидизация сырья и формирование частиц» включает блоки изменения технологических условий и формирования нанодисперсного продукта. Компьютерные программы позволяют осуществлять многовариантные исследовательские и инженерные расчеты параметров эффективной переработки в борид и карбид титансодержащих сырьевых материалов и анализ параметрической чувствительности процессов боридо- и карбидообразования.

МОДЕЛИРОВАНИЕ; БОРИДЫ; КАРБИДЫ; ТИТАН; НАНОПОРОШКИ; БОРИДООБРАЗОВАНИЕ; КАРБИДООБРАЗОВАНИЕ.

Complex multi-factor mathematical models of boride and carbide formation for plasma processing of titan-boron-carbonaceous raw materials and computer programs for implementing them are developed. Models have a block structure and allow to simulate processes of plasma generation, the movement and heat exchange of raw and plasma streams, heating, melting and evaporation of raw materials, its boration and carbonization and formation of disperse products. The "evaporation of raw materials" submodel describes the interaction of plasma flows and commodity units and includes the initial conditions and the outcome variables of hydrodynamic and thermal conditions. The "boration, carbonization of raw materials and particle formation" submodel includes units for changing process conditions and forming nanosized products. Computer programs allow to perform multiple research and engineering calculations of parameters of effective processing of titaniferous raw materials in boride and carbide and the analysis of parametrical sensitivity of the processes of boride and carbide formation.

MODELING; BORIDES; CARBIDES; TITANIUM; NANO-POWDERS; FORMATION OF BORIDE; FORMATION OF CARBIDE.

Введение

Соединения титана – борид TiB_2 и карбид TiC – относятся к группе синтетических сверхтвердых, тугоплавких, жаропрочных материалов, востребованных для производства металлообрабатывающего инструмента, защитных покрытий и карбидосталей. Производство в наносостоянии открывает новые перспективы их применения для модифицирования сплавов различного со-

става и назначения, формирования гальванических композиционных покрытий, создания материалов специального назначения (пасты для смачиваемых электродов, легирующие компоненты поликристаллических алмазов и др.) [1–7].

Сопоставление различных технологий получения порошков соединений титана свидетельствует о том, что для достижения наноуровня в первую очередь востребованы технологии, основанные на применении высококонцентрированных энергетических потоков для газификации сырья и формирования целевого продукта при объемной конденсации из газовой фазы. Среди подобных технологий плазменный способ отличается сравнительной простотой реализации и является наиболее изученным и конкурентоспособным.

Процессы плазменного синтеза борида и карбида титана условно можно подразделить на три стадии: 1) эволюцию исходного сырья, включающую его движение в потоке газа-теплоносителя, нагрев и фазовые переходы; 2) химические реакции, т. е. сам синтез; 3) формирование дисперсного продукта (конденсация, коалесценция, кристаллизация, коагуляция). На протекание первой стадии существенные ограничения накладывают высокие скорости движения реагирующих сред, достигающие в каналах трехструйных прямоточных реакторов в зависимости от рабочих параметров плазмотронов 30–60 м/с и тем самым способствующие сокращению времени пребывания сырья при температурах перехода его в паровую фазу (10^{-4}–10^{-5} с). Вторая стадия синтеза гипотетически может быть описана уравнениями вида

$$Ti_{пар} + HCN_{газ} \rightarrow TiC_{тверд} + H_2 + N_2; \quad (1)$$

$$Ti_{распл} + B_nH_{m\ газ} \rightarrow [Ti - B]_{распл} + H_2 \quad (2)$$

$$[Ti - B]_{распл} \rightarrow TiB_{2\ тверд}. \quad (3)$$

Для оценки эффективности реакций карбидо- и боридообразования необходимо проведение их кинетического анализа. Однако в этом случае применение методов классической химической кинетики ограничено, поскольку они не учитывают особенностей синтеза в условиях химически активного плазменного потока: необходимости совместного решения уравнений химической кинетики и газодинамики, турбулентности струй, влияния конденсированной фазы. В настоящее время из-за отсутствия надежных кинетических данных, трудоемкости экспериментального исследования и практической невозможности получения точных кинетических констант задача описания кинетики химических реакций с участием конденсированных фаз, протекающих в турбулентных плазменных потоках, не может быть решена корректно. Аналитическое описание третьей стадии, обеспечивающее количественные прогнозы дисперсности получаемых нанопродуктов, может быть основано на модели формирования целевого нанодисперсного продукта путем превращения пересыщенного однокомпонентного пара в дисперсный конденсат с последующей эволюцией его дисперсного состава сначала путем жидкокапельной коалесценции, а затем – агрегативной коагуляции. При этом объемная конденсация может быть описана с помощью уравнения Сцилларда–Фаркаша, но значительно упрощенного ввиду теоретической и экспериментальной неопределимости целого ряда входящих в него коэффициентов и адаптированного к системе без химических взаимодействий с пространственно однородными условиями, т. е. далекими от реальных. Это обстоятельство вообще ставит под сомнение достоверность результатов прогнозирования дисперсности твердых частиц конденсационного происхождения и ограничивает технологическую целесообразность реализации такого подхода.

Цель и методология

Целями настоящей работы являются:

построение комплексных многофакторных математических моделей процессов карбидо- и боридообразования, протекающих при плазменной переработке титансодержащего сырья;

разработка компьютерной программы, реализующей модели процессов плазменного синтеза и позволяющей осуществлять многовариантные инженерные и исследовательские расчеты параметров эффективного борирования и эффективной карбидизации первичного и вторичного титансодержащего сырья.

С учетом идеи прерывности, имеющей большое значение при построении моделей сложных металлургических систем и на основе которой сложные системы поддаются описанию как закономерно составленные из более простых частей, предложена следующая структура моделей процессов боридо- и карбидообразования при

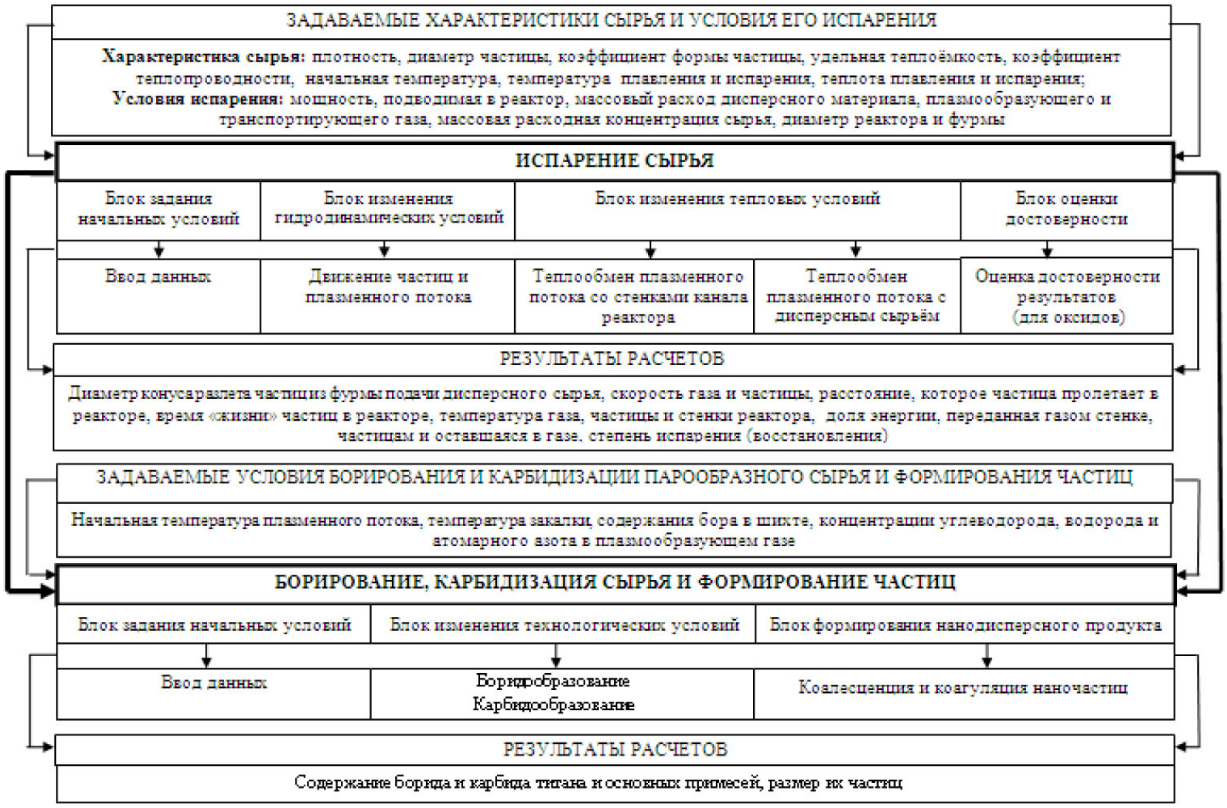


Рис. 1. Математические модели процессов боридо- и карбидообразования при плазменном синтезе

плазменном синтезе (рис. 1), интегрирующая две подмодели: 1 – «Испарение сырья»; 2 – «Борирование, карбидизация сырья и формирование частиц».

Плодотворность такого подхода подтверждена в процессе разработки моделей карбидо- и боридообразования при переработке в условиях плазменного потока кремний- и хромсодержащего сырья [8–11].

Подмодель «Испарение сырья»: структура, особенности, результаты моделирования

Подмодель «Испарение сырья» описывает взаимодействие плазменного и сырьевого потоков. Подмодель включает четыре блока:

блок задания начальных условий;

блок изменения гидродинамических условий, описывающий движение частиц и плазменного потока (уравнения: диаметра конуса разлета частиц из фурмы подачи дисперсного сырья; движения частиц; неразрывности потока; расстояния, пролетаемого частицей в реакторе);

блок изменения тепловых условий, описывающий теплообмен плазменного потока со стенками канала реактора (уравнения: теплофизических свойств газа при среднемассовой температуре потока и температуре частицы; баланса тепла для реактора; баланса тепла для газа; теплового потока от плазмы к стенке реактора) и теплообмен плазменного потока с дисперсным сырьем (уравнения: коэффициента межкомпонентного теплообмена, баланса тепла для дисперсного материала, степени испарения);

блок оценки достоверности результатов плазменной обработки оксидного сырья, основанный на обобщающем положении о лимитировании процессов плазменного восстановления степенью перехода сырья в газовую фазу и на экспериментальном определении степени восстановления по составу газовой фазы.

При моделировании приняты следующие допущения, начальные и граничные условия. Начальное сечение реактора $x = 0$ соответствует точке соударения плазменных струй и сырьевого потока; температура и скорость плазменного

потока в поперечном сечении реактора одинаковы и равны среднемассовой; частицы монодисперсны, имеют температуру, равную их среднемассовой, распределены равномерно по поперечному сечению реактора, не сталкиваются друг с другом и со стенками реактора. Начальные условия при $x = 0$; начальная ($\tau = 0$) температура частицы равна 300 K; количество тепла, переданное частице в момент времени $\tau = 0$, равно 0. Граничные условия: диаметр реактора постоянен; температура плазмы больше температуры частицы, температуры плавления и испарения перерабатываемых материалов – заданные величины.

Отличительной особенностью подмодели является использование для отображения теплообмена плазменного потока со стенками канала реактора расчетной зависимости, полученной авторами для реальных условий образования борида и карбида титана в плазменном реакторе (промышленный уровень мощности реактора – 150 кВт; трехструйный вариант камеры смешения с углом наклона плазменных струй 30°, обеспечивающий вынужденную турбулизацию плазменного потока; футеровка канала реактора имеет толщину 0,005 м из диоксида циркония и снижает теплоотдачу от плазменного потока на 20 %; в плазменный поток, разнообразный по фазовому составу, дисперсности и теплофизическим свойствам, вводится высокодисперсное сырье (титан, оксид титана, бор, пиролитический углерод); расходная массовая концентрация высокодисперсного сырья (0,12 кг/кг) близка к максимальной и снижает теплоотдачу от плазменного потока на 15 %). Уравнение имеет вид

$$\mathrm{St} = (0{,}672 \pm 0{,}155)\,\mathrm{Re}_{f,x}^{-0{,}425\pm0{,}081}\,\mathrm{Pr}_{f,x}^{-0{,}05}, \qquad (4)$$

где St, Re и Pr – числа Стентона, Рейнольдса и Прандтля; x и f – индексы, соответствующие среднемассовой температуре потока и осевой координате.

Моделирование обеспечивает при заданных характеристиках сырья, геометрических характеристиках и параметрах работы реактора расчет следующих величин: расстояния, которое частица пролетает в реакторе; продолжительности «жизни» частиц; температуры плазменного потока, частицы и стенки канала реактора; скоростей плазменного потока и частицы; степени испарения частиц; долей энергии, переданных газом стенке реактора, частицам и оставшейся в потоке.

Для прогнозирования характеристик сырья, предлагаемого к использованию при плазменном синтезе борида и карбида титана, и оценки гидродинамических и энергетических режимов его эффективной переработки проведено модельно-математическое исследование влияния на степень испарения начальной температуры плазменного потока, крупности сырья и массовой расходной концентрации.

Степень плазменного испарения бор- и титансодержащего дисперсного сырья определяется такими факторами, как энергетические и гидродинамические характеристики плазменного потока, крупность частиц, их теплофизические свойства, массовая расходная концентрация. Исследования проводились для следующего режима работы трехструйного реактора: массовый расход плазмообразующего газа (азота) – $9\cdot10^{-3}$ кг/с; подведенная к камере смешения мощность – 75 кВт. Результаты исследования приведены на рис. 2.

При использовании в качестве сырья порошка металлического титана оптимальное сочетание теплофизических характеристик (в первую очередь – коэффициента теплопроводности, теплоты плавления и испарения) обусловливает возможность переработки с приемлемой (0,10 – 0,14 кг/кг) для технологического процесса расходной концентрацией частиц крупностью 5–10 мкм. При этом тепловой КПД потока для частиц крупностью 5 мкм достигает 0,20. Установленные закономерности не зависят от начальной скорости частиц при изменении ее в пределах 1–3 м/с. Рабочие параметры реактора обеспечивают полное испарение частиц диоксида титана крупностью от 3 до 5 мкм, причем взаимодействие частиц с потоком происходит в условиях сопоставимых скоростей, составляющих для частиц размером 3 мкм 32–60 м/с, а для частиц 5 мкм – 28–55 м/с за время соответственно $15\cdot10^{-5}$–$18\cdot10^{-5}$ и $54\cdot10^{-5}$–$85\cdot10^{-5}$ с.

Следует отметить, что увеличение до определенного уровня массовой расходной концентрации диоксида не влияет на степень его испарения. Максимальная расходная концентрация, при которой возможна полная переработка TiO_2, составляет 0,12 кг/кг для частиц крупностью 5 мкм и 0,14 кг/кг – для 3 мкм. При этом оптимальная загрузка реактора поз-

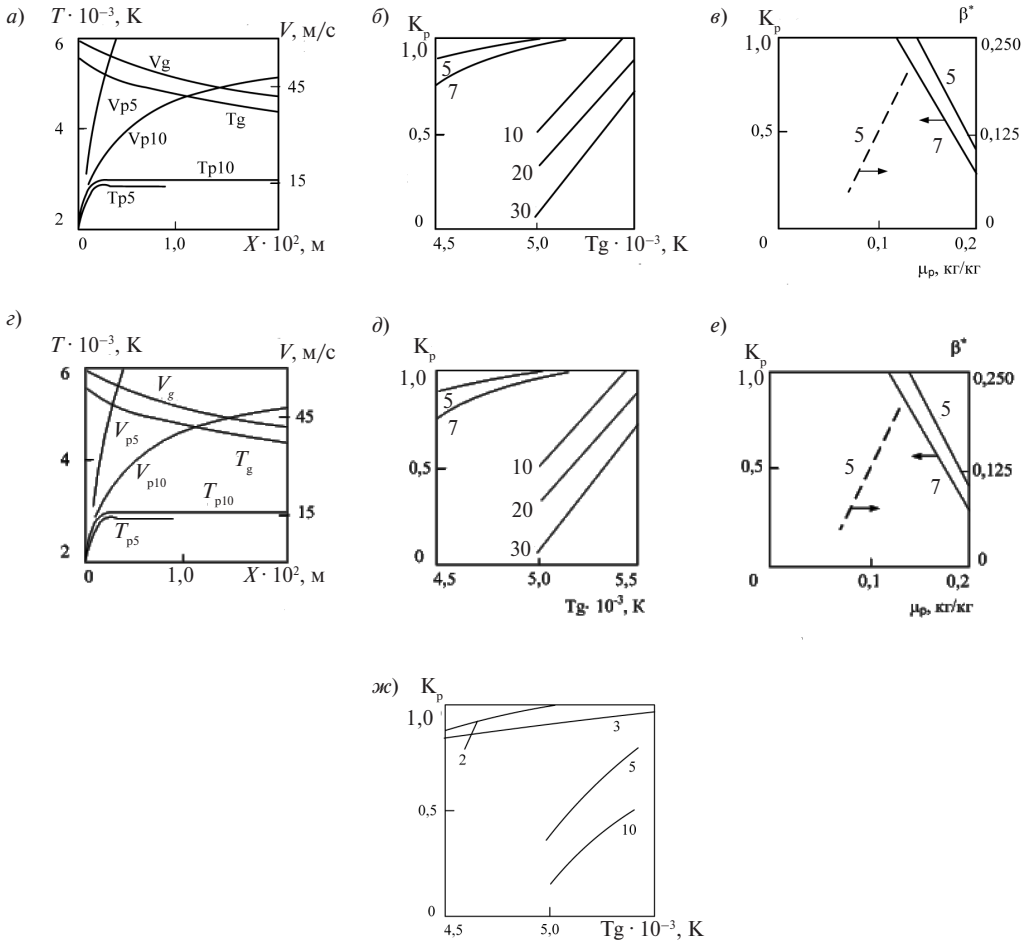


Рис. 2. Гидродинамические и энергетические режимы переработки титана (*а*–*в*), диоксида титана (*г*–*е*) и бора (*ж*): *а*) изменение среднемассовой температуры и скорости плазменного потока (T_g, V_g) и частиц титана (T_p, V_p) по длине реактора; *б*) влияние начальной температуры плазменного потока (T_g) на степень испарения частиц титана (K_p); *в*) влияние массовой расходной концентрации (μ_p) на степень испарения частиц титана (K_p) и долю энергии, переданной частицам (β*); *г*) изменение среднемассовой температуры и скорости плазменного потока (T_g,V_g) и частиц диоксида титана (T_p, V_p) по длине реактора; *д*) влияние начальной температуры плазменного потока (T_g) на степень испарения частиц диоксида титана (K_p); *е*) влияние массовой расходной концентрации (μ_p) на степень испарения частиц диоксида титана (K_p) и долю энергии, переданной частицам; *ж*) влияние начальной температуры плазменного потока (T_g) на степень испарения частиц бора (K_p): 2, 3, 5, 7, 10, 15, 20, 30 – размер частиц, мкм

воляет увеличить долю энергии, переданную частицам, т. е. тепловой КПД потока (например, для частиц 5 мкм с 0,075 до 0,20). Изменение скорости подачи порошка TiO_2 с 1 до 3 м/с практически не приводит к изменению гидродинамической обстановки в потоке, а следовательно, не оказывает влияния на межкомпонентный теплообмен. Полное испарение частиц бора крупностью 2–3 мкм при массовой расходной концентрации 0,077 кг/кг достигается при экстремальных энергетических характеристиках плазменного потока, соответствующих начальной температуре 5400 K.

Подмодель «Борирование, карбидизация сырья и формирование частиц»»: структура, особенности, результаты моделирования

Подмодель «Борирование, карбидизация сырья и формирование частиц» включает блоки

изменения технологических условий и формирования нанодисперсного продукта.

Блок изменения технологических условий описывает зависимость содержания карбида и борида титана в продуктах синтеза от степени испарения сырья и основных технологических факторов в виде полученных для синтеза регрессионных уравнений следующего вида (вариант 1 – синтез из Ti, вариант 2 – синтез из TiO_2):

$$[TiC\ (1)] = -182{,}277 + 0{,}05187T_0 + 0{,}000927T_з + 0{,}9428[CH_4] - 0{,}4464\{H2\} - 0{,}1208[N] - 0{,}0001878T_0[CH_4]; \quad (5)$$

$$[TiC(2)] = 17{,}3211 + 0{,}0105T_0 - 0{,}0156T_з + 0{,}1859[CH_4] - 3{,}432\{H_2\} - 0{,}4078[N] + 0{,}000004562T_0T_з + 0{,}000782T_0\{H_2\} - 0{,}0000567T_з[CH_4] - 0{,}000435T_з\{H_2\} + 0{,}0001353T_з[N]; \quad (6)$$

$$[TiB_2\ (1)] = -412{,}41 + 0{,}09489T_0 + 2{,}196[B] + 0{,}1597\{H_2\} - 0{,}00061T0[B]; \quad (7)$$

$$[TiB_2\ (2)] = 4{,}59 + 0{,}0156T_0 + 0{,}00213T_з - 0{,}0688\{CH_4\} - 0{,}214[B]\{H2\}, \quad (8)$$

где T_0 – начальная температура плазменного потока (5000–5400 K); $T_з$ – температура закалки (2600–2800 K); [B] – содержание бора в шихте (100 – 120 % от стехиометрически необходимого); $\{CH_4\}$ – количество восстановителя (метана) (100–120 % от стехиометрически необходимого); $\{H_2\}$ – концентрация водорода в плазмообразующем газе (0–0,25 % об.); [N] – количество атомарного азота в плазмообразующем газе от стехиометрически необходимого для образования циановодорода (0–15 %).

Расчетные зависимости содержания в продуктах синтеза карбида и борида титана для вариантов 1 и 2 приведены на рис. 3.

Блок формирования нанодисперсного продукта обеспечивает количественные прогнозы наноуровня карбида и борида титана. Температурная зависимость размера наночастиц рассчитывается по экспериментально полученным авторами уравнениям:

для карбида

$$d = (0{,}085 \pm 0{,}005)T^{-(1{,}81\pm0{,}361)}; \quad (9)$$

для борида

$$d = (1{,}46 \pm 0{,}025)\cdot10^{-5}T^{(0{,}741\pm0{,}165)}; \quad (10)$$

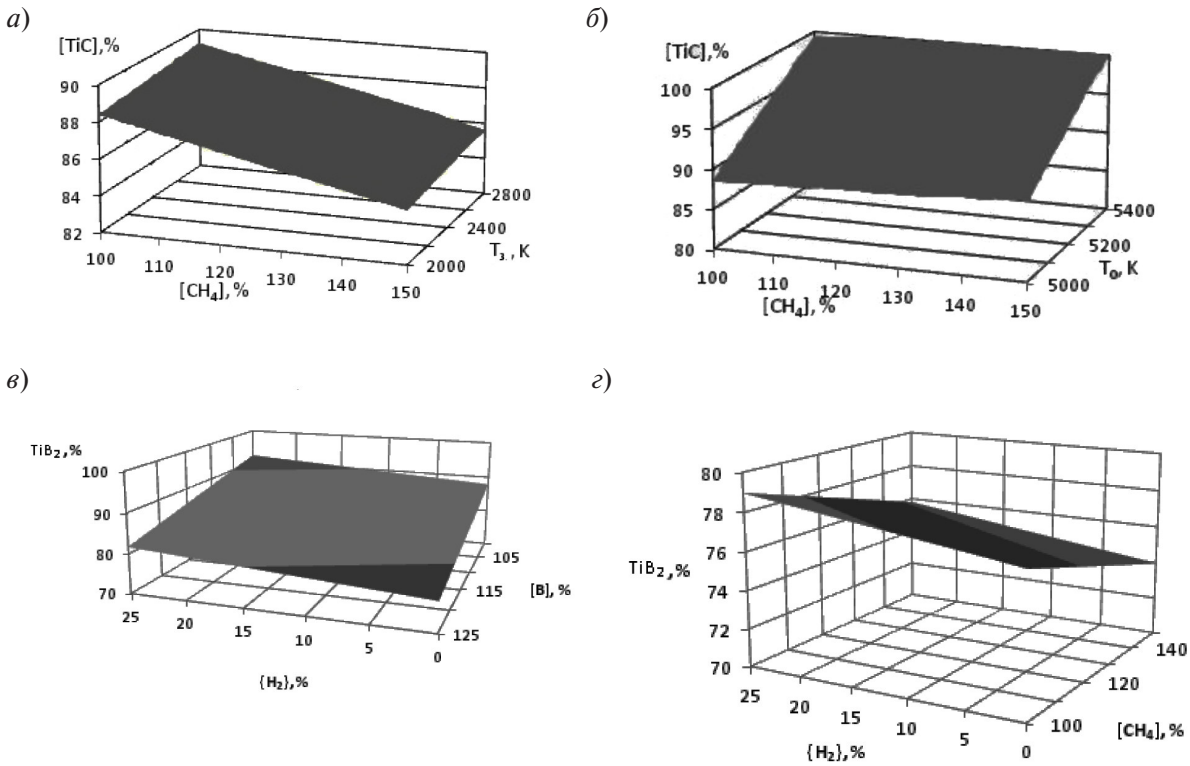


Рис. 3. Содержание карбида и борида титана в продуктах синтеза:
а) T_0 = 5400 K; *б*) $T_з$ = 2800 K; *в*) T_0 = 5400 K; *г*) T_0 = 5400 K; $T_з$ = 2600 K; [B] = 112,5 %

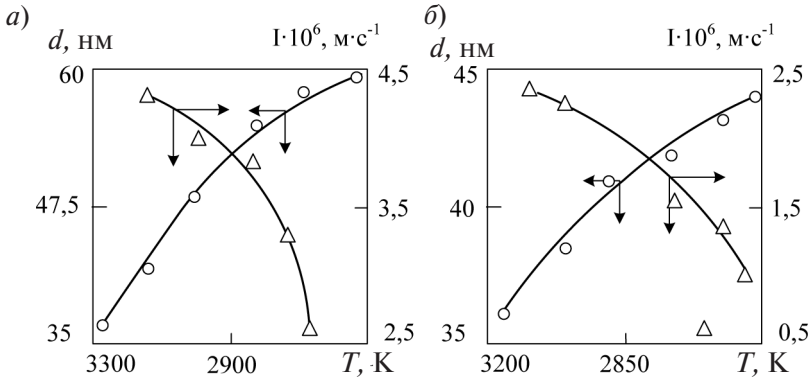


Рис. 4. Зависимость размера наночастиц *d* и линейной скорости их роста *I* от температуры плазменного потока для карбида *а* и борида *б* титана

Температурная зависимость размера наночастиц и линейной скорости их роста приведены для карбида и борида титана на рис. 4, *а*, *б*.

Для реализации моделей разработаны компьютерные программы, подробное описание и примеры реализации которых приведены в [12–16]. Программы представляют собой законченный программный продукт, который может быть реализован на компьютерах класса IBM PC AT под управлением MS Windows версии не ниже 2000 и установленным Microsoft Access версии не ниже 2000. В качестве языка программирования выбран Visual Basic for Application. Разработанные программы позволяют осуществлять многовариантные исследовательские и инженерные расчёты параметров эффективной переработки титансодержащих сырьевых материалов в карбид и борид и анализ параметрической чувствительности процессов карбидо- и боридообразования.

Оценка точности моделей боридо- и карбидообразования

Для оценки точности разработанных моделей использованы проверочные выборки, полученные при плазменной переработке в борид и карбид промышленных производственных отсевов порошка титана крупностью 63–100 мкм при двух температурных режимах (5400 и 5000 K) и стехиометрических на борид TiB_2 и карбид TiC соотношениях компонентов. Результаты сравнения расчетного содержания в продуктах синтеза борида и карбида титана с экспериментально определенным представлены в таблице. Максимальное отклонение составляет 14,8 %, что свидетельствует о достаточной сходимости расчетных и фактических данных.

Оценка точности комплексных моделей боридо- и карбидообразования при плазменном синтезе

T, K	Содержание борида / карбида титана, %							
	$Y_р$	$Y_э^1$	$Y_э^2$	$Y_э^3$	$Y_э^4$	$Y_э^5$	$Y_{эф}$	Отклонение, %
5400	33,2 / 32,1	29,8 / 27,9	28,9 / 27,6	30,2 / 27,3	28,3 / 28,4	28,7 / 28,0	29,2 / 27,8	12,0 / 13,4
5000	24,3 / 21,2	20,1 / 20,0	19,9 / 18,1	20,8 / 17,9	21,2 / 18,3	21,6 / 18,0	20,7 / 18,5	14,8 / 12,7

Заключение

Разработаны комплексные многофакторные математические модели процессов боридо- и карбидообразования для плазменной переработки титан-бор-углеродсодержащего сырья и компьютерные программы для их реализации. Подтверждена адекватность моделей описываемым процессам. По результатам моделирования получены графические зависимости содержания в продуктах синтеза борида и карбида титана и их наноуровня для различных видов титансодержащего сырья, параметров плазменного потока, соотношений компонентов, составов газа-теплоносителя.

Выполненные исследования представляют проектную часть государственного задания Минобрнауки России № 11.1531/2014/K.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Гарбузова А.К., Галевский Г.В., Руднева В.В., Алексеева Т.И.** Применение карбида и карбонитрида титана в порошковой металлургии и композиционных материалах // Вестник горно-металлургической секции РАЕН. Отделение металлургии. Москва – Новокузнецк: Изд-во СибГИУ, 2015. В. 35. С. 102–111.

2. **Кипарисов С.С., Левинский Ю. В., Петров А.П.** Карбид титана: получение, свойства, применение. М.: Металлургия, 1987. 216 с.

3. **Панов В.С., Чувилин А.М., Фальковский В.А.** Технология и свойства спеченных твердых сплавов и изделий из них: Учеб. пособие. М.: МИСиС, 2004. 462 с.

4. **Серебрякова Т.И., Неронов В.А., Пешев П.Д.** Высокотемпературные бориды. М.: Металлургия, Челябинское отделение, 1991. 368 с.

5. **Ширяева Л.С., Гарбузова А.К., Галевский Г.В.** Производство и применение карбида титана (оценка, тенденции, прогнозы) // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2014. № 2 (195). С. 100–108.

6. **Гарбузова А.К., Галевский Г.В., Руднева В.В., Ширяева Л.С.** Анализ современного состояния производства и применения карбида титана // Вестник Сибирского государственного индустриального университета. 2014. № 1(7). С. 34–39.

7. **Галевский Г.В., Руднева В.В., Ефимова К.А.** Разработка научных и технологических основ плазменного синтеза наноборида титана // Научно-технические ведомости СПбГПУ 2015. №2(219) С.141–150. DOI:10.5862.219.15.

8. **Ноздрин И.В., Ширяева Л.С., Руднева В.В., Терентьева М.А.** Модельно-математическое исследование условий эффективной переработки хромсодержащего сырья в плазменном реакторе // Изв. вузов. Черная металлургия. 2012. № 2. С. 13–18.

9. **Ноздрин И.В., Галевский Г.В., Ширяева Л.С.** Синтез и эволюция дисперсности боридов и карбидов ванадия и хрома в условиях плазменного потока // Изв. вузов. Черная металлургия. 2011. № 10. С. 12–17.

10. **Руднева В.В., Галевский Г.В., Юркова Е.К.** Модельно-математическое исследование режимов эффективной переработки дисперсного сырья в плазменном реакторе // Изв. вузов. Черная металлургия. 2007. № 5. С. 52–55.

11. **Руднева В.В., Галевский Г.В.** Закономерности формирования частиц тугоплавких карбидов в процессах плазменного восстановительного синтеза // Вестник горно-металлургической секции РАЕН. Отделение металлургии. Новокузнецк : Изд-во СибГИУ, 2009. Вып. 23. С. 120–127.

12. Свидетельство №21093 регистрации электронного ресурса «Программа» «Математическое моделирование процессов карбидообразования при переработке титансодержащего сырья в плазменном реакторе» в объединенном фонде электронных ресурсов «Наука и образование» РАО/ Г.В. Галевский, В.В. Руднева, А.К. Гарбузова. М.: ИУО РАО, 2015.

13. Свидетельство № 18845 регистрации электронного ресурса «Программа» «Обобщенная модель боридообразования при плазменном синтезе» в объединенном фонде электронных ресурсов «Наука и образование» РАО/ И.В. Ноздрин, Г.В. Галевский, В.В. Руднева, Л.С. Ширяева. М.: ИНИПИ, 2013.

14. Свидетельство № 18396 регистрации электронного ресурса «Программа» «Обобщенная модель карбидообразования при плазменном синтезе» в объединенном фонде электронных ресурсов «Наука и образование» РАО/ Л.С. Ширяева, И.В. Ноздрин, Г.В. Галевский, В.В. Руднева. М.: ИНИПИ, 2012.

15. Свидетельство № 18396 регистрации электронного ресурса «Программа» «Обобщенная модель карбидообразования при плазменном синтезе» в объединенном фонде электронных ресурсов «Наука и образование» РАО/ Л.С. Ширяева, И.В. Ноздрин, Г.В. Галевский, В.В. Руднева. М.: ИНИПИ, 2012.

16. Свидетельство № 9625 об отраслевой регистрации разработки «Расчет эффективности плазмометаллургической переработки кремнийсодержащего сырья в карбид» в Фонде алгоритмов и программ Государственного координационного центра информационных технологий/ В.В. Руднева, Г.В. Галевский, Е.К. Юркова. М.: ВНИТИЦ, 2008 №ГР50200702628

REFERENCES

1. **Garbuzova A.K., Galevskiy G.V., Rudneva V.V., Alekseyeva T.I.** Primeneniye karbida i karbonitrida titana v poroshkovoy metallurgii i kompozitsionnykh materialakh. [Application of carbide and carbonitride of titanium powder metallurgy composites]. *Vestnik gorno-metallurgicheskoy sektsii RAEN. Otdeleniye metallurgii*. Moskva – Novokuznetsk: Izd-vo SibGIU, 2015, V. 35, S. 102–111. (rus.)

2. **Kiparisov S.S., LevinskiyYu. V., Petrov A.P.** Karbid titana: polucheniye, svoystva, primeneniye [Titanium carbide: production, properties and application]. M.: Metallurgiya, 1987, 216 p. (rus.)

3. **Panov V.S., Chuvilin A.M., Falkovskiy V.A.** Technology and properties of sintered hard alloys and products from them: Proc. Benefit. [Tekhnologiya i svoystva spechennykh tverdykh splavov i izdeliy iz nikh: Ucheb. Posobiye]. M.: Izd-vo MISiS, 2004. 462 p. (rus.)

4. **Serebryakova T.I., Neronov V.A., Peshev P.D.** High temperature borides/[Vysokotemperaturnyye

boridy]. M. : Metallurgiya, Chelyabinskoye otdeleniye, 1991, 368 p.

5. **Shiryayeva L.S.,Garbuzova A.K., Galevskiy G.V.** Production and use of titanium carbide (evaluation, trends, forecasts). [Proizvodstvo i primeneniye karbida titana (otsenka, tendentsii, prognozy)]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2014. № 2 (195), S. 100–108. (rus.)

6. **Garbuzova A.K.,Galevskiy G.V., Rudneva V.V., Shiryayeva L.S.** Analysis of the current state of the production and use of titanium carbide/ [Analiz sovremennogo sostoyaniya proizvodstva i primeneniya karbida titana]. *Vestnik Sibirskogo gosudarstvennogo industrialnogo universiteta*. 2014. № 1(7). S. 34–39.

7. **Galevskiy G.V., Rudneva V.V., Yefimova K.A.** Development of the scientific and technological bases of the plasma synthesis of nano titanium boride / [Razrabotka nauchnykh i tekhnologicheskikh osnov plazmennogo sinteza nanoborida titana]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2015. №2(219). S. 141–150. DOI:10.5862/JEST.219.15. (rus)

8. **Nozdrin I.V., Shiryayeva L.S., Rudneva V.V., Terentyeva M.A.** Model-mathematical study of the conditions for effective processing of chlorine-containing materials in a plasma reactor. [Modelno-matematicheskoye issledovaniye usloviy effektivnoy pererabotki khromsoderzhashchego syrya v plazmennom reaktore]. *Izv. vuzov. Chernaya metallurgiya*. 2012. № 2. S. 13–18.

9. **Nozdrin I.V., Galevskiy G.V., Shiryayeva L.S.** Synthesis and evolution dispersion borides and carbides of vanadium and chromium in the plasma flow conditions. [Sintez i evolyutsiya dispersnosti boridov i karbidov vanadiya i khroma v usloviyakh plazmennogo potoka]. *Izv. vuzov. Chernaya metallurgiya*. 2011. № 10. S. 12–17. (rus.)

10. **Rudneva V.V. Galevskiy G.V., Yurkova Ye.K.** Model-mathematical study modes efficient processing of particulate materials in a plasma reactor. [Modelno-matematicheskoye issledovaniye rezhimov effektivnoy pererabotki dispersnogo syrya v plazmennom reaktore]. *Izv. vuzov. Chernaya metallurgiya*. 2007. № 5. S. 52–55.

11. **Rudneva V.V.,Galevskiy G.V.** Laws of formation of carbides of refractory particles in the processes of synthesis of plasma reduction. [Zakonomernosti formirovaniya chastits tugoplavkikh karbidov v protsessakh plazmennogo vosstanovitelnogo sinteza]. *Vestnik gorno-metallurgicheskoy sektsii RAEN. Otdeleniye metallurgii* Novokuznetsk: Izd-vo SibGIU. 2009. Vol. 23, S. 120–127.

12. Svidetelstvo №21093 registratsii elektronnogo resursa «Programma» Mathematical modeling of processes in the processing of titanium-carbide materials in a plasma reactor. [Mathematical modeling of processes in the processing of titanium-carbide materials in a plasma reactor] v obyedinennom fonde elektronnykh resursov «Nauka i obrazovaniye» RAO / Galevskiy G.V., Rudneva V.V., Garbuzova A.K. M.: IUO RAO, 2015. (rus.)

13. Svidetelstvo № 18845 registratsii elektronnogo resursa «Programma» «The generalized model of carbide formation during plasma synthesis» v obyedinennom fonde elektronnykh resursov «Nauka i obrazovaniye» RAO/ I.V. Nozdrin, G.V. Galevskiy, V.V. Rudneva, L.S. Shiryayeva M.: INIPI, 2013. (rus.)

14. Svidetelstvo № 18396 registratsii elektronnogo resursa «Programma» « The generalized model of carbide formation during plasma synthesis» v obyedinennom fonde elektronnykh resursov «Nauka i obrazovaniye» RAO/ L.S. Shiryayeva, I.V. Nozdrin, G.V. Galevskiy, V.V. Rudneva M.: INIPI, 2012.

15. Shiryayeva L.S., Nozdrin I.V., Galevskiy G.V., Rudneva V.V. Svidetelstvo № 18396 registratsii elektronnogo resursa «Programma» The generalized model of carbide formation during plasma synthesis.[The generalized model of carbide formation during plasma synthesis] v obyedinennom fonde elektronnykh resursov «Nauka i obrazovaniye» RAO, M.: INIPI, 2012.

16. Svidetelstvo № 9625 ob otraslevoy registratsii razrabotki «Raschet effektivnosti plazmometallurgicheskoy pererabotki kremniysoderzhashchego syrya v karbid» [The calculation of the efficiency of the plasma processing of metallurgical silicon carbide containing raw materials] v Fonde algoritmov i programm Gosudarstvennogo koordinatsionnogo tsentra informatsionnykh tekhnologiy / Rudneva V.V., Galevskiy G.V. , Yurkova Ye.K. M.: VNITITs, 2008 - №GR50200702628

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ГАЛЕВСКИЙ Геннадий Владиславович – доктор технических наук профессор, заведующий кафедрой, Сибирского государственного индустриального университета.
654007, г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42..
E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

GALEVSKY Gennadii V. – Siberian State Industrial University.
42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007.
E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

РУДНЕВА Виктория Владимировна – доктор технических наук профессор Сибирского государственного индустриального университета.
654007, г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42..
E-mail: kafcmet@mail.ru

RUDNEVA Viktoria V. – Siberian State Industrial University.
42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007.
E-mail: kafcmet@mail.ru

ГАРБУЗОВА Алина Константиновна – аспирант Сибирского государственного индустриального университета.
654007, Новокузнецк, Ул. Кирова 42.
E-mail: vind09@mail.ru

GARBUZOVA Alina K. – Siberian State Industrial University.
654007, Novokuznetsk, Kirov St. 42.
E-mail: vind09@mail.ru

ЕФИМОВА Ксения Александровна – аспирант Сибирского государственного индустриального университета.
654007, г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42..
E-mail: efimovaksenia@mail.ru

EFIMOVA Kseniia A. – Siberian State Industrial University.
42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007.
E-mail: efimovaksenia@mail.ru

DOI 10.5862/JEST.238.10
УДК 621.762

Д.В. Фук, С.В. Ганин, В.Н. Цеменко

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА УПЛОТНЕНИЯ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПРОГРАММНОГО ПАКЕТА ABAQUS

D.V. Fuk, S.V. Ganin, V.N. Tsemenko

STUDY OF THE CONSOLIDATION OF POWDER MATERIALS USING THE ABAQUS SOFTWARE PACKAGE

С использованием численных методов, в частности методом конечных элементов, выполнено исследование процессов пластической деформации металлических материалов. Проведена расчетно-экспериментальная адаптация реологической модели Друкера–Прагера, встроенной в программный пакет ABAQUS, для моделирования процессов деформирования порошковых материалов в широком диапазоне изменения плотности. Сравнение результатов моделирования процесса прессования в закрытой матрице, где относительная плотность порошкового тела изменяется в сравнительно широком диапазоне (0,65–0,98), с экспериментальными данными показало, что модель с использованием подпрограммы позволяет получить результаты, описывающие течение порошкового материала более точно, чем модель без подпрограммы. Показано, что программный пакет ABAQUS и встроенная в него модель Друкера–Прагера позволяют получить результаты более точные, чем при использовании программных пакетов DEFORM (со встроенной моделью POROUS) и ANSYS/LS-DYNA (с моделью CAP GEOLOGIC).

ПОРОШКОВАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ; КОМПАКТИРОВАНИЕ; МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; ПЛАСТИЧЕСКАЯ ДЕФОРМАЦИЯ; ПЛОТНОСТЬ.

The paper presents a study of the processes of plastic deformation of metallic materials using numerical methods, in particular, the finite element method. Computational and experimental adaptation of the rheological Druker-Prager model was performed, constructed in the ABAQUS software package for modeling deformation processes of powder materials in a wide range of change of density. The results of modeling the pressing process in a closed matrix, where the relative density of a powder body changes in a rather wide range (0.65-0.98), were compared with the experimental data, and showed that the model using a subprogram allows to obtain the results more precisely describing a current of powder material in comparison with the model without a subprogram. It is shown that the ABAQUS software package and Druker-Prager's model built in it allow to obtain more exact results than those obtained using the DEFORM (with the built-in POROUS model) and ANSYS/LS-DYNA (with the CAP GEOLOGIC model) software packages.

POWDER METALLURGY; COMPACTION; MATHEMATICAL MODELLING; PLASTIC DEFORMATION, DENSITY.

Введение

Для повышения эксплуатационных свойств деталей машин и конструкций, снижения себестоимости продукции промышленного производства необходимо создавать новые технологические процессы получения материалов и готовых изделий из них. Одно из наиболее перспективных направлений развития материаловедения – порошковая металлургия. Уже разработаны и применяются различные методы

изготовления и компактирования порошков [1–8]. Это позволило значительно увеличить долю использования в промышленности изделий порошковой металлургии.

При компактировании металлических порошков различного фракционного и химического состава широко применяются различные виды пластической деформации. Теоретическое исследование процессов пластической деформации металлических материалов во многих случаях возможно численными методами, в частности методом конечных элементов (МКЭ) [9]. На основе МКЭ уже создано большое количество программных систем инженерного анализа: ABAQUS, ANSYS, LS-DYNA, DEFORM и т.д. В работе [9] использованы программные пакеты ANSYS/LS-DYNA и DEFORM для исследования процесса осадки порошков в металлической капсуле и подтверждены адекватность разработанных компьютерных моделей и возможности их использования при моделировании процессов осадки, а также процессов деформирования, в которых относительная плотность изменяется несущественно. Для более сложных процессов деформирования заготовок из порошковых материалов (экструзия, равноканальное угловое прессование, прокатка), при которых интервал изменения плотностей лежит в существенно более широких диапазонах, необходимо использовать адаптированные к этим условиям математические модели и условия текучести, в частности эллиптическое условие текучести, в котором используются две механические характеристики – предел текучести при сдвиге и предел текучести при гидростатическом сжатии [10].

Таким образом, актуальна проблема выбора программного пакета МКЭ и разработки адекватных компьютерных моделей порошковых и пористых материалов.

Цель нашей работы – расчетно-экспериментальная адаптация реологической модели Друкера–Прагера, встроенной в программный пакет ABAQUS, к моделированию процессов деформирования порошковых материалов в широком диапазоне изменения плотности.

Методики проведения исследований

Математическое моделирование производилось в коммерческом программном пакете ABAQUS версии 16.4. Был реализован явный метод (explicit) в трехмерной постановке. Модель порошкового материала реализована в виде встроенной реологической модели Друкера–Прагера. Построенная конечно-элементная модель порошковой заготовки содержит 4732 элементов типа C3D8R и 5490 узлов.

В ходе данного моделирования приняты следующие основные допущения: инструменты (бойки, пуансон и матрица) – абсолютно жесткие тела; коэффициент трения на всей поверхности контакта одинаков и равен 0,3; термодинамические эффекты не учитывались. Условия нагружения моделировались заданием граничных условий в перемещениях, при этом нижний боек, матрица и нижний пуансон были зафиксированы в пространстве, а верхний боек и верхний пуансон перемещался только в осевом направлении с постоянной скоростью $v = 3$ мм/с.

В качестве материала для проведения исследований и экспериментов выбран порошок алюминиевый марки ПА-4 (ГОСТ 6058-73). Реологические характеристики этого порошкового материала были определены на основе проведения испытаний на растяжение, одноосное сжатие и прессование в закрытой матрице образцов различной плотности. Методика определения этих характеристик подробно изложена в работе [10]. Экспериментальное исследование процесса осадки порошкового материала в капсуле производилось на испытательной машине Р-10 с применением специальной оснастки (рис. 1). Перед испытанием порошок запрессовывался в цилиндрическую капсулу с внутренним диаметром 16,5 мм. Капсулы для запрессовки порошка изготавливались из прутка АМг5 диаметром 30 мм. В исследовании применялись капсулы с толщиной стенки 2 или 5 мм. Оснастка с порошковой заготовкой помещалась в печь ПЛ

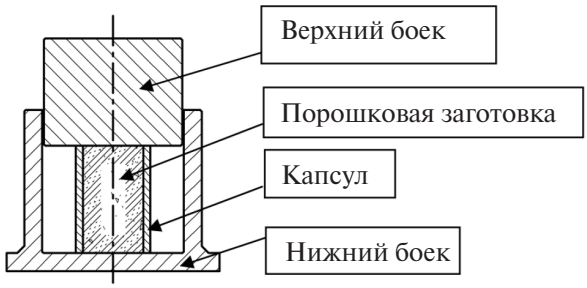


Рис. 1. Схема оснастки для осадки в капсуле

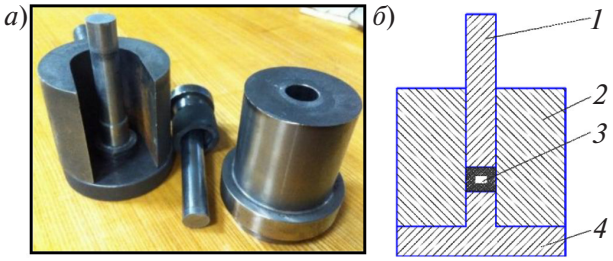


Рис. 2. Общий вид (*а*) и схема (*б*) пресс-оснастки для прессования металлических порошков: *1* – верхний пуансон; *2* – матрица; *3* – порошок; *4* – нижний пуансон

10/12,5, нагретую до температуры испытания, и выдерживалась 40 минут, после чего переносилась в рабочее пространство испытательной машины. На боковую поверхность верхнего бойка были нанесены метки, соответствующие различным степеням деформации образца; после достижения заданной степени деформации эксперимент останавливался.

После деформирования образцы разрезались по направлению оси симметрии и исследовались методами оптической микроскопии на микроскопе Carl Zeiss Axio Observer Dm1a.

Для сравнения результатов эксперимента с результатами математического моделирования были выбраны следующие параметры: давление прессования, при котором достигается заданная степень деформации; пористость в различных частях заготовки после деформации (выбрано 9 областей, в которых определялась пористость с применением стандартной методики «пористость» системы анализа видеоизображения ВидеоТесТ Структура 5.2); изменение геометрических размеров и формы капсулы.

При исследовании процесса прессования в закрытой матрице также использован порошок ПА-4. На рис. 2 показан общий вид оснастки и схема процесса.

Процесс прессования в закрытой матрице выполнен на прессе ПСУ-50. Порошковый материал засыпался в матрицу и прессовался при различных давлениях; после выпрессовки определялась пористость образцов в различных сечениях.

Особенности реологической модели Друкера–Прагера и метод ее калибровки

Различные модели, описывающие поведение уплотняемых материалов, приведены в работах [11–13]. Одна из наиболее популярных реологических моделей, позволяющая одновременно описывать процессы как уплотнения, так и разуплотнения (разрыхления) пластически уплотняемых материалов, – модель Друкера–Прагера. Она предназначена для упругопластических материалов с возможностью описания упрочнения.

В модели Друкера–Прагера условие текучести описывает три поверхности: предельную поверхность f_1; поверхность уплотнения f_2 и промежуточную (сглаживающую) поверхность f_3. Поскольку сглаживающая поверхность f_3 мала и не относится к участку уплотнения, она не подлежит рассмотрению. На рис. 3 показана геометрическая интерпретация поверхности текучести Друкера–Прагера с двумя составляющими поверхностями в двухмерной плоскости p–q (p – гидростатическое давление, q – интенсивность напряжений Мизеса).

Для определения предельной поверхности f_1 достаточно провести какие либо два из следующих трех испытаний (цилиндрических образцов): растяжение (точка *1* на рис. 3); срез (точка *2* на рис. 3); одноосное сжатие (точка *3* на рис. 3). Для определения поверхности уплотнения f_2 необходимо реализовать гидростатическое сжатие (точка *5* на рис. 3) или прессование в закрытой пресс-форме (точка *4* на рис. 3) [14, 15].

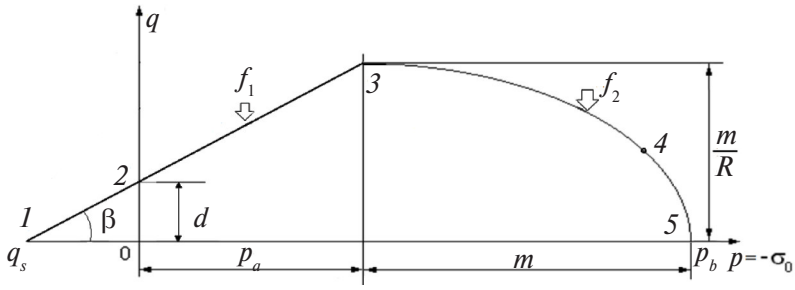


Рис. 3. Геометрическая интерпретация модели Друкера–Прагера в плоскости *p*-*q*

Предельная поверхность f_1 описывается уравнением

$$f_1 = q - p \operatorname{tg} \beta - d = 0,$$

где d – адгезия материалов, МПа; β – угол внутреннего трения материалов, град. При деформировании материалов значения d и β изменяются.

Поверхность уплотнения f_2 управляет уплотнением–упрочнением материалов при больших гидростатических давлениях сжатия. Она описывается уравнением

$$f_2 = \sqrt{(p - p_a)^2 + (Rq)^2} - m = 0,$$

где p_a, МПа, – предел уплотнения, определяющий начальное гидростатическое давление, под действием которого материал начинает уплотняться; R – параметр, характеризующий форму поверхности уплотнения; $m = R(d + p_a \operatorname{tg}\beta)$ – функция состояния материала; $p_b = p_a + m$ – предел текучести при всестороннем сжатии, МПа.

Для определения приращений пластической деформации $d\varepsilon_{ij}^p$ используется функция пластического потенциала $\Phi(\sigma_{ij})$. Уравнения пластического течения имеют вид

$$d\varepsilon_{ij} = d\lambda \partial\Phi / \partial\sigma_{ij},$$

где $d\lambda$ – неотрицательный неопределенный скалярный множитель [11]. Полагают, что функция пластичности f и пластический потенциал Φ совпадают, т.е. $f = \Phi$. При этом ассоциированный закон пластического течения выполняется, то есть

$$d\varepsilon_{ij}^p \approx d\varepsilon_{ij} = d\lambda \partial\Phi / \partial\sigma_{ij}. \quad (5)$$

Параметры упругости E и ν, поверхности текучести f и пластического потенциала Φ являются единственными для текущего уровня уплотнения (относительной плотности). Чтобы корректно моделировать деформирования уплотняемых материалов, необходимо определить все параметры, входящие в модели Друкера–Прагера (E, ν, d, β, R, p_a) при разных значениях относительной плотности. На рис. 4 показано семейство поверхностей текучести по Друкеру–Прагеру, полученное в результате испытаний алюминиевого порошка ПА-4. Подробнее методы калибровки параметров модели Друкера–Прагера рассмотрены в работе [15].

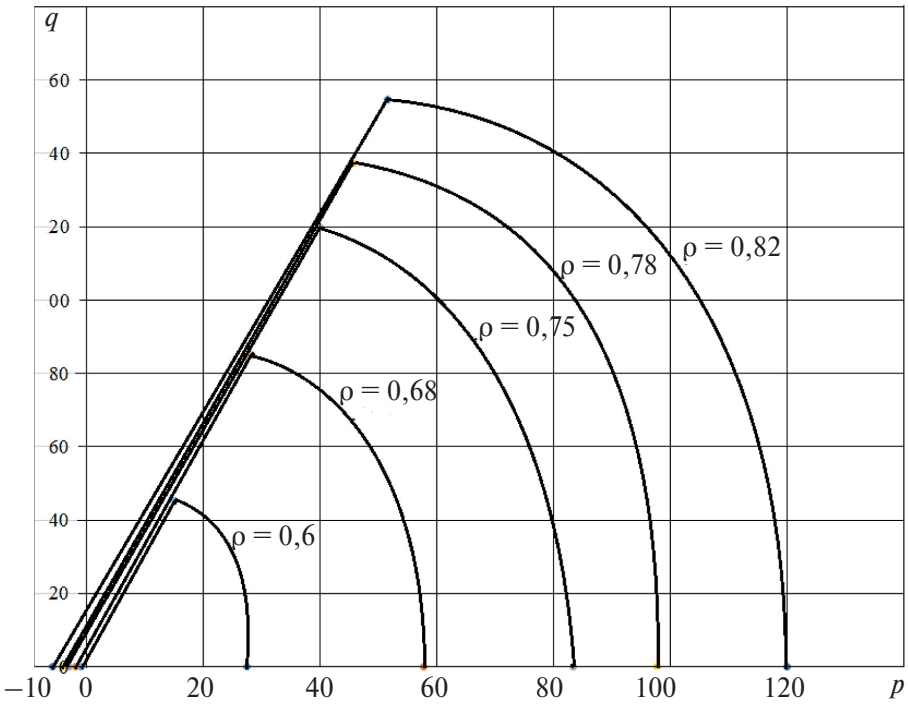


Рис. 4. Семейство поверхностей текучести по Друкеру–Прагеру, полученное на основе механических испытаний алюминиевого порошка ПА-4

Разработка подпрограммы к пакету ABAQUS для возможности изменять характеристики материала в расчете процесса уплотнения

Модель материала Друкера–Прагера реализуется в программном пакете ABAQUS. Пакет ABAQUS в стандартной постановке задачи использует только один набор параметров материала, соответствующих поверхности текучести материала при одной фиксированной плотности, т.е. этот пакет не может изменить параметры материалов в процессе деформирования [15].

Для расчета параметров модели Друкера–Прагера необходимо выбрать подходящую плотность материала. Это приближение допустимо в случаях, когда заранее известен интервал изменения плотности материала в процессе деформации. Для устранения такого недостатка разработана подпрограмма на языке программирования FORTRAN, позволяющая обновлять локальные параметры материалов в каждое приращение по времени. Обновление этих параметров производится исходя из значений свойств материала на предыдущем шаге. Для очередного приращения времени Δt подпрограмма выдает текущее приращение деформации $d\varepsilon_{ij}$, рассчитывает локальную плотность в каждом элементе, а затем обновляет упругопластические свойства материала в соответствии с табличными данными, которые изначально вводятся при задании свойств материала. Таким образом, все параметры упругости и пластичности уплотняемых материалов автоматически обновляются на каждом шаге по времени. Принцип работы подпрограммы в виде блок-схемы представлен на рис. 5.

Для корректной работы пакета МКЭ с созданной подпрограммой требуется, чтобы пользователь имел определенное представление о параллельных вычислениях. Поскольку этот вопрос не касается поставленной цели, подробно в данной работе он не рассматривается.

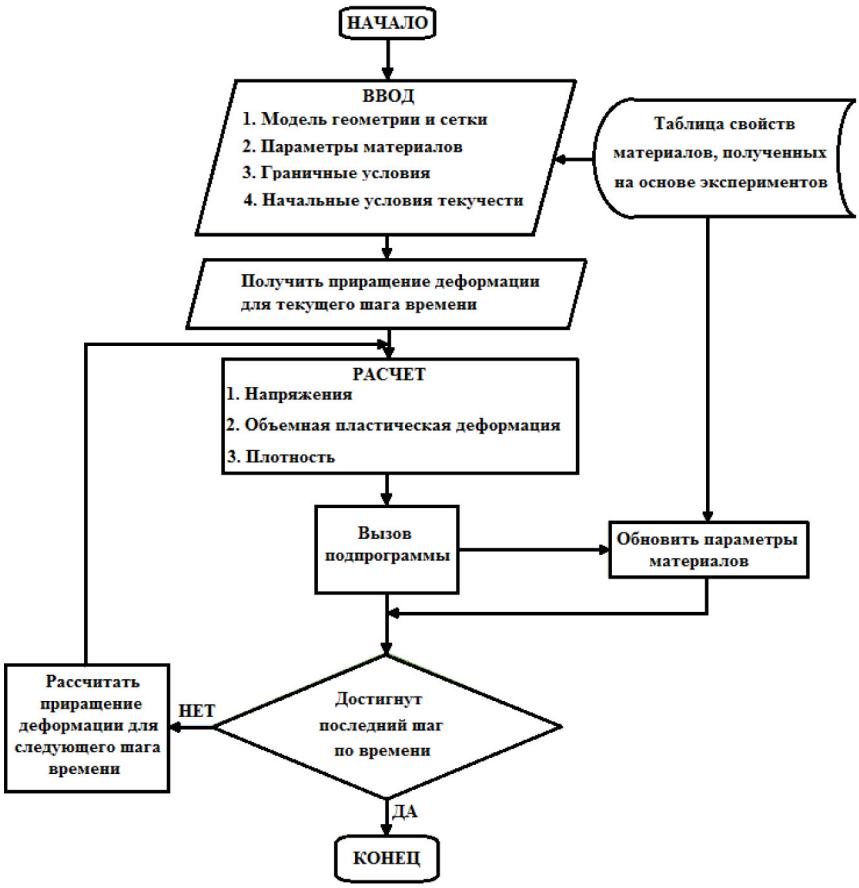


Рис. 5. Блок-схема работы подпрограммы

Анализ результатов моделирования процесса осадки в капсуле

Реологические характеристики образцов различной плотности из порошка ПА-4 определены экспериментально и представлены в таблице. На основе этих характеристик в соответствии с руководством по использованию программного продукта ABAQUS [15] были получены параметры модели Друкера–Прагера, экстраполированные на более широкий интервал изменения относительной плотности. На рис. 6 представлены зависимости параметров модели Друкера–Прагера от относительной плотности. Эти параметры вводятся в программный пакет ABAQUS с помощью заранее написанной подпрограммы.

Реологические характеристики образцов различной плотности из порошкового материала ПА-4

Относительная плотность θ	Растяжение q_s, МПа	Одноосное сжатие σ_c, МПа	Сжатие в матрице $p_п$, МПа
0,612	1,0	34,48	70,50
0,672	1,9	64,10	105,79
0,746	3,0	125,56	141,05
0,790	4,9	136,75	176,50
0,816	5,2	155,98	211,58

На рис. 7 показан общий вид порошкового образца с капсулой толщиной 2 мм после деформации со степенью 15 % в сравнении с образцом, полученным в результате эксперимента, а на

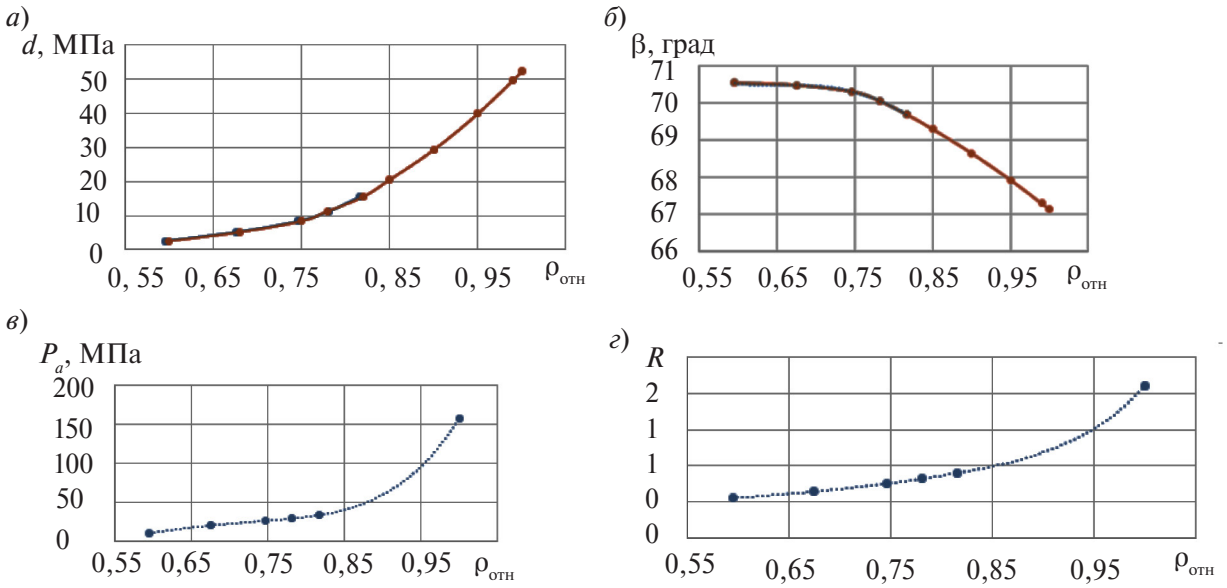


Рис. 6. Зависимость параметров модели Друкера–Прагера от плотности: *а* – параметр адгезии; *б* – угол внутреннего трения; *в* – предел уплотнения; *г* – параметр, характеризующий форму поверхности уплотнения

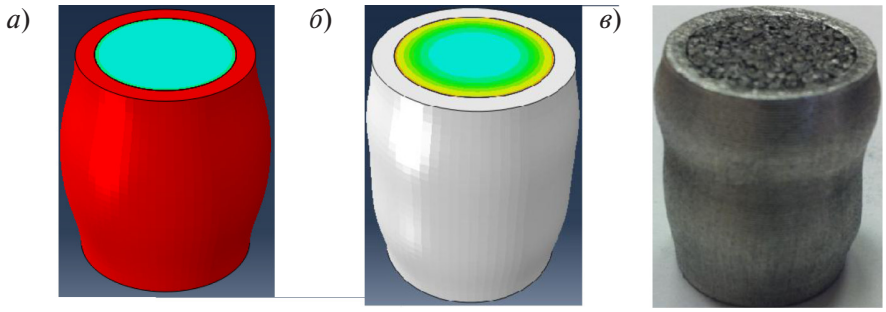


Рис. 7. Общий вид порошкового образца с капсулой после деформации со степенью 15 %: *а* – без подпрограммы; *б* – с подпрограммой; *в* – эксперимент

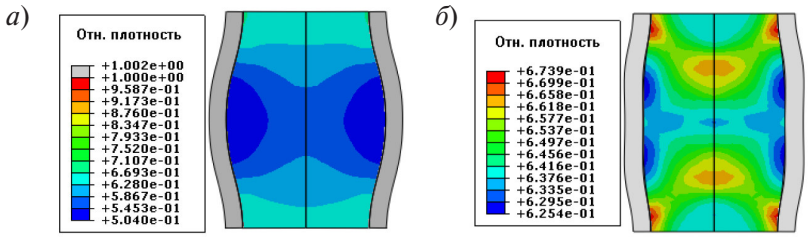


Рис. 8. Распределение плотности по осевому сечению порошкового образца: *а* – моделирование без подпрограммы; *б* – моделирование с подпрограммой

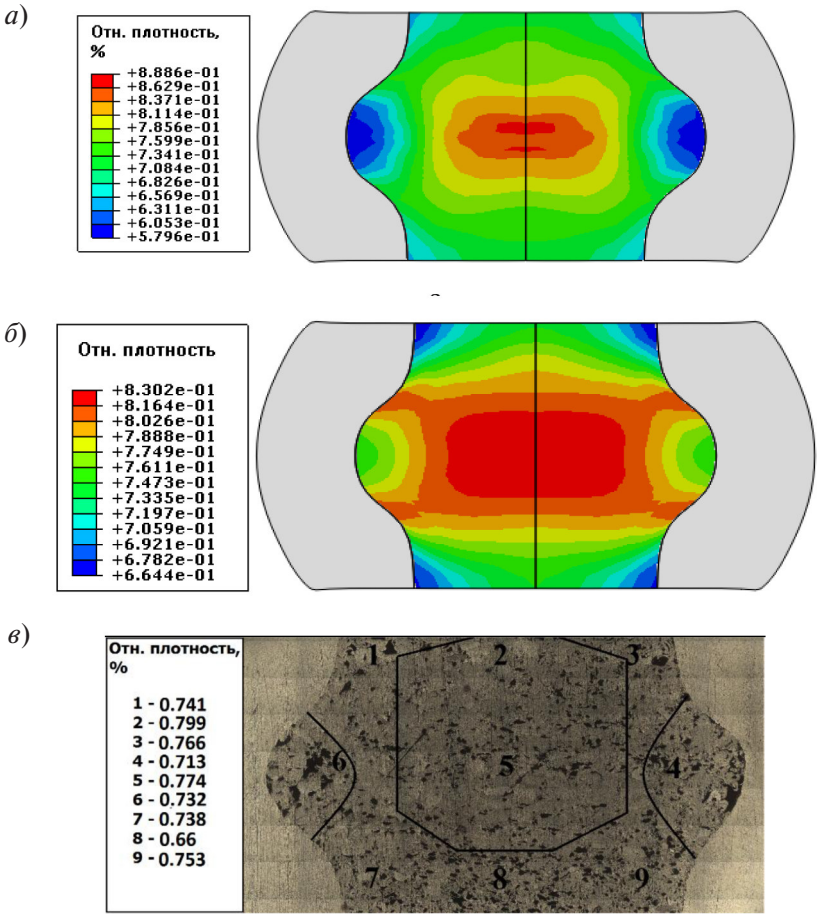


Рис. 9. Распределение плотности в порошковой заготовке при деформировании со степенью 45 %: *а* – моделирование без подпрограммы; *б* – моделирование с подпрограммой; *в* – результаты эксперимента (цифрами обозначены различные области порошковой заготовки, каждой из которых соответствует определенная пористость)

рис. 8 представлено распределение плотности порошкового образца по осевому сечению.

Из рис. 7, 8 следует, что результат моделирования с использованием подпрограммы практически полностью совпадает с экспериментальными данными – в обоих случаях осадка образца сопровождается образованием двойной бочки. Моделирование без подпрограммы не позволило точно описать характер течения материала оболочки при осадке.

На рис. 9 показано осевое сечение порошковой заготовки в капсуле толщиной 5 мм, при деформации со степенью 45 %.

Таким образом, под действием пластической деформации оболочки произошло уплотнение заготовки за счет дополнительного воздействия гидростатической составляющей тензора напряжений в порошковой заготовке. Результаты моделирования при использовании подпрограммы и без подпрограммы хорошо согласуются с экспериментальными данными (см. рис. 9). Различие значений средней плотности, полученных в эксперименте и при моделировании, составляет 0,8 % для модели с использованием подпрограммы и 1,5 % для модели без подпрограммы. Это доказывает адекватность разработанных компьютерных моделей и возможность их использования при моделировании процессов осадки, а также более сложных процессов деформирования, в которых относительная плотность изменяется несущественно.

Следующей задачей работы была проверка адекватности созданных компьютерных моделей для процесса прессования в закрытой матрице, где относительная плотность порошкового тела изменяется в довольно широком диапазоне.

Исследование процесса сжатия в закрытой матрице

На рис. 10 представлены конечные сетки и распределение плотности по осевому сечению порошковой заготовки после деформирования со степенью 32 % в закрытой матрице.

Для количественной оценки возможности использования предложенной компьютерной модели построены и сопоставлены кривые уплотнения алюминиевого порошка ПА-4, полученные при математическом моделировании и в практических экспериментах (рис. 11).

Как видно на рис. 11, результаты моделирования с использованием разработанной подпрограммы качественно и количественно удовлетворительно согласуются с экспериментальными данными: различие значений средней плотности в эксперименте и при моделировании составляет 1 % для модели с использованием подпрограммы и 10,3 % для модели без подпрограммы.

Выводы и практические рекомендации

Сравнение результатов моделирования процесса прессования в закрытой матрице, где относительная плотность порошкового тела изменяется в сравнительно широком диапазоне (0,65–0,98), с экспериментальными данными показало, что модель с использованием подпрограммы позволяет получить результаты, точнее описывающие течение порошкового материала по сравнению с моделью без подпрограммы. Различие средней относительной плотности в эксперименте и при моделировании составляет 1% для модели с использованием подпрограммы и 10,3% для модели без подпрограммы. При чем

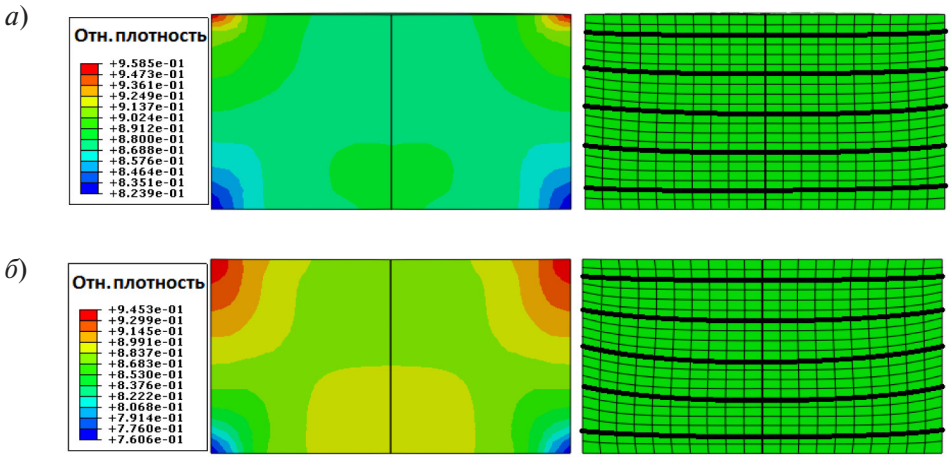


Рис. 10. Сетки конечных элементов и распределение плотности по осевому сечению порошковой заготовки после деформирования со степенью 32 %: *а* – без подпрограммы с параметрами модели, соответствующей плотности ρ = 0,7; *б* – с подпрограммой, обновляющей параметры модели при изменении плотности

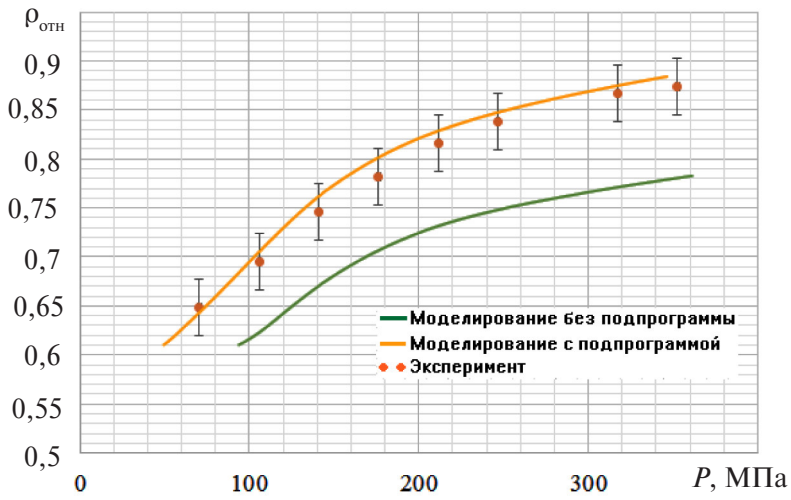


Рис. 11. Кривые уплотнения алюминиевого порошка ПА-4, полученные при сжатии в замкнутой матрице

этом больше изменение плотности в процессе прессования, тем больше расхождение между результатами эксперимента и математического моделирования без подпрограммы (см. рис. 11).

Таким образом, можно говорить об эффективности использования модели Друкера–Прагера и программного пакета ABAQUS при моделировании процесса прессования порошковых материалов в закрытой матрице. Использование подпрограммы позволяет обновлять локальные параметры материалов в каждый момент времени в расчетном модуле программного пакета ABAQUS. Применение подпрограммы позволяет повысить точность расчетов пористости и напряженно-деформированного состояния в порошковых материалах, что особенно важно для сложных процессов уплотнения порошковых заготовок (экструзия, равноканальное угловое прессование, прокатка), при которых изменение плотности лежит в широком диапазоне.

Для процесса осадки алюминиевых образцов в капсуле, при котором плотность образцов изменяется незначительно, сравнение результатов моделирования с экспериментальными данными показало, что качественная картина распределения деформаций и относительной плотности при моделировании с использованием подпрограммы и без ее использования практически совпадают с результатами экспериментальных исследований. Различие плотности между экспериментом и моделированием составляет 0,8 % для модели с использованием подпрограммы и 1,5 % для модели без подпрограммы. При этом следует отметить, что программный пакет ABAQUS и встроенная в него модель Друкера–Прагера позволяют получить результаты более точные, чем результаты авторов в работе [1] с использованием программных пакетов DEFORM (со встроенной моделью POROUS) и ANSYS/LS-DYNA (с моделью CAP GEOLOGIC).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А.** Технология послойного электронно-лучевого синтеза порошковых изделий в вакууме // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 8. С. 40–45.

2. **Соколов Ю.А., Кондратьев С.Ю., Лукьянов А.А.** Получение изделий из композиционных материалов методом электронно-лучевого синтеза и исследование их свойств // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 2. С. 35–41.

3. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А., Копаев В.Н.** Особенности моделирования процесса послойного синтеза изделий электронным лучом // Журнал технической физики. 2015. Т. 85. № 11. С. 91–96.

4. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю, Кокорин В.Н.** Прессование гетерофазных увлажненных порошко-

вых металлических смесей для повышения качества высокоплотных заготовок с использованием метода интенсивного уплотнения // Справочник. Инженерный журнал с приложением. 2011. № 6. С. 12–16.

5. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Кокорин В.Н., Сизов Н.А.** Исследование процесса уплотнения при ультразвуковом воздействии на увлажненную порошковую среду // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. №178. С. 148–155.

6. **Рудской А.И., Кокорин В.Н., Кондратьев С.Ю., Филимонов В.И., Кокорин А.В.** Прессование гетерофазных увлажненных железных порошков при использовании метода интенсивного уплотнения // Наукоемкие технологии в машиностроении. 2013. № 5 (23). С. 13–20.

7. **Кондратьев С.Ю., Горынин В.И., Попов В.О.** Оптимизация параметров поверхностно-упрочненного слоя при лазерной закалке деталей // Сварочное производство. 2011. № 3. С. 11–15.

8. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А.** Алгоритм и технологические процессы синтеза порошковых деталей электронным лучом в вакууме // Технология машиностроения. 2015. № 1. С. 11–16.

9. **Фук Доан Ван, Цеменко В.Н., Ганин С.В.** Моделирование процесса осадки порошкового материала в оболочке // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2015. №3 (226). С. 30–39. DOI:10.5862/JEST.226.4.

10. **Цеменко В.Н.** Деформирование порошковых сред. СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2001. 104 с.

11. **Друянов Б.А.** Прикладная теория пластичности пористых тел М.: Машиностроение, 1989. 168 с.

12. **Krezalek I., Sivaku-mar K.** Computational simulation of powder movement during uniaxial die compaction of metal powders // Journal of Materials Processing Technology. 1995. Vol. 48(1). P. 421–428.

13. **Borovkov A.I., Shevchenko D.V.** Non-linear Finite Element Modeling of the Titanium Briquettes Hot Extrusion Process //Computational Mechanics. 2004. 7 p.

14. **Han L.H., Elliott J.A., Bentham A.C., Mills A., Amidon G.E., Hancock B.C.** A modified Drucker-Prager Cap model for die compaction simulation of pharmaceutical powders. International Journal of Solids and Structures. 2008. Vol. 45. P. 3088–3106.

15. Abaqus Analysis User's Guide. Vol. 3: Materials // Abaqus 6.13.

REFERENCES

1. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A.** Tekhnologiya posloynogo elektronno-luchevogo sinteza poroshkovykh izdeliy v vakuume [Technology of layer-by-layer electron beam synthesis of powder products in vacuum]. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2014. № 8. S. 40–45. (rus.)

2. **Sokolov Yu.A., Kondratyev S.Yu., Lukyanov A.A.** Polucheniye izdeliy iz kompozitsionnykh materialov metodom elektronno-luchevogo sinteza i issledovaniye ikh svoystv [Producing of details from composite materials by method of electron beam synthesis and research of their properties]. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2015. № 2. S. 35–41. (rus.)

3. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A., Kopayev V.N.** Osobennosti modelirovaniya protsessa posloynogo sinteza izdeliy elektronnym luchom [Features of modeling of process of layer-by-layer synthesis of products electronic beam]. *Zhurnal tekhnicheskoy fiziki*. 2015. T. 85. № 11. S. 91–96. (rus.)

4. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu, Kokorin V.N.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh poroshkovykh metallicheskikh smesey dlya povysheniya kachestva vysokoplotnykh zagotovok s ispolzovaniyem metoda intensivnogo uplotneniya [Pressing of the heterophase moistened powder metal mixes for improvement of quality of high density preparations with use of a method of intensive consolidation]. *Spravochnik. Inzhenernyy zhurnal s prilozheniyem*. 2011. № 6. S. 12–16. (rus.)

5. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Kokorin V.N., Sizov N.A.** Issledovaniye protsessa uplotneniya pri ultrazvukovom vozdeystvii na uvlazhnennuyu poroshkovuyu sredu [Research of process of consolidation at ultrasonic impact on the humidified powder medium]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti* SPbGPU. 2013. № 3(178). S. 148–155. (rus.)

6. **Rudskoy A.I., Kokorin V.N., Kondratyev S.Yu., Filimonov V.I., Kokorin A.V.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh zheleznykh poroshkov pri ispolzovanii metoda intensivnogo uplotneniya [Pressing of the heterophase moistened iron powders when using a method of intensive consolidation]. *Naukoyemkiye tekhnologii v mashinostroyenii*. 2013. № 5 (23). S. 13–20. (rus.)

7. **Kondratyev S.Yu., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimizatsiya parametrov poverkhnostno-uprochnennogo sloya pri lazernoy zakalke detaley [Optimization of the parameters of the surface-hardened layer in laser quenching of components]. *Svarochnoye proizvodstvo*. 2011. № 3. S. 11–15. (rus.)

8. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A.** Algoritm i tekhnologicheskiye protsessy sinteza poroshkovykh detaley elektronnym luchom v vakuume [Algorithm and technological processes of synthesis of powder details an electronic beam in vacuum]. *Tekhnologiya mashinostroyeniya*. 2015. № 1. S. 11–16. (rus.)

9. **Fuk Doan Van, Tsemenko V.N., Ganin S.V.** Modelirovaniye protsessa osadki poroshkovogo materiala v obolochke [Modeling of the process rainfall of powder material in a cover] // Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. 2015. № 3 (226). S. 30–39. DOI:10.5862/JEST.226.4. (rus.)

10. **Tsemenko V.N.** Deformirovaniye poroshkovykh sred. [Deformation of powder medium] SPb.: Izd-vo SPbGPU, 2001. 104 s. (rus.)

11. **Druyanov B.A.** Prikladnaya teoriya plastichnosti poristykh tel [Applied theory of plasticity of porous bodies] M.: Mashinostroyeniye, 1989. 168 s. (rus.)

12. **Krezalek I., Sivaku-mar K.** Computational simulation of powder movement during uniaxial die compaction of metal powders. *Journal of Materials Processing Technology*. 1995. Vol. 48(1). P. 421–428.

13. **Borovkov A.I., Shevchenko D.V.** Non-linear Finite Element Modeling of the Titanium Briquettes Hot Extrusion Process. *Computational Mechanics*. 2004. 7 p.

14. **Han L.H., Elliott J.A., Bentham A.C., Mills A., Amidon G.E., Hancock B.C.** A modified Drucker-Prager Cap model for die compaction simulation of pharmaceutical powders. International Journal of Solids and Structures. Vol. 45 (2008) P. 3088–3106. 19 p.

15. Abaqus Analysis User’s Guide. Volume 3: Materials. Abaqus 6.13.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ФУК Доан Ван – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: fukdoan@mail.ru

FUK Doan V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: fukdoan@mail.ru

ГАНИН Сергей Владимирович – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: S.V.Ganin@gmail.com

GANIN Sergei V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: S.V.Ganin@gmail.com

ЦЕМЕНКО Валерий Николаевич – доктор технических наук профессор, заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: plast-ftim@mail.ru

TSEMENKO Valerii N. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: plast-ftim@mail.ru

DOI 10.5862/JEST.238.11
УДК 621.787

В.Н. Востров, М.М. Радкевич, Е. Юйцзян

СТАТИСТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССОВ НАКАТЫВАНИЯ ВНУТРЕННИХ ЗУБЬЕВ

V.N. Vostrov, M.M. Radkevich, E. Yuiczyan

STATISTICAL MODELING OF MAIN PARAMETERS OF THE PROCESSES OF ROLLING THE INNER TEETH

Получение внутренних зубчатых профилей методами объемного формообразования, в частности накатывания зубьев, значительно повышает эффективность изготовления за счет увеличения производительности процесса, экономии металла и улучшения качества изделия. Процессы накатывания внутренних зубьев способствуют внедрению перспективных видов изделий: волновых передач и подшипников Новикова. При решении инженерных задач в ряде случаев компьютерные модели и аналитические математические методы наталкиваются на значительные трудности, не позволяющие построить адекватную модель процесса, поскольку не представляется возможным учесть все особенности технологических процессов и оборудования, квалификацию рабочего и др. Статистические модели расширяют возможности математических и компьютерных моделей, необходимые в инженерной практике. Статистические модели наряду с математическими и компьютерными моделями, входят в состав имитационных моделей, которые лежат в основе задач оптимизации технологических процессов. Исследование основных параметров процессов в накатывания зубьев выполнялось на экспериментальных стендах, выполненных на базе токарных станков типа 1К62.

СТАТИСТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ; НАКАТЫВАНИЕ ЗУБЬЕВ; ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ; СВОЙСТВА МЕТАЛЛА ЗАГОТОВКИ; ПЛАНИРОВАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТА.

Obtaining internal tooth profiles and, in particular, rolling teeth by methods of volume forming greatly improves the production efficiency by increasing the productivity of the process, saving metal and improving product quality. Processes of internal tooth rolling promote the introduction of advanced types of products: wave Novikov gears and bearings. In solving engineering problems, in some cases, computer models and analytical mathematical methods run into serious difficulties that do not allow to build an adequate model of the process. Since it is not possible to take into account all the peculiarities of technological processes and equipment, training of workers and others, statistical models extend the capabilities of mathematical and computer models required in engineering practice. Statistical models, along with mathematical and computer models, are part of the simulation models which form the basis of optimization of technological processes. Investigation of the basic parameters of the processes in the rolling of the teeth was carried out on experimental stands, made on the basis of the type 1K62 lathes.

STATISTICAL MODEL; ROLLING OF TEETH; PROCESS PARAMETERS; PROPERTIES OF METAL BILLET; EXPERIMENT PLANNING.

Введение

Один из радикальных путей интенсификации процессов зубообработки – более широкое применение в промышленности методов объемного формообразования, в частности накатывания зубьев. Получение этими методами внутренних зубчатых профилей значительно повышает эффективность изготовления за счет увеличения производительности процесса, экономии металла и улучшения качества изделия [1].

Процессы накатывания внутренних зубьев способствуют внедрению перспективных видов изделий – волновых передач и подшипников Новикова [2].

При решении инженерных задач в ряде случаев использование компьютерных моделей и аналитических математических методов наталкивается на значительные трудности, связанные с невозможностью учесть все особенности технологических процессов и оборудования, квалификацию рабочего и др., необходимые чтобы построить адекватную модель процесса. Статистические модели расширяют необходимые для инженерной практики возможности математических и компьютерных моделей. Статистические модели, наряду с математическими и компьютерными моделями, входят в состав имитационных моделей, которые лежат в основе задач оптимизации технологических процессов [3].

Цель работы

Цель нашей работы – построение и анализ статистических моделей усилий деформирования заготовки, точности и шероховатости поверхности накатанных зубчатых венцов внутреннего зацепления, определяющих основные технологические качества разработанного процесса и изготовленных деталей.

Методика эксперимента

Технологическими параметрами, оказывающими влияние на процесс накатывания внутренних зубчатых профилей, качество изготовленных зубчатых колес и приведенные затраты на производство изделия, являются: размеры зуба (модуль зацепления); предел текучести; модуль нормальной упругости и модуль сдвига металла заготовки; единичное обжатие заготовки; угол наклона заходного участка и диаметр делительной окружности зубчатого профиля накатника; передаточное отношение между накатником и изделием; размеры и масса заготовки; скорости вращения заготовки и накатника и др. Наибольшее влияние на усилия деформирования заготовки, точность и шероховатость поверхности формообразованных зубчатых венцов оказывают высота зуба, предел текучести, модуль нормальной упругости и модуль сдвига металла заготовки, единичное обжатие заготовки, угол наклона заходного участка зубчатого профиля накатника, передаточное отношение между накатником и изделием.

Технологии и конструкции зубонакатных станков, разработанные на кафедре «Технология конструкционных материалов и материаловедения» Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого, способствуют эффективному использованию в машиностроении процессов накатывания внутренних зубьев. Исследование основных параметров процессов производилось на экспериментальных стендах, выполненных на базе токарных станков типа 1К62. Конструкции экспериментальных стендов представлены в работах [4, 5]. Основные инженерные решения легли в основу станков для накатывания внутренних зубьев [6].

Схема процесса холодного накатывания внутренних зубчатых профилей показана на рис. 1.

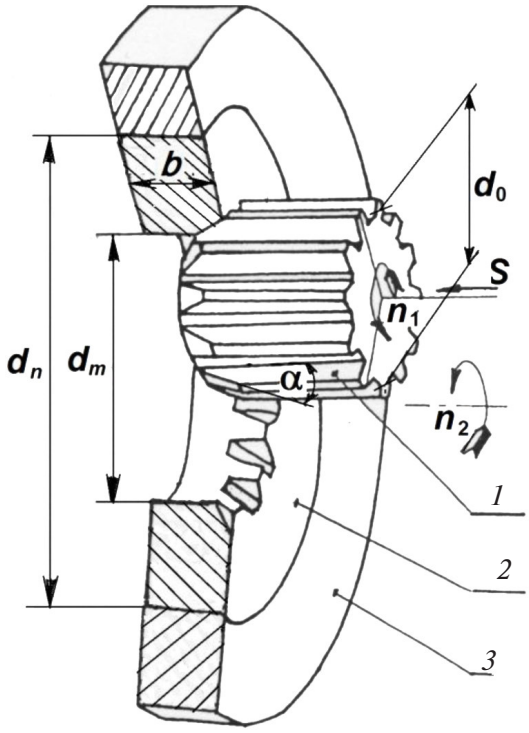


Рис. 1. Схема процесса холодного накатывания внутренних зубчатых профилей: *1* – накатник; *2* – заготовка; *3* – матрица; d_0 – диаметр делительной окружности зубьев накатника; d_m – внутренний диаметр заготовки; d_n – наружный диаметр заготовки; b – ширина заготовки; α – угол наклона заходного участка накатника; n_1 – окружная скорость накатника; n_2 – окружная скорость заготовки; S – подача накатника

Заготовка *2* закрепляется в матрице *3*. Зубчатый профиль получают вращением матрицы *3* с окружной скоростью n_2. Накатник *1* совершает планетарное движение и, перемещаясь с осевом направлении с подачей *S*, формирует на заготовке *2* зубчатый профиль внутреннего зацепления

Осевое перемещение накатников осуществляется суппортом станка. Для измерения радиальных усилий деформирования на внутренней поверхности матрицы вышлифована канавка, в которой закреплен датчик сопротивления. Датчик сопротивления связан проводом с коллекторами. Коллекторы находятся в контакте с токосъемниками, которые подключены к измерительной аппаратуре. Осевое усилие накатывания измеряется тензодатчиками, закрепленными на упорной плите, тангенциальное усилие инструмента измеряется тензодатчиками, размещенными на суппорте станка [4, 5].

Материалы заготовок: стали 20, 20ХН, ШХ15. Кривые деформационного упрочнения данных сталей показаны на рис. 2.

Механические характеристики исследуемых сталей:

Сталь 20	
Предел текучести	225–255 МПА
Предел прочности	390–412 МПа
Относительное удлинение	21–22 %
Модуль нормальной упругости	212–213 ГПа
Модуль сдвига	84–86 ГПа
Сталь 20ХН	
Предел текучести	310–335 МПА
Предел прочности	540–580 МПа
Относительное удлинение	14–17 %
Модуль нормальной упругости	212–213 ГПа
Модуль сдвига	84–86 ГПа
Сталь ШХ15	
Предел текучести	370–410 МПА
Предел прочности	590–730 МПа
Относительное удлинение	25–27%
Модуль нормальной упругости	210–211 ГПа
Модуль сдвига	79–81 ГПа

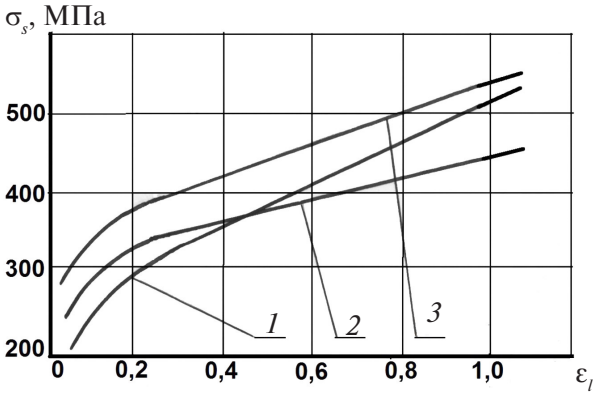


Рис. 2. Кривые деформационного упрочнения исследуемых сталей (1 – 20; 2 – 20ХН; 3 –ШХ 15): σ_s – предел текучести; ε_l – логарифмическая степень деформации

Технологии накатывания внутренних зубчатых профилей разработаны совместно с предприятиями Санкт-Петербурга, Москвы, г. Лозовая (Украина) и Болгарии.

На рис. 3 представлено жесткое колесо ВШ 2.037.018 волновой передачи из стали 20 с накатанным внутренним зубчатым профилем для привода механизма вращения поворотного стола, изготавливаемого НИПКИ «Терминал» (г. Санкт-Петербург). Высота зуба – 2,0 мм, средний диаметр зубчатого профиля – 100,9 мм, ширина жесткого колеса – 10 мм [4].

Подшипник Новикова из стали ШХ 15, разработанный НПО «Научно-исследовательский

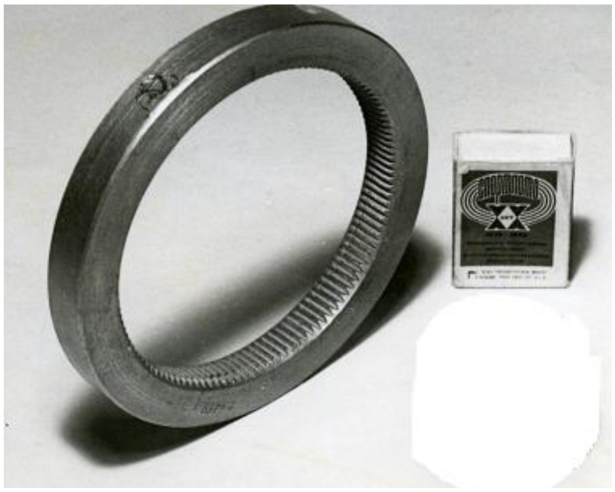


Рис. 3. Жесткое колесо волновой передачи с накатанным внутренним зубчатым профилем высотой 2 мм (сталь 20) [4]

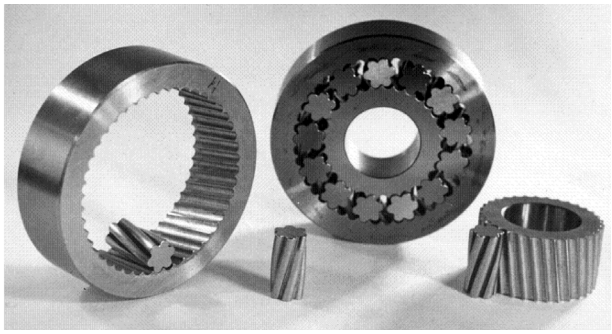


Рис. 4. Подшипник Новикова с накатанными зубчатыми профилями [7]

институт двигателей» (г. Москва) с накатанными внутренним и наружным зубчатыми профилями, показан на рис. 4. Этот подшипник по нагрузочной способности в несколько раз превышает возможности стандартных роликовых подшипников аналогичных размеров. Модуль нормальный – 2,0 мм, модуль окружной – 2,03 мм, делительный диаметр внутреннего кольца – 89,32 мм, наружного кольца – 113,68 мм. Посадочный диаметр наружного кольца – 140 мм, внутреннего кольца – 65 мм. Ширина колец – 40 мм [7].

Деталь 150.39.124 с эвольвентным шлицем внутреннего зацепления из стали 20 трактора ХТЗ Лозовского кузнечно-механического завода, изготовленная холодным накатыванием, изображена на рис. 5, *а*. Модуль зацепления 3,5 мм, диаметр делительной окружности 269,5 мм. Наружный диаметр детали 330 мм, ширина детали 25 мм.

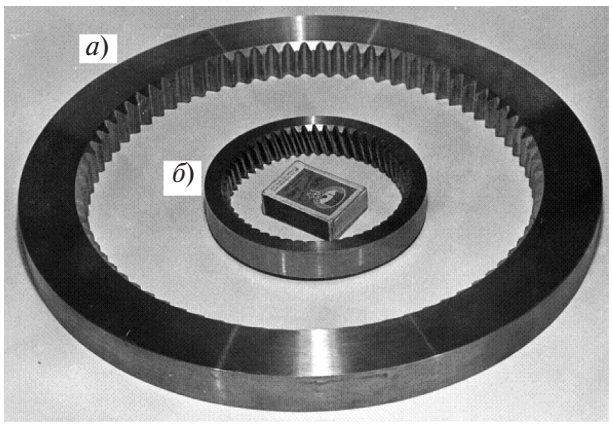


Рис. 5. Эвольвентные профили внутреннего зацепления, формообразованные холодным накатыванием [5]: *а* – модуль шлицевого зацепления 3,5 мм, сталь 20; *б* – модуль зубчатого зацепления 2,0 мм, сталь 20ХН

Эпициклическая шестерня 16.003 привода тельфера эвольвентного внутреннего зацепления из стали 20ХН болгарского предприятия «Завод за постоянно токови двигатели и електроаппаратура», изготовленная холодным накатыванием, показана на рис. 5, *б*. Модуль зацепления – 2,0 мм, диаметр делительной окружности – 106 мм, наружный диаметр шестерни – 130 мм, ширина шестерни – 20 мм. Работа выполнена при участии специалистов Научно-исследовательского института пластической обработки зубчатых колес (г. Русе, Болгария) [5].

Построение статистических моделей технологических параметров процессов накатывания внутренних зубьев

Технологическими параметрами, оказывающими влияние на процесс накатывания внутренних зубчатых профилей, качество изготовленных зубчатых колес и приведенные затраты на производство изделия, являются: модуль зацепления; предел текучести и модуль сдвига металла заготовки; размеры и масса заготовки; угол захода и диаметр делительной окружности зубчатого профиля накатника; единичное обжатие заготовки; скорости вращения заготовки и накатника и др. Наибольшее влияние на усилия деформирования заготовки, точность и шероховатость поверхности формообразованных зубчатых венцов оказывают предел текучести и модуль сдвига металла заготовки, единичное обжатие заготовки, угол захода зубчатого профиля накатника

Для построения статистических моделей методами планирования эксперимента необходимо перейти от реальных физических величин к нормированным, т.е. расположенным в интервале [–1, +1], с помощью преобразования [8–10]

$$x_{1j} = \frac{Z_j - Z^0}{\Delta Z}, \qquad (1)$$

где $Z^0 = \frac{Z_{\max} + Z_{\min}}{2}$; $\Delta Z = \frac{Z_{\max} - Z_{\min}}{2}$; $Z_{\max}$ – наибольшее и $Z_{\min}$ – наименьшее значения вектора $\vec{Z}$.

В качестве регрессионных моделей параметров процесса накатывания внутренних эволь-

вентных зубьев малого модуля (менее 1 мм), зубчатых профилей жестких колес волновых передач и рабочих профилей подшипника Новикова выбираем полиномиальную модель второго порядка [11]

$$\eta(x, a) = a_0 + \sum_{m=1}^{M} a_{mm} x_m^{\,2} + \sum_{m=1}^{M} a_m x_m + \sum_{\substack{m=1\\g=1}}^{M} a_{mg} x_m x_g. \qquad (2)$$

Оптимальный план эксперимента представлен в табл. 1. План достаточно хорошо коррелирует с моделью (2). Характеристики плана: D – эффективность $e^{(D)} = 0{,}966$; A – эффективность $e^{(A)} = 0{,}872$; E – эффективность $e^{(E)} = 0{,}647$; Q – эффективность $e^{(Q)} = 0{,}913$. В каждой точке плана выполнено по три повторных опыта.

Таблица 1

План эксперимента [12]

№ опыта	x_1	x_2	x_3	x_4
1	-	-	-	-
2	-	-	-	+
3	-	-	+	-
4	-	-	+	+
5	-	+	-	-
6	-	+	-	+
7	-	+	+	-
8	-	+	+	+
9	+	-	-	-
10	+	-	-	+
11	+	-	+	-
12	+	-	+	+
13	+	+	-	-
14	+	+	-	+
15	+	+	+	-
16	+	+	+	+
17	+	0	0	0
18	-	0	0	0
19	0	+	0	0
20	0	-	0	0
21	0	0	+	0
22	0	0	-	0
23	0	0	0	+
24	0	0	0	-

Ковариационная матрица С плана имеет вид [12]

$$C = \left\{ \begin{array}{ccccccc} a_0 & a_{mm} & a_{kk} & a_m & a_k & a_{mk} & a_{ml} \\ 0{,}229 & -0{,}062 & -0{,}062 & & & & \\ & 0{,}396 & -0{,}104 & & & 0 & \\ & & 0{,}396 & & & & \\ & & & 0{,}056 & & & \\ & & & & 0{,}056 & & \\ & \text{sim} & & & & 0{,}062 & \\ & & & & & & 0{,}062 \end{array} \right\} \qquad (3)$$

В качестве примера в табл. 2 представлены выборочные средние трех повторных опытов в каждом опыте плана эксперимента из табл. 1 при исследовании процесса накатывания внутренних зубьев жестких колес волновых передач [4].

В табл. 2 обозначены: $Y_1 = \dfrac{P_0}{\sigma_s h^2}$ – относительное осевое усилие деформирования, где σ_s – предел текучести металла заготовки, h – высота зуба изделия; $Y_2 = \dfrac{P_R}{\sigma_S h^2}$ – относительное радиальное осевое усилие деформирования; $Y_3 = \dfrac{P_\tau}{\sigma_S h^2}$ – относительное тангенциальное усилие деформирования; $Y_4 = F_{ir}''$ – колебание измерительного межосевого расстояния за один оборот зубчатого колеса; $Y_5 = F_{rr}$ – радиальное биение зубчатого венца; $Y_6 = R_a$ – высота микронеровностей поверхности сформированных зубьев.

Из матрицы С определяем $N^* = 0{,}229$; $b^* = -0{,}062$; $r^* = 0{,}396$; $p^* = -0{,}104$; $b^{-1} = 0{,}056$; $p^{-1} = 0{,}062$.

Коэффициенты модели вычисляются по формулам [12]

$$a_0 = N^* \sum_{i=!}^{N} \overline{Y}_i + b^* \sum_{m=1}^{M} \sum_{i=1}^{N} x_{mi}^2 \overline{Y}_i; \qquad (4)$$

$$a_{mm} = b^* \sum_{i=!}^{N} \overline{Y}_i + \left(r^* - p^*\right) \sum_{i=1}^{N} x_{mi}^2 \overline{Y}_i + p^* \sum_{m=1}^{M} \sum_{i=1}^{N} x_{mi}^2 \overline{Y}_i; \qquad (5)$$

$$a_m = b^{-1} \sum_{i=1}^{N} x_{mi} \overline{Y}_i; \quad a_{mg} = p^{-1} \sum_{i=1}^{N} x_m x_g \overline{Y}_i. \qquad (6)$$

где $\overline{Y}_i = \dfrac{1}{n_i} \sum_{k=1}^{ni} Y_{ki}$; ; n_i – количество повторных наблюдений в i-й точке области эксперимента.

Таблица 2

Результаты экспериментов, выполненных в соответствии с планом эксперимента табл. 1

№ опыта плана	$Y_1 \times 10^2$	$Y_2 \times 10^2$	$Y_3 \times 10^2$	Y_4, мкм	Y_5, мкм	$Y_6 \times 10^2$, мкм
1	296	57	21	117	87	102
2	264	72	25	134	95	122
3	468	90	38	121	73	123
4	517	121	37	88	48	124
5	372	86	29	101	69	86
6	428	101	25	110	90	109
7	526	122	59	72	45	91
8	575	133	56	66	46	121
9	272	51	44	75	64	103
10	374	77	48	73	57	92
11	470	92	3	57	36	99
12	547	109	58	66	55	33
13	356	104	57	132	130	120
14	452	108	53	119	121	98
15	551	128	67	121	117	124
16	650	126	65	118	122	98
17	451	95	55	145	57	103
18	443	108	41	147	42	110
19	484	107	47	57	94	39
20	416	92	46	44	69	42
21	535	111	52	33	37	33
22	364	91	40	36	56	36
23	479	102	48	27	23	42
24	408	97	46	28	55	40

В эксперименте используем следующие безразмерные комплексы [13]:

$F_1 = S_1/d_д$; $F_2 = i_{21}$; $F_3 = G/E$; $F_4 = \text{tg}\,\alpha$,

где S_1 – величина единичного обжатия заготовки, S_1 = 0,005–0,05 мм; i_{12} – передаточное отношение между изделием и накатником, $i_{21} = d_д/d_0 = 1{,}5–3{,}0$; $d_д$ – диаметр делительной окружности зубьев детали; d_0 – диаметр делительной окружности зубьев накатника; E – модуль нормальной упругости, E = 210–211 ГПа; G – модуль сдвига, G = 79–81 ГПа; α – угол наклона заходного участка накатника, α = 10–25°.

Границы интервалов изменения комплексов представлены в табл. 3.

Таблица 3

Границы интервалов изменения комплексов

Параметр	F_1	F_2	F_3	F_4
F_{iB}	0,01	0,40	0,43	0,50
F_{iH}	0,0003	0,20	0,38	0,20

Значимость коэффициентов уравнений регрессии проверяют с целью исключения из моделей факторов, слабо влияющих на функцию отклика. Коэффициент a_l считается значимым, если он значимо отличается от нуля в смысле критерия Стьюдента. Доверительный интервал коэффициентов a_l модели равен [12]

$$\Delta a_l = \pm t_\alpha \sqrt{S^2(a_l)}, \qquad (7)$$

где t_α – критерий Стьюдента при числе степеней свободы $\nu_e = N(n-1)$; N – количество опытов в плане эксперимента; n – количество повторных опытов.

Коэффициент a_l модели значим, если его абсолютная величина больше доверительного интервала, т.е. $|a_l| > |\Delta a_l|$.

Дисперсии оценки коэффициентов модели a_l описываются следующим образом [12]:

$$S^2(a_0) = N^* S^2_{(y)};\ S^2(a_{mm}) = r^* S^2_{(y)};\ S^2(a_m) = b^{-1} S^2_{(y)};$$

$$S^2(a_{mg}) = p^{-1} S^2_{(y)}, \qquad (8)$$

где $S^2_{(y)}$ – дисперсия наблюдения.

В случае одинакового количества n повторных опытов дисперсия наблюдения $S^2_{(y)}$ равна

$$S^2_{(y)} = \frac{1}{\nu_e}\sum_{i=1}^{N}\sum_{k=1}^{n}\left(Y_{ki} - \bar{y}_i\right)^2, \qquad (9)$$

где ν_e – число степеней свободы, $\nu_e = N(n-1)$; Y_{ki} – значение отклика в k-м повторном эксперименте i-го опыта; N – количество опытов в плане эксперимента.

В результате статистического анализа м.н.к.-оценок коэффициентов моделей получаем регрессионные модели энергосиловых параметров накатывания внутренних эвольвентных зубьев малого модуля, зубчатых профилей жестких колес волновых передач и подшипника Новикова. Безразмерные комплексы заменены нормированными факторами.

Относительное радиальное усилие деформирования заготовки:

$$\eta(1) = \frac{P_r}{\sigma_s h^2} = 4{,}22 + 0{,}25\,x_3^2 + 0{,}077\,x_1 + 0{,}41x_2 + 0{,}92x_3 + 0{,}36x_4 + 0{,}084x_1\,x_3 + 0{,}065x_1\,x_4 + 0{,}011x_2\,x_3 + 0{,}055x_2\,x_4. \qquad (10)$$

Относительное осевое усилие деформирования заготовки:

$$\eta(2) = \frac{P_0}{\sigma_s h^2} = 0{,}87 + 0{,}037x_1^2 + 0{,}069x_3^2 + 0{,}038x_4^2 + 0{,}013x_1 + 0{,}14x_2 + 0{,}16x_3 + 0{,}086x_4 + 0{,}016x_1x_2 - 0{,}048x_2x_3 - 0{,}021x_2x_4 - 0{,}014x_3x_4. \qquad (11)$$

Относительное тангенциальное усилие деформирования заготовки:

$$\eta(3) = \frac{P_\tau}{\sigma_s h^2} = 0{,}44 + 0{,}026\,x_1^2 + 0{,}099x_1 + 0{,}044\,x_2 + 0{,}089\,x_3 - 0{,}022\,x_4 - 0{,}025\,x_1\,x_3 + 0{,}008\,x_2\,x_3 + 0{,}004\,x_3\,x_4. \qquad (12)$$

Предварительные эксперименты показали, что на точность зубчатого венца оказывают влияние следующие факторы: δ – упругое смещение накатника, δ = 5–15 мкм; S_1 – единичное обжатие заготовки, S_1 = 0,005–0,05 мм; h – высота зубчатого профиля, h = 0,4–2,5 мм; i_{12} – передаточное отношение между изделием и накатником, i_{21} = 1,5–3,0; $D_{заг}$ – внутренний диаметр заготовки, $D_{заг}$ = 50–300 мм.

Факторы преобразуем в безразмерные комплексы:

$$B_1 = \delta/h;\quad B_2 = S_1/h;\quad B_3 = D_{заг}/h;\quad B_4 = i_{21}. \qquad (13)$$

Границы интервалов изменения комплексов представлены в табл. 4, где B_{iB} и B_{iH} – соответственно верхнее и нижнее значения комплексов.

Таблица 4

Границы интервалов изменения комплексов

Параметр	B_1	B_2	B_3	B_4
B_{iB}	0,05	80	0,05	0,47
B_{iH}	0,01	50	0,01	0,17

Получены следующие зависимости показателей точности зубчатого венца. Колебание измерительного межосевого расстояния за один оборот зубчатого колеса:

$$\eta(4) = F_{ir}'' = 51{,}04 + 91{,}52x_1^2 - 39{,}17x_3^2 - 4{,}27x_4^2 + 10{,}15x_2 - 9{,}54x_3 + 17{,}58x_1\,x_2 + 7{,}97\,x_1\,x_3 - 2{,}25\,x_3x_4. \qquad (14)$$

Радиальное биение зубчатого венца:

$$\eta(5) = F_{rr} = 49{,}12 + 29{,}48x_2^2 + 12{,}42x_1 + 13{,}35x_2 - 10{,}02x_3 - 3{,}08x_4 + 17{,}42\,x_1x_2 + 6{,}75x_1x_3. \qquad (15)$$

Высота микронеровностей поверхности сформированных зубьев описывается выражением

$$\eta(6) = R_a = 0{,}883 + 0{,}182x_1^2 + 0{,}066x_1x_2 - 0{,}112\,x_1x_4 + 0{,}065x_2x_3. \qquad (16)$$

В качестве плана эксперимента при исследовании процесса накатывания внутренних эвольвентных зубьев большого модуля (более 1 мм) выбираем двухуровневый план 2^4. В каждой точке плана эксперимента сделано по три повторных опыта. Плану 2^4 соответствует квазилинейная модель [9]

$$\eta(x, a) = a_0 + \sum_{m=1}^{M} a_m x_m + \sum_{\substack{m=1\\g=1}}^{M} a_{mg} x_m x_g. \qquad (17)$$

При построении моделей усилий деформирования в эксперименте используем следующие безразмерные комплексы:

$$K_1 = S_1/m;\ K_2 = i_{12};\ K_3 = G/E;\ K_4 = \mathrm{tg}\,\alpha, \qquad (18)$$

где m – модуль зубчатого профиля, 1,0–3,5 мм; S_1 – величина единичного обжатия заготовки, S_1 = 0,005–0,05 мм; i_{21} – передаточное отношение между изделием и накатником, i_{21} = 1,5–3,0; E – модуль нормальной упругости, E = 210–211 ГПа; G – модуль сдвига, G = 79–81 ГПа; α – угол наклона заходного участка накатника, α = 10–25°. Границы интервалов изменения комплексов представлены в табл. 5.

Таблица 5

Границы интервалов изменения комплексов

Параметр	K_1	K_2	K_3	K_4
K_{iB}	0,03	80	0,43	0,47
K_{iH}	0,01	50	0,38	0,17

Здесь K_{iB} и K_{iH} – соответственно верхнее и нижнее значения комплексов.

Коэффициенты модели вычисляются по формулам [8]

$$a_0 = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}\bar{Y}_i;\quad a_m = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}\bar{Y}_i x_{mi};\quad a_{mp} = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}\bar{Y}_i x_{mi} x_{pi}. \tag{19}$$

Для линейных и квазилинейных моделей дисперсии оценок всех коэффициентов модели равны. Поэтому доверительный интервал коэффициентов a_l модели одинаков и равен [8]

$$\Delta a_l = \pm t_\alpha \sqrt{\frac{S^2_{(y)}}{N}}, \tag{20}$$

где $S^2_{(y)}$ – дисперсия наблюдения; t_α – критерий Стьюдента [14].

Коэффициент a_l модели считается значимым, если его абсолютная величина больше доверительного интервала, т.е. $|a_l| > |\Delta a_l|$. Незначимые коэффициенты из моделей исключаются.

В результате получаем следующие статистические модели энергосиловых параметров процесса накатывания внутренних эвольвентных профилей большого модуля:

$$\eta(7) = \frac{P_r}{\sigma_s m^2}\ 51{,}42 + 9{,}35\,x_1 + 1{,}70\,x_2 + 8{,}89\,x_3 + 6{,}12\,x_4 - 2{,}14\,x_1 x_3 + 2{,}71\,x_2 x_3 - 1{,}67\,x_2 x_4 - 0{,}78\,x_1 x_4; \tag{21}$$

$$\eta(8) = \frac{P_0}{\sigma_s m^2}\ 7{,}52 + 1{,}28\,x_1 + 0{,}12\,x_2 + 1{,}22\,x_3 + 0{,}84\,x_4 - 0{,}49\,x_1 x_3 - 0{,}13\,x_1 x_4 + 0{,}16\,x_2 x_3 - 0{,}19\,x_3 x_4; \tag{22}$$

$$\eta(9) = \frac{P_\tau}{\sigma_s m^2}\ 5{,}21 + 1{,}19\,x_1 + 1{,}22\,x_2 + 0{,}64\,x_3 - 0{,}34\,x_4 - 0{,}36 x_1 x_2 + 0{,}14\,x_1 x_3 - 0{,}06\,x_1 x_4. \tag{23}$$

Регрессионные модели показателей точности накатанных зубчатых колес: колебание F''_{ir} измерительного межосевого расстояния за один оборот зубчатого колеса и радиальное биение F_{rr} зубчатого венца при накатывания внутренних эвольвентных профилей большого модуля строим также на основе плана 2^4. В каждом опыте плана выполнено по три повторных наблюдения. Предварительные эксперименты показали, что на точность зубчатого венца оказывают влияние следующие факторы: δ – упругое смещение накатника, δ = 5–15 мкм; S_1 – единичное обжатие заготовки, S_1 = 0,005–0,05 мм; h – высота зубчатого профиля, h = 2,0–4,0 мм; i_{12} – передаточное отношение между изделием и накатником, i_{12} = 1,5–3,0; $D_{заг}$ – внутренний диаметр заготовки, $D_{заг}$ = 100–300 мм.

Факторы преобразуем в безразмерные комплексы. Границы интервалов изменения комплексов представлены в табл. 5. Получены зависимости

$$\eta(10) = F''_{ir} = 27{,}34 + 3{,}75\,x_1 + 2{,}65\,x_2 + 11{,}58\,x_3 - 3{,}41\,x_4 - 1{,}97\,x_1 x_3 - 1{,}58\,x_3 x_4 - 2{,}83\,x_2 x_3; \tag{24}$$

$$\eta(11) = F_{rr} = 35{,}12 + 5{,}25\,x_1 + 6{,}62\,x_2 + 17{,}75\,x_3 - 5{,}12\,x_4 - 4{,}62\,x_1 x_3 - 4{,}01\,x_3 x_4 - 2{,}75\,x_2 x_3. \tag{25}$$

Статистическая модель высоты микронеровностей поверхности сформированных зубьев R_a имеет вид

$$\eta(12) = R_a = 0{,}836 + 0{,}159\,x_1 - 0{,}081\,x_2 - 0{,}0029\,x_3 + 0{,}031\,x_4. \tag{26}$$

Адекватность моделей проверяется сравнением дисперсий адекватности и наблюдения по статистике Фишера (F-критерий) [14]. Статистика Фишера выражается формулой

$$F = \frac{S^2_{ад}}{S^2_{(y)}}, \tag{27}$$

где $S_{ад}{}^2$ – дисперсия адекватности; $S^2_{ад} = \frac{S^2_{e\eta}}{\nu_{ад}}$; $\nu_{ад}$ – число степеней свободы; $S^2_{e\eta}$ сумма квадратов ошибок.

В случае одинакового количества повторных опытов n сумма квадратов ошибок $S^2_{e\eta}$ и число степеней свободы $\nu_{ад}$ соответственно равны

$$S^2_{e\eta} = \sum_{i=1}^{N}\sum_{k=1}^{n}\left(Y_{ki} - \eta_i\right)^2;\quad \nu_{ад} = Nn - L, \tag{28}$$

где η_i – значение отклика, предсказанное моделью в i-й точке области эксперимента; Y_{ki} – значение отклика в k-м повторном эксперименте i-го опыта.

При $F < F_т$, где $F_т$ = 19,4 – табличное значение F-критерия [15], гипотеза об адекватности мо-

дели не отвергается. Значения статистики Фишера для всех моделей находятся в диапазоне F = 3,5–8,1. Следовательно, построенные статистические модели адекватны.

Обсуждение основных результатов

Статистические модели усилий деформирования в процессе холодного накатывания эвольвентных зубьев малого модуля, зубчатых профилей жестких колес волновых передач и рабочих профилей подшипника Новикова представляют собой полиномиальные модели второго порядка. Вторую степень зависимости имеют: радиальное усилие (от отношения модуля сдвига к модулю нормальной упругости); осевое усилие (от отношений единичного обжатия к диаметру делительной окружности зубьев детали, модуля сдвига к модулю нормальной упругости материала заготовки и тангенса угла наклона заходного участка накатника); тангенциальное усилие (от отношения единичного обжатия к диаметру делительной окружности зубьев детали).

Усилия деформирования в процессе холодного накатывания эвольвентных зубьев большого модуля описываются квазилинейными моделями. Анализ моделей показал, что для радиальной и осевой составляющих усилия деформирования наиболее значимыми факторами являются отношения единичного обжатия к модулю зубчатого профиля и модуля сдвига к модулю нормальной упругости материала заготовки. На тангенциальное усилие деформирования наибольше влияние оказывают отношения единичного обжатия к модулю зубчатого профиля и передаточное отношение «изделие–накатник». Парные эффекты взаимодействия незначительно влияют на составляющие усилия деформирования.

Колебание измерительного межосевого расстояния за один оборот зубчатого колеса (F_{ir}'') всех исследуемых зубчатых профилей – эвольвентных малого и большого модуля, жестких колес волновых передач и подшипника Новикова – при холодном накатывании зубьев значительно зависит от упругого смещения накатника, величина которого связана с жесткостью системы «станок – приспособление – инструмент – деталь». На радиальное биение зубчатого венца F_{rr} наибольше влияние оказывает относительное единичное обжатие заготовки.

Высота микронеровностей R_a поверхности сформированных зубьев наиболее существенно зависит от жесткости системы «станок – приспособление – инструмент – деталь».

Заключение

При накатывании внутренних эвольвентных зубьев малого модуля (менее 1 мм) зубчатых профилей жестких колес волновых передач и рабочих профилей подшипника Новикова статистические модели для составляющих усилия деформирования, показателей точности зубчатого профиля и качества поверхности представляют собой полиномиальные модели второго порядка, построенные на основе оптимального плана эксперимента. В процессе накатывания внутренних эвольвентных зубьев большого модуля составляющие усилия деформирования и показатели точности зубчатого профиля описываются квазилинейными моделями, построенными на основе плана 2^4. Высота микронеровностей поверхности сформированных зубьев большого модуля аппроксимирована линейной моделью.

Построенные статистические модели удовлетворяют критерию Фишера и, следовательно, являются адекватными. Анализ разработанных статистических моделей позволил сделать вывод, что они удовлетворительно описывают поведение технологических параметров процессов накатывания внутренних зубчатых профилей и могут быть использованы при проектировании данных процессов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Лапин В.В., Писаревский М.И., Самсонов В.В. [и др.]** Накатывание червяков, шлицев и зубьев. Л.: Машиностроение, 1986. 228 с.

2. **Востров В.Н.** Современные технологии накатывания периодических профилей внутреннего зацепления // Металлообработка. 2011. № 3 (63). С. 36–42.

3. **Востров В.Н., Ли В.А.** Оптимальное проектирование процесса накатывания внутренних волновых зубьев // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2002. № 1. С. 30–35.

4. **Востров В.Н. Ли В.А.** Накатывание внутренних зубьев колес волновых передач // СТИН. 1996. № 2. С. 35–37.

5. **Шекерджиев Э.Р., Востров В.Н.** Многопроходное накатывание внутренних эвольвентных профилей // Кузнечно-штамповочное производство. 1995. № 1. С. 23–25.

6. **Востров В.Н., Каран А. Д.** Станки для накатывания зубчатых профилей внутреннего зацепления // Металлообработка. 2002. № 1. С. 46–53.

7. **Востров В.Н., Атрошенко А.П., Любимов В.П. [и др.]** Накатывание рабочих профилей подшипника повышенной грузоподъемности // Кузнечно–штамповочное производство. 1989. № 5. С. 20–21.

8. **Адлер Ю.П.** Планирование эксперимента – путь лабораторных исследований // Лабораторная практика. 2008. Сентябрь С. 2–8.

9. **Cox P.A.** Vertebrate pollination and the maintenance of dioecism in Freycinetia // American Naturalist. 1982. Vol. 120. P. 65–80.

10. **Fleiss J.L.** Statistical Methods for Rates and Proportions. Division of Biostatistics School of Public Heath. Columbia University: John Wiley&Sons, Inc. 1981 328 p.

11. **Андрукович П.Ф., Голикова Т.И., Костина С.Г.** Планы второго порядка на гиперкубе близкие по свойствам к D–оптимальным. В кн.: Новые идеи в планировании эксперимента / Под ред. В.В. Налимова. М.: Наука, 1969. С. 140–152.

12. Таблицы планов эксперимента для факторных и полиномиальных моделей / Под ред. В.В. Налимова. М.: Металлургия, 1982. 752 с.

13. **Агеев Г.К., Гишваров А.С., Давыдов М.Н.** Моделирование процессов ГТД на основе планирования эксперимента в критериальной форме подобия // Вестник Уфимского государственного технического университета. 2014. № 3 (64). С. 57–61.

14. **Большев Л.Н., Смирнов Н.В.** Таблицы математической статистики. М.: Наука, 1983. 416 с.

REFERENCES

1. **Lapin V.V., Pisarevski M.I., Samsonov V.V.** [and others]. Nakativanie cherviakov, shclizev i zubev. [The rolling worms, splices and teeth.]. Leningrad: Mechanical, 1986. 228 p. (rus)

2. **Vostrov V.N.** Sovremennie technologii nakativanija periodishceskich pofilei vnutrennego zaceplenia. [Modern technology of rolling periodic profiles of the internal gear.]. *Metalworking*. 2011. № 3 (63). S. 36–42. (rus)

3. **Vostrov V.N., Lee V.A.** Optimalnoe proektirovanie processa nakativanija vnutrennich volnovich zubev. [Optimal design of rolling process of internal wave teeth.]. *Forging–stamping production. Processing of metals by pressure*. 2002. № 1. S. 30–35. (rus)

4. **Vostrov V.N., Lee V.A.** Nakativanie vnutrennich zubev wolnovich peredatshc. [Rolling the inner teeth of the wheels of wave transmissions.]. *STIN*. 1996. №2. S. 35–37. (rus)

5. **Sekerdjiev E.R., Vostrov V.N.,** Mnogoprochodnoe nakativanie wnutrennich evolventnich zubiev. [Multi–pass rolling of internal involute profiles.]. *Forging–stamping production*. 1995. № 1. S. 23–25. (rus)

6. **Vostrov V.N., Karan A.D.** Stanki dlia nakativania zubtshcatich profilei vnutrennego zaceplenia. [Machines for the rolling of gear profiles of the internal gear.]. *Metalworking*. 2002. № 1. P. 46–53. (rus)

7. **Vostrov V.N., Atroshenko A.P., Lyubimov V.P.** [and others] Nakativanie rabotschich profilei podshcipnika povishcennoi grusopodiemnosti. [Business profile Rolling bearing of high load capacity.]. *Forging–stamping production*. 1989. № 5. S. 20–21. (rus)

8. **Adler Yu.P.** Planirovanie ecsperimenta – put laboratornich issledovaniy [Experiment planning – the way laboratory research]. *Laboratory practice*. 2008. September. S. 2–8. (rus)

9. **Cox P.A.** Vertebrate pollination and the maintenance of dioecism in Freycinetia. *American Naturalist*. 1982. Vol. 120. P. 65–80. (USA)

10. **Fleiss J.L.** Statistical Methods for Rates and Proportions. Division of Biostatistics School of Public Heath. Columbia University: John Wiley&Sons, Inc. 1981. 328 p. (USA)

11. **Andrukovich F.P., Golikova T.I., Kostin S.G.** Plani wtorogo poriadka na giperkube blizkie po svoistvam k D-optimalnim/ [Plans of the second order on the hypercube with similar properties to the D–optimal] / In the book: [New ideas in experimental design. Edited by V.V. Nalimov. Moscow: Nauka. 1969. S. 140–152. (rus)

12. Tablici planov ecsperimenta dlia faktornich i polinomialnich modelei [Tables of experiment plans for factorial and polynomial models/ Ed. by V.V. Nalimov.]. Moscow: Metallurgy. 1982. 752 p. (rus)

13. **Ageev A.K., Gischvarov A.S., Davivov M.N.** Modelirovanie processov GDT na osnove planirovaniya ecsperimenta [Modeling of processes of gas-turbine engines on the basis of experimental design in criterial form of similarity]. *Bulletin of the Ufa state technical University*. 2014. № 3 (64). S. 57–61. (rus)

14. **Bol’shev L.N., Smirnov N.V.** Tablizi matematitshcescoi statistiki [Tables of mathematical statistics.]. Moscow: Nauka. 1983. 416 s. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ВОСТРОВ Владимир Николаевич – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: vostrov-vn@mail.ru

VOSTROV Vladimir N. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: vostrov-vn@mail.ru

РАДКЕВИЧ Михаил Михайлович – доктор технических наук профессор, заведующий кафедрой технологии конструкционных материалов и материаловедения Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: radmich@mail.ru

RADKEVICH Mikhail M. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: radmich@mail.ru

ЮЙЦЗЯН Е. – магистр Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: vostrov-vn@mail.ru

YUICZYAN E. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: vostrov-vn@mail.ru

DOI 10.5862/JEST.238.12
УДК 669.018.44:621.73

К.А. Охапкин, А.С. Кудрявцев, Д.А. Груздев, Г.К. Рерих

АНАЛИЗ ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ И РАЗРАБОТКА РЕКОМЕНДАЦИЙ ПО СХЕМЕ ДЕФОРМИРОВАНИЯ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ПОКОВОК ИЗ СПЛАВА МАРКИ ХН55МВЦ-ИД

K.A. Okhapkin, A.S. Kudryavtsev, D.A. Gruzdev, G.K. Rerikh

ANALYSIS OF THE PHYSICO-MATHEMATICAL MODEL AND DEVELOPMENT OF RECOMMENDATIONS ACCORDING TO THE SCHEME OF DEFORMATION OF LARGE-SIZED FORGING FROM GRADE ХН55МВЦ-ИД ALLOY

В работе представлены результаты физико-математического моделирования с использованием метода конечных элементов технологического процесса ковки сплава марки ХН55МВЦ-ИД В расчете использованы экспериментальные данные о механических характеристиках сплава, определенные при испытаниях на растяжение и сжатие в условиях, имитирующих процесс ковки. На основе анализа модели сопоставлены процессы осадки и протяжки. Установлено, что в процессе осадки значения растягивающих деформаций в отдельных локальных областях близки к предельной пластичности сплава при температурах 1100–1140 °С. Поэтому для снижения риска образования дефектов в процессе деформации при температурах близких к 1140 °С целесообразно избегать операции осадки слитка. Процесс протяжки при температуре 1140 °С более благоприятен, так как значения растягивающих деформаций много меньше предельной пластичности сплава во всем исследованном диапазоне температур.

НИКЕЛЕВЫЙ СПЛАВ; ПРОЦЕСС КОВКИ; ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ; МЕТОД КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ; РЕКОМЕНДАЦИИ ПО ТЕХНОЛОГИИ.

The paper presents the results of physical and mathematical modeling of the technological process of forging the grade ХН55МВЦ-ID alloy using the finite element method. In the calculation we used the experimental data on the mechanical properties of the alloy, determined when tested in tension and compression under conditions that simulate the forging process. Based on the analysis of the model the processes of upset forging and stretching are compared. It is found that in the upset forging process, the values of tensile deformations in some local areas are close to the limit of ductility of the alloy at temperatures of 1100 to 1140 °C. Therefore, to reduce the risk of formation of defects in the deformation process at temperatures close to 1140 °C, it is advisable to avoid the operation of upsetting the ingot. Stretching at a temperature of 1140 °C is more favorable, since the values of tensile deformations are much smaller than the limiting plasticity of the alloy in the whole temperature range investigated.

NICKEL ALLOY; FORGING PROCESS; PHYSICAL AND MATHEMATICAL MODEL; FINITE ELEMENT METHOD; RECOMMENDATIONS ON TECHNOLOGY.

Введение

Во ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей» разработан сплав марки ХН55МВЦ [1, 2]. Сплав предназначен для длительной высокотемпературной эксплуатации в контакте с газовым теплоносителем.

В процессе промышленного освоения крупногабаритных полуфабрикатов были обнаружены трещины в передельной заготовке. В работах [3, 4]

определены причины образования дефектов и для повышения технологичности сплава марки ХН55МВЦ-ИД рекомендованы проведение гомогенизационного отжига и снижение температуры горячего передела. В связи с высокой ответственностью конструкции, для которой предполагается использовать материал, даже микроразмерные несплошности недопустимы [5]. Поэтому необходимо рассмотреть случай локального повышения температуры ковки (вследствие нагрева при пластической деформации) в области слитка, где неоднородность не растворилась на этапе отжига.

Цель наших исследований – разработка рекомендаций по снижению вероятности образования микротрещин в случае локального исчерпания деформационной способности металла при пластической обработке.

Материалы и методика исследований

Определение механических свойств сплава проводили по стандартным методикам [6]. Исследования механических свойств сплава ХН55МВЦ-ИД в условиях ковки проведены на металле пробы квадратного сечения 90 мм, кованной на прессе.

Приведем химический состав, масс. %, сплава марки ХН55МВЦ-ИД после двойного переплава (ВИ+ВДП):

C	0,02	W	2,53
Mn	1,48	V	0,02
Si	0,28	Ti	0,03
S	0,002	N_2	0,009
P	0,007	Al	0,11
Cr	18,89	Nb	0,03
Ni	53,24	Zr	0,13
Cu	0,03	Co	0,04
Mo	6,10		

Примечание: в сплав введены бор, иттрий и магний по расчету (мас. %): бор – 0,005, иттрий – 0,05, магний – 0,05.

Определение механических свойств при температурах 900–1140 °С проводилось при испытаниях на растяжение до разрушения цилиндрических образцов на установке Zwick Z-050 и на сжатие на закалочно-деформационном дилатометре DIL 805. Параметры нагрева и охлаждения при испытаниях имитировали условия нагрева при ковке: скорость нагрева до 800 °С – по мощности печи, от 800 до 1140 °С – 1,5–5 °С/мин; время выдержки при 1140 °С – 20/60 мин.; охлаждение с температуры 1140 °С до температуры испытаний в печи – ~22 °С/мин; время выдержки при температуре испытаний – 5–10 мин. После испытаний охлаждение до температуры 600 °С с печью, после – на воздухе. Диаметр рабочей части образца на растяжение – 6 мм. Длина рабочей части образца на растяжение – 30 мм. Размер образца на сжатие – Ø5×10 мм.

Построение физико-математической модели было выполнено в программном комплексе DEFORM; расчет параметров деформации проведен на основе конечно-элементного моделирования процесса осадки цилиндрической заготовки высотой 1470 мм и диаметром 465 мм при скорости движения верхнего бойка 180 мм/мин с последующей протяжкой.

Экспериментальные данные и анализ полученных результатов

Результаты испытаний образцов на сжатие в диапазоне температур ковки с учетом предполагаемых скоростей деформирования представлены на рис. 1.

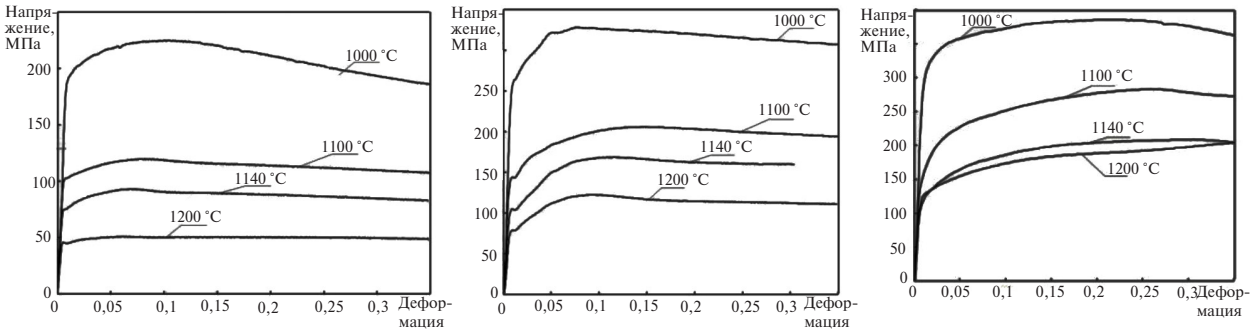


Рис. 1. Зависимости напряжений от деформаций сплава при сжатии.
Скорости деформации: *а*) 0,01с$^{-1}$; *б*) 0,1с$^{-1}$; *в*) 1с$^{-1}$

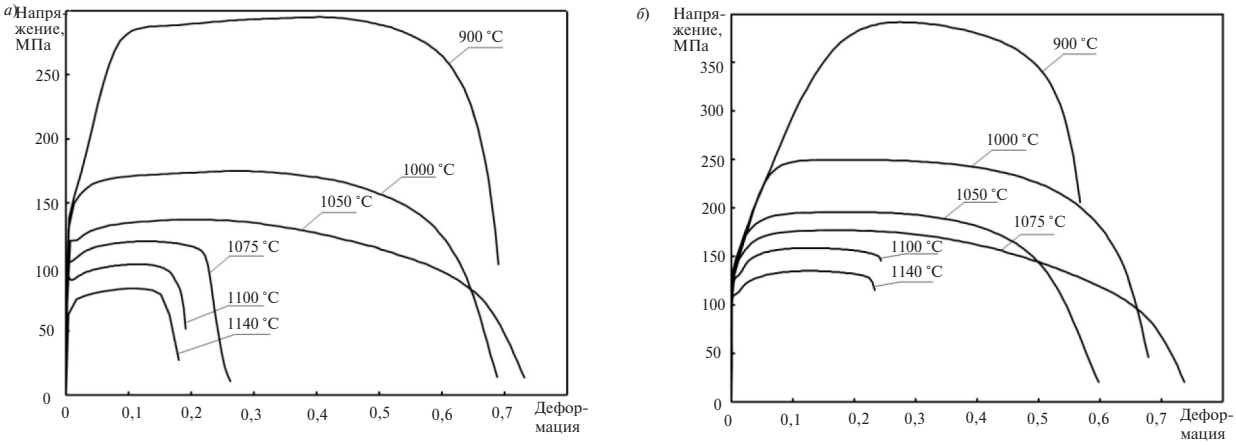


Рис. 2. Зависимости напряжений от деформаций сплава при растяжении.
Скорости деформации: *а*) 0,01с$^{-1}$; *б*) 0,1с$^{-1}$

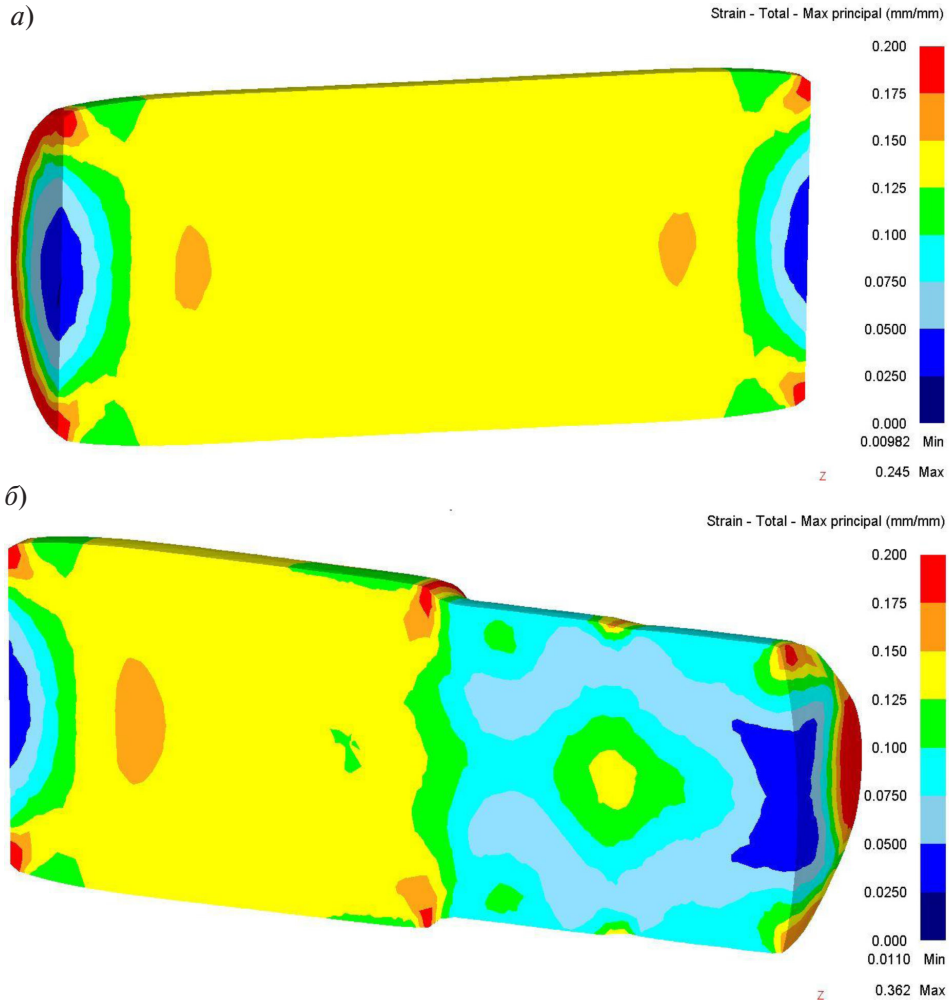


Рис. 3. Результаты расчета. Поле растягивающих деформаций в сечении заготовки в процессах осадки (*а*) и протяжки (*б*)

Кроме испытаний на сжатие, проведены механические испытания на растяжение в условиях, имитирующих параметры режима ковки, для нахождения кривой «истинные напряжения–деформации», использующейся в расчете.

Результаты испытаний представлены на рис. 2. Пересчет исходных данных (усилие на захватах в функции от перемещения захватов) в зависимость напряжений от деформаций производился без учета образования шейки.

Для моделирования цилиндрической заготовки построена сетка с использованием 66000 тетраэдрических конечных элементов.

Для краевой задачи были использованы следующие граничные и начальные условия:

на верхний боек задавалось усилие пресса 31500000 Н;

начальная температура заготовки – 1140 °С (равномерно распределена по сечению);

коэффициент черноты поверхности заготовки – 0,8;

коэффициент конвективного теплообмена – 20 Вт/(м^2 °С);

температура окружающей среды – 25 °С;

коэффициент теплообмена с инструментом – 5 000 Вт/(м^2°С);

коэффициент трения с инструментом – 0,7.

Результаты решения задачи представлены на рис. 3. В первом случае выполнено моделирование начальной операции – осадки слитка (рис. 3, *а*). В поле растягивающих деформаций преобладают значения в диапазоне от 0,125 до 0,175. Во втором случае, в свою очередь, представлены результаты моделирования следующего процесса – протяжки заготовки. В этом случае преобладают значения растягивающих деформаций от 0,05 до 0,1 (см. рис. 3, *б*).

Сопоставляя полученные значения с результатами механических испытаний на растяжение (см. рис. 2), можно заключить, что предельная пластичность сплава при температурах 1100–1140 °С в отдельных локальных областях близка к значениям растягивающих деформаций заготовки при осадке. Для подтверждения корректности такого сравнения был проведен расчет скоростей истинной деформации в сечении заготовки в процессе осадки (рис. 4). Расчет показал, что скорость деформации лежит в диапазоне 0,01–0,289 с$^{-1}$; в основном в поле скоростей преобладают значения близкие к 0,1 с$^{-1}$. Эти значения согласуются с параметрами пластической деформации сплавов с аустенитной структурой [7–11]. При такой скорости рассчитанные растягивающие деформации достигают уровня 0,2, который близок к значению предельной пластичности при механических испытаниях на растяжение. Вследствие этого существует вероятность разрушения заготовки в процессе осадки по принятому режиму при температуре 1140 °С. Значительное снижение температуры осадки (до уровня безопасного с точки зрения образования несплошностей) сужает интервал горячей деформации, так как температура окончания ковки определяется предельным усилием ковочного пресса. Процесс протяжки при температуре 1140 °С более благоприятен, поскольку значения растягивающих деформаций много меньше предельной пластичности сплава во всем диапазоне температур. Следовательно, можно рекомендовать при разработке технологического процесса

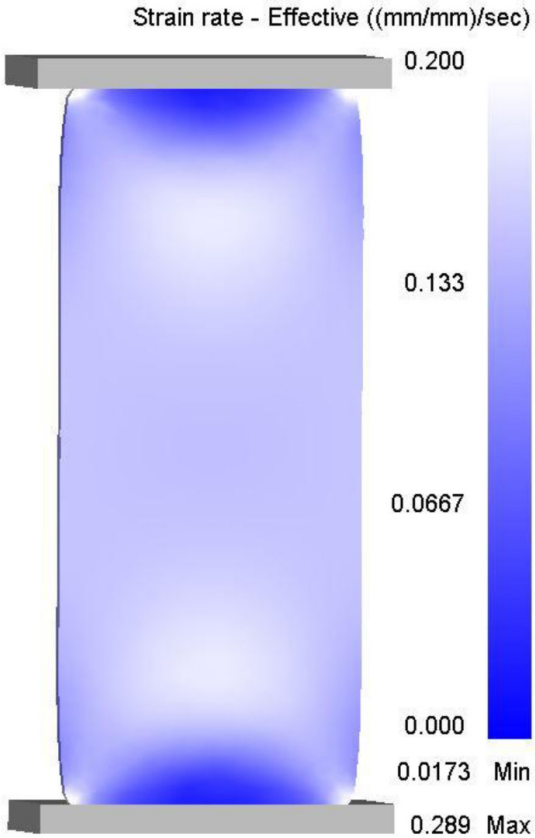


Рис. 4. Поле скоростей истинной деформации в сечении заготовки в процессе осадки по результатам расчета

ковки избегать операции осадки, заменяя ее на протяжку, при условии обеспечения заданных значений укова с учетом высокой сплошности и однородности слитка после двойного (ВИ + ВДП) переплава [12–17].

Выводы

На основе физико-математического моделирования процесса ковки сплава марки ХН55МВЦ-ИД установлено, что в процессе осадки значения растягивающих деформаций в отдельных локальных областях близки к предельной пластичности сплава при температурах 1100–1140 °С. Поэтому для снижения вероятности образования трещин рекомендуется избегать операции осадки при обеспечении заданных значений укова. Данную рекомендацию целесообразно использовать совместно с рассмотренными в работе [4] снижением температуры ковки и проведением гомогенизационного отжига слитка.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Патент РФ № 2543587.** Жаропрочный сплав на никелевой основе / Орыщенко А.С., КарзовГ.П., Кудрявцев А.С., Трапезников Ю.М., Артемьева Д.А., Охапкин К.А. – Приоритет 10.03.15.

2. **Марков В.Г., Кудрявцев А.С., Охапкин К.А.** Создание принципиальной композиции сплава, структурно стабильного в условиях облучения и длительной эксплуатации при температурах 500–800 °С. // Тезисы докладов третьей международной научно-технической конференции «Инновационные проекты и технологии ядерной энергетики» 7–10 октября 2014 г. / Москва, ОАО «НИКИЭТ». 2014. С. 239–240.

3. **Каштанов А.Д., Петров С.Н., Кудрявцев А.С., Охапкин К.А., Груздев Д.А.** Анализ причин образования трещин при горячей пластической деформации сплава марки ХН55МВЦ-ИД // Вопросы материаловедения. 2015. № 4 (84). С. 17–23.

4. **Карзов Г.П., Каштанов А.Д., Кудрявцев А.С., Охапкин К.А., Груздев Д.А.** Влияние химической неоднородности на «горячие» механические свойства сплава ХН55МВЦ-ИД и повышение технологичности при термодеформационном воздействии // Вопросы материаловедения. 2015. № 4 (84). С. 23–29.

5. **Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю.** Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов. / Федеральное агентство по образованию, Санкт-Петербургский гос. политехнический ун-т. СПб. 2006. 363 с.

6. **Кондратьев С.Ю.** Механические свойства металлов: учебное пособие. / М-во образования и науки Российской Федерации, Санкт-Петербургский гос. политехнический ун-т. СПб, 2011. 128 с.

7. **Полухин П.И., Гун Г.Я., Галкин А.М.** Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов. М.: Металлургия, 1976. 488 с.

8. **Дзугутов М.Я.** Пластическая деформация высоколегированных сталей и сплавов. Изд. 2-е, перераб. и доп. М.: Металлургия, 1977. 480 с.

9. **Бернштейн М.Л., Добаткин С.В., Капуткина Л.М., Прокошкин С.Д.** Диаграммы горячей деформации, структура и свойства сталей: Справ. изд. М.: Металлургия, 1989. 544 с.

10. **Фрост Г. Дж., Эшби М.Ф.** Карты механизмов деформации / Пер. с анг. Л.М. Бернштейна. Челябинск: Металлургия, Челябинское отделение, 1989. 328 с.

11. **Дзугутов М.Я.** Напряжение и разрывы при обработке металлов давлением. М.: Металлургия, 1974. 280 с.

12. **Барахтин Б.К., Лебедева Н.В., Маркова Ю.М., Немец А.М.** Колебательные структурные перестройки по данным карт диссипации при горячем сжатии сплава 04Х20Н6Г11М2АФБ // Вопросы материаловедения. 2013. № 1 (73). С. 72–80.

13. **Швед Ф.И.** Слиток вакуумного дугового переплава. Челябинск: ООО «Издательство Татьяны Лурье», 2009. 428 с.

14. **Бояршинов В.А., Шалимов А.Г., Щербаков А.И., Петрман И., Неедлы И.** Рафинирующие переплавы стали и сплавов в вакууме. М.: Металлургия. 1979, 304 с.

15. **Симс Ч., Хагель В.** Жаропрочные сплавы. Нью-Йорк – Лондон – Сидней – Торонто, 1972./ Пер. с англ. М.: Металлургия, 1976. 568 с.

16. **Голиков И.Н., Масленков С.Б.** Дендритная ликвация в сталях и сплавах. М., Металлургия, 1977. 224 с.

17. **Сергеев А.Б.** Вакуумный дуговой переплав. М.: Металлургия, 1974.

REFERENCES

1. **Patent RF № 2543587.** Zharoprochnyy splav na nikelevoy osnove. [Heat-resistant Nickel-based alloy] / Oryshchenko A.S., Karzov G.P., Kudryavtsev A.S., Trapeznikov Yu.M., Artemyeva D.A., Okhapkin K.A. Prioritet 10.03.15. (rus)

2. **Markov V.G., Kudryavtsev A.S., Okhapkin K.A.**

Sozdaniye printsipialnoy kompozitsii splava, strukturno stabilnogo v usloviyakh oblucheniya i dlitelnoy ekspluatatsii pri temperaturakh 500-800 °C. [The establishment of the principle of the composition of the alloy, structurally stable under radiation and long-term operation at temperatures 500-800°C]. *Proceding of III international scientific and practical conference «Innovative projects and technologies in the nuclear power industry»*. Moscow: NIKIET publ., 2014. S. 239–240. (rus).

3. **Kashtanov A.D., Petrov S.N., Kudryavtsev A.S., Okhapkin K.A., Gruzdev D.A.** Analiz prichin obrazovaniya treshchin pri goryachey plasticheskoy deformatsii splava marki KhN55MVTs-ID [Analysis of the causes of crack formation during hot plastic deformation of the alloy grade ХН55МВЦ-ID]. *The issues of materials*. St.Petersburg: Prometey Publ. 2015. №4(84). S. 17–23. (rus)

4. **Karzov G.P., Kashtanov A.D., Kudryavtsev A.S., Okhapkin K.A., Gruzdev D.A.** Vliyaniye khimicheskoy neodnorodnosti na «goryachiye» mekhanicheskiye svoystva splava KhN55MVTs-ID i povysheniye tekhnologichnosti pri termodeformatsionnom vozdeystvii [The effect of chemical heterogeneity on the hot mechanical properties of the alloy ХН55МВЦ-ID and improving manufacturability while thermal deformation effects]. *The issues of materials*. St.Petersburg: Prometey Publ. 2015. № 4(84). S. 23–29. (rus)

5. **Kolbasnikov N.G., Kondratyev S.Yu.** Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov. [Structure. Entropy. Phase transformations and properties of metals]. St.Petersburg: SPbGPU Publ., 2006. 363 s. (rus)

6. **Kondratyev S.Yu.** Mekhanicheskiye svoystva metallov: uchebnoye posobiye [Mechanical properties of metals: manual]. St.Petersburg: SPbGPU Publ., 2011, 128 p. (rus)

7. **Polukhin P.I., Gun G.Ya., Galkin A.M.** Soprotivleniye plasticheskoy deformatsii metallov i splavov. [The resistance to plastic deformation of metals and alloys]. Moscow: Metallurgy, 1976. 488 s. (rus)

8. **Dzugutov M.Ya.** Plasticheskaya deformatsiya vysokolegirovannykh staley i splavov. Izd. 2-ye, pererab. i dop. [Plastic deformation of high-alloyed steels and alloys. Second edition, revised and augmented]. Moscow: Metallurgy, 1977. 480 s. (rus)

9. **Bernshteyn M.L., Dobatkin S.V., Kaputkina L.M., Prokoshkin S.D.** Diagrammy goryachey deformatsii, struktura i svoystva staley: Sprav. izd. [The hot deformation diagrams, structure and properties of materials: reference book]. Moscow: Metallurgy, 1989. 544 s. (rus)

10. **Frost G.Dzh., Eshbi M.F.** Karty mekhanizmov deformatsii. Per. s ang. Bernshteyna L.M./[Maps of deformation mechanisms]. Chelyabinsk: Metallurgy, Chelyabinsk department, 1989. 328 s. (rus)

11. **Dzugutov M.Ya.** Napryazheniye i razryvy pri obrabotke metallov davleniyem /[The tension and gaps in the processing of metals by pressure] Moscow: Metallurgy, 1974. 280 s. (rus)

12. **Barakhtin B.K., Lebedeva N.V., Markova Yu.M., Nemets A.M.** Kolebatelnyye strukturnyye perestroyki po dannym kart dissipatsii pri goryachem szhatii splava 04Kh20N6G11M2AFB. [Oscillatory structural adjustment according to maps of dissipation during hot compression of alloy 04Kh20N6G11M2AFB]. *The issues of materials*. St.Petersburg: Prometey Publ., 2013, №1(73). S. 72–80 (rus)

13. **Shved F.I.** Slitok vakuumnogo dugovogo pereplava. [The ingot vacuum-arc remelting] Chelyabinsk: Publishing house Tatiana Lurie, 2009. 428 s. (rus)

14. **Boyarshinov V.A., Shalimov Al.G., Shcherbakov A.I., Petrman I., Neyedly I.** Rafiniruyushchiye pereplavy stali i splavov v vakuume. [Refining of steel and alloys in vacuum] Moscow: Metallurgy, 1979. 304 s. (rus)

15. **Sims Ch., Khagel V.** Zharoprochnyye splavy. [Heat-resistant alloys] New-York – London – Sidney – Toronto, 1972. / Transl. from English. Moscow: Metallurgy, 1976. 568 s. (rus)

16. **Sergeyev A.B.** Vakuumnyy dugovoy pereplav. [Vacuum arc remelting]. Moscow: Metallurgy, 1974. (rus)

17. **Golikov I.N., Maslenkov S.B.** Dendritnaya likvatsiya v stalyakh i splavakh. [Dendritic liquation in steels and alloys]. Moscow: Metallurgy, 1977. 224 s. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ОХАПКИН Кирилл Алексеевич – кандидат технических наук старший научный сотрудник Федерального государственного унитарного предприятия Центральный научно-исследовательский институт конструкционных материалов «Прометей».
191015, Россия, Санкт-Петербург, Шпалерная ул., д. 49.
E-mail: kirill.okhapkin@mail.ru

OKHAPKIN Kirill A. – Federal state unitary enterprise central research institute of structural materials “Prometey”.
Russia, 191015, Saint Petersburg, Shpalernaya St., 49.
E-mail: kirill.okhapkin@mail.ru

КУДРЯВЦЕВ Алексей Сергеевич – кандидат технических наук начальник сектора Федерального государственного унитарного предприятия Центральный научно-исследовательский институт конструкционных материалов «Прометей».
191015, Россия, Санкт-Петербург, Шпалерная ул., д. 49.
E-mail: kudryavtsev@yandex.ru

KUDRYAVTSEV Aleksei S. – Federal state unitary enterprise central research institute of structural materials “Prometey”.
Russia, 191015, Saint Petersburg, Shpalernaya St., 49.
E-mail: kudryavtsev@yandex.ru

ГРУЗДЕВ Дмитрий Алексеевич – ведущий инженер-программист Федерального государственного унитарного предприятия Центральный научно-исследовательский институт конструкционных материалов «Прометей».
191015, Россия, Санкт-Петербург, Шпалерная ул., д. 49.
E-mail: mgruzd@bk.ru

GRUZDEV Dmitrii A. – Federal state unitary enterprise central research institute of structural materials “Prometey”.
Russia, 191015, Saint Petersburg, Shpalernaya St., 49.
E-mail: mgruzd@bk.ru

РЕРИХ Герман Константинович – старший инженер ООО «ЦКТИ-Вибросейсм».
195220 г. Санкт-Петербург, улица Гжатская дом 9.
E-mail: ger.rerih@yandex.ru

RERIKH German K. – CKTI-VIBROSEISM LTD.
9, Gzhatskaya Str. St. Petersburg 195220 Russia.
E-mail: ger.rerih@yandex.ru

DOI 10.5862/JEST.238.13
УДК 620.172.2

Н.Г. Колбасников, М.А. Матвеев

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ БОРА НА ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНУЮ ПЛАСТИЧНОСТЬ МИКРОЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ

N.G. Kolbasnikov, M.A. Matveev

RESEARCH OF THE INFLUENCE OF BORON ON HOT DUCTILITY OF MICROALLOYED STEELS

Исследовано влияние бора на высокотемпературную пластичность микролегированных сталей при физическом моделировании условий непрерывной разливки стали. Для физического моделирования горячей пластичности стали использовался термомеханический комплекс Gleeble-3800. В работе определены температурные интервалы провала пластичности для микролегированных сталей с различным содержанием бора и при различных условиях охлаждения сляба на установке непрерывной разливки стали (УНРС), установлены пути устранения провалов пластичности. Совместное микролегирование стали бором, ниобием и титаном значительно повышает высокотемпературную пластичность сталей в температурном интервале провалов пластичности 750–1050 °С. Положительное влияние бора, предположительно, заключается в модифицировании и измельчении исходного зерна аустенита. Модифицирование бором эффективно для повышения высокотемпературной пластичности стали при условии одновременного микролегирования стали титаном и (или) ниобием, что позволяет предотвратить образование нитрида бора и устранить его негативное влияние на пластичность.

ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНАЯ ПЛАСТИЧНОСТЬ; НЕПРЕРЫВНАЯ РАЗЛИВКА СТАЛИ; МИКРОЛЕГИРОВАННАЯ СТАЛЬ; БОР; ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ.

We studied the effect of boron on the hot ductility of micro-alloyed steels for physical simulation of continuous casting of steel conditions. For the physical simulation of the hot ductility of steel we used a thermomechanical Gleeble-3800complex. The paper identified temperature ranges of ductility failure in microalloyed steels with different boron compositions and under different conditions of cooling of the slab at the continuous casting of steel (continuous casting machine), ways to remove the ductility failures were also found. Joint microalloying of steel by boron, niobium and titan considerably increases hot ductility of steel in a temperature interval of 750-1050 °C. Positive influence of boron consists in modifying and crushing of initial grain of austenite. Modifying by boron is effective for increasing the hot ductility of steel under simultaneous microalloying of steel by titan and (or) niobium that allows to prevent formation of boron nitride and to eliminate its negative influence on ductility.

HOT DUCTILITY; CONTINUOUS CASTING OF STEEL; MICRO-ALLOYED STEELS; BORON; PHYSICAL SIMULATION.

Введение

Многочисленными исследованиями, выполненными в России и за рубежом, показано, что температурная зависимость пластичности сталей имеет провалы в интервале температур 750–1050 °С [1–5]. Существование подобных провалов (температурные интервалы хрупкости) может приводить к преждевременному разрушению металла и образованию трещин на различных этапах единого технологического процесса изготовления конечной металлургической продукции, включая непрерывную разливку и пластическую деформацию [2–4]. Наличие таких дефектов приводит к увеличению отбраковки металла,

более высоким расходным коэффициентам, повышению себестоимости продукции и снижению ее конкурентоспособности. Преимущественно исследователи борются с провалами пластичности (ПП) за счет изменения композиции легирования сталей. Так в работе [6] показано, что совместное легирование стали титаном и бором может привести к устранению провалов пластичности, однако в большинстве других работ [1, 2] отмечается негативное влияние бора на высокотемпературную пластичность сталей из-за образования частиц BN.

Цель нашей работы – исследовать влияние бора на высокотемпературную пластичность микролегированных сталей при физическом моделировании условий непрерывной разливки стали.

Методика и материалы исследования

Для имитации условий охлаждения непрерывнолитой заготовки в зоне вторичного охлаждения установки непрерывной разливки стали (УНРС) и для оценки горячей пластичности стали использовали модуль Pocket Jaw термомеханического симулятора Gleeble-3800. Химические составы исследованных сталей представлены в табл. 1. Следует заметить, что исходные химические составы микролегированных сталей обозначены буквами *A* и *B*, а легированные бором, титаном и ниобием обозначены как *A*1 и *B*1. Схема отбора образцов для испытаний от непрерывнолитого сляба показана на рис. 1. Схемы проведения экспериментов по имитации охлаждения непрерывнолитой заготовки в зоне вторичного охлаждения с последующим определением горячей пластичности представлены на рис. 2.

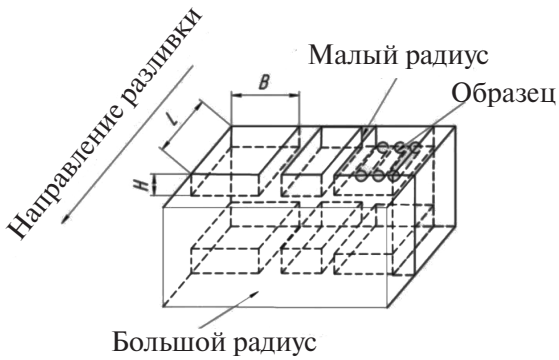


Рис. 1. Схема отбора образцов для исследований на комплексе Gleeble-3800

При имитации непрерывной разливки стали образцы нагревали до температуры 1440 °С, близкой к температуре перитектического превращения, контролируя температуру платино-платинородиевой термопарой, приваренной к поверхности образца. Геометрические размеры использованных образцов указаны на рис. 3, *а*. Рабочую часть образца помещали в трубку из кварцевого стекла с прорезью для подсоединения термопары (рис. 3, *б*). На рис. 3, *в* представлена панорама структуры образца, доведенного до полужидкого состояния и охлажденного после этого до комнатной температуры. Поскольку температура центральных слоев превышает температуру поверхности и может достигать температуры перитектического превращения (~1470 °С), при проведении эксперимента в средней части образца может образоваться полужидкая ванна, которая при охлаждении способна вызвать образование полости (см. рис. 3, *в*).

После нагрева со скоростью 5 °С/с до температуры 1440 °С образцы выдерживали 15 с, в те-

Таблица 1

Химический состав исследуемых сталей

Стали	Содержание элементов, масс.%									
	C	Mn + Si	Cr + Ni	Cu	Al	Mo	Nb+V+Ti	N	S	B
A	0,09	< 2,1	< 0,35	0,05	0,04	0,016	< 0,13	0,005	0,005	0,0002
*A*1	0,09	< 2,0	< 0,06	0,04	0,03	0,011	< 0,17	0,006	0,005	0,003
B	0,24	< 1,50	< 0,22	0,03	-	-	< 0,01	0,006	0,005	0,0003
*B*1	0,26	< 1,76	< 0,16	0,04	-	-	< 0,06	0,006	0,005	0,002

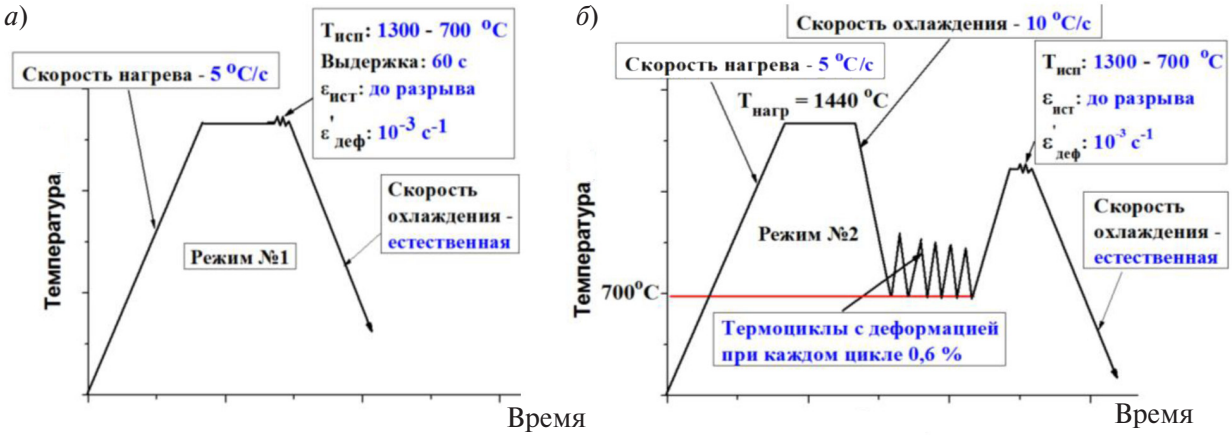


Рис. 2. Схемы проведения экспериментов по определению горячей пластичности при имитации условий непрерывной разливки: *а* – режим №1; *б* – режим №2

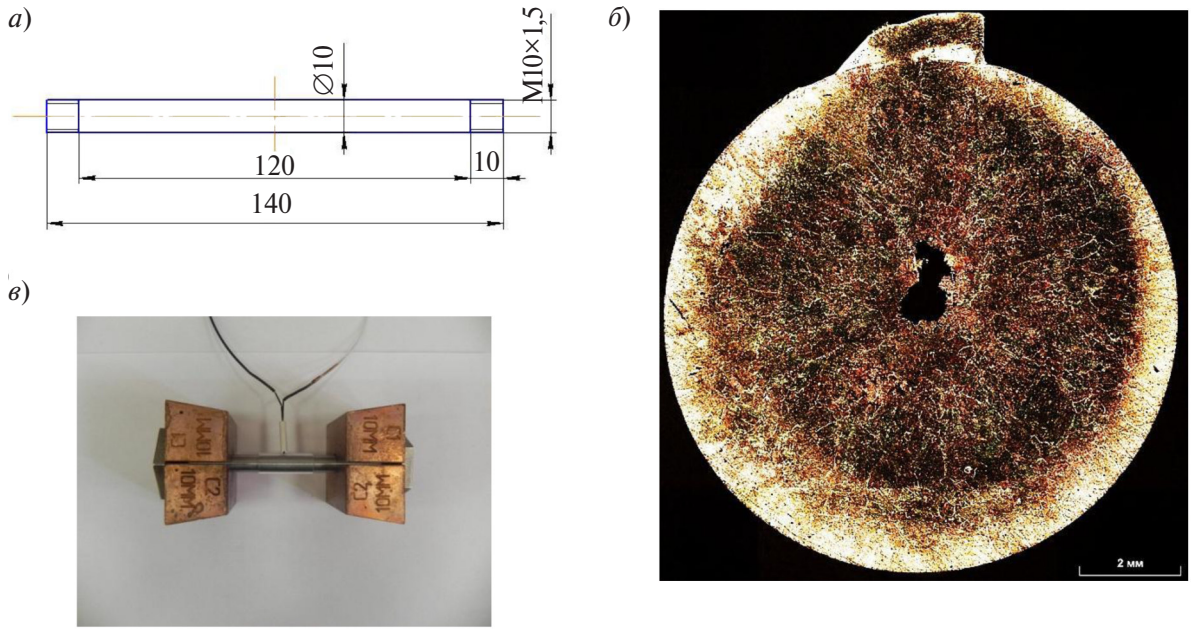


Рис. 3. Размеры исследуемого образца (*а*), схема установки его в кварцевой трубке с термопарой (*б*) и поперечное сечение образца после расплавления и кристаллизации (*в*)

чение которых полного расплавления образцов не происходило. Усадочные раковины (см. рис. 3, *в*), которые могут негативно влиять на пластичность металла после затвердевания, не образуются. На рис. 4 представлена схема термических и деформационных циклов, которые испытывает корочка затвердевшего металла согласно данным [7]. Термоциклы, как показано на рис. 2, начинали от нижней температуры 700 °С с учетом возможности протекания фазового превращения «аустенит ↔ феррит», которое сопровождается объемным эффектом. Охлаждение от температур затвердевания до температуры начала термоциклов задавали со скоростью 10 °С/с. Согласно [8, 9] амплитуда термоциклов в затвердевшей корочке может достигать 390 °С и затухает по мере охлаждения металла. При моделировании задавали 10 термоциклов с затухающей амплитудой, равной 300, 300, 250, 250, 200, 200, 150, 150, 100, 100 °С. Скорость нагрева и охлаждения при термоциклировании принимали равной 10 °С/с, что приблизительно соответ-

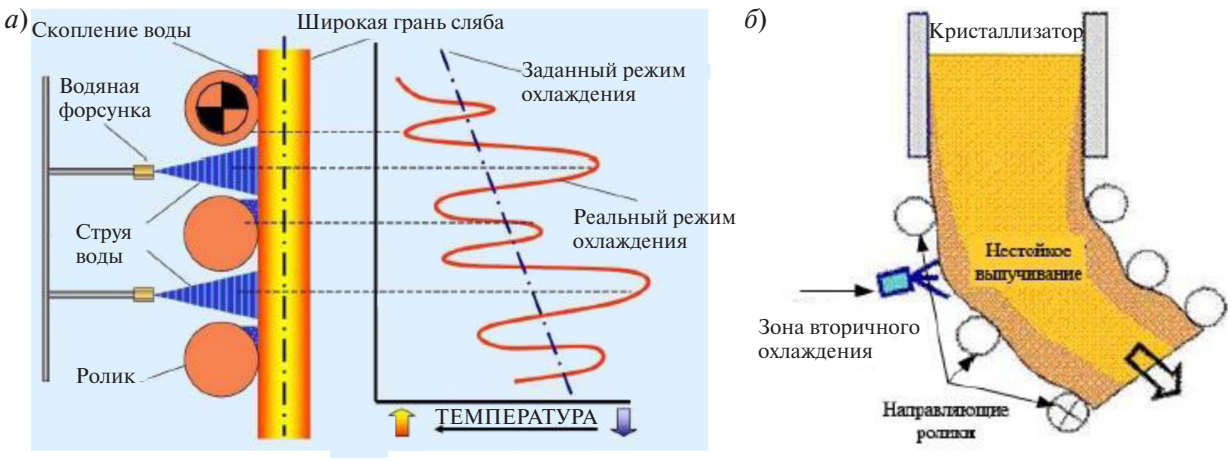


Рис. 4. Схема отвода тепла от заготовки и термоциклов в зоне вторичного охлаждения (*а*) и схема деформации твердой корочки заготовки между направляющими роликами под действием гидростатического внутреннего давления столба жидкого металла (*б*) по данным [7]

ствует реальным условиям охлаждения металла на УНРС.

По данным [7, 10, 11] фактическая степень деформации металла корочки при сгибе–разгибе между направляющими роликами зоны вторичного охлаждения составляет приблизительно 0,5–1,0 %. При моделировании задавали деформацию сжатием равную $\varepsilon = 0{,}6$ % при охлаждении корочки под действием струи воды; при разогреве корочки под роликами – такую же деформацию растяжением (цикл «сжатие–растяжение»). Цикл «сжатие–растяжение» характерен для внутренней части корочки затвердевшего металла. Смена деформационных циклов соответствовала термическим циклам в корочке металла.

В УНРС радиального типа затвердевающая заготовка испытывает изгибные деформации при переходе из вертикальной в горизонтальную плоскость. Считается, что образование поверхностных или подповерхностных трещин возможно именно при загибе или разгибе литого горячего сляба. Температура поверхностных слоев металла при этом может составлять от 1300 до 700 °С [2, 7, 9]. Для определения пластичности металла при этих температурах после термического и деформационного циклов металл подогревали (или охлаждали) до температур 1300–700 °С и выполняли испытание на растяжение до разрушения. Скорость деформации при этом задавали равной 10^{-3} с$^{-1}$, что соответствует скорости деформации при изгибе сляба при прохождении участка загибания и выпрямления [2, 7]. Пластичность металла оценивали путем измерения относительного сужения в шейке образца Ψ [12]. Испытания на растяжение проводили через каждые 100 °С. Всего было реализовано два режима обработки образцов:

1) нагрев до температуры испытания 700–1300 °С и испытание на растяжение до разрушения без наложения термических и деформационных циклов (рис. 2, *а*);

2) нагрев до температуры 1440 °С, охлаждение до температуры 700 °С, термодеформационный цикл с начальной амплитудой 300 °С, 10 циклов «сжатие–растяжение», охлаждение (либо подогрев) до температуры испытания и растяжение до разрушения (рис. 2, *б*).

Указанные режимы были выбраны для анализа высокотемпературной пластичности исследуемых сталей исходя из предыдущей работы [3], в которой было установлено, что режим №1 является наиболее мягким, а режим № 2 – наиболее жестким, при котором пластичность металла была минимальна.

Результаты исследований и их обсуждение

Поскольку бор является модификатором и располагается по границам зерен, можно предложить, что если в сталь ввести необходимое количество этого элемента, то можно ожидать двойного эффекта. Во-первых, введение бора приведет к измельчению исходного зерна аустенита за счет создания дополнительных центров кристаллизации,

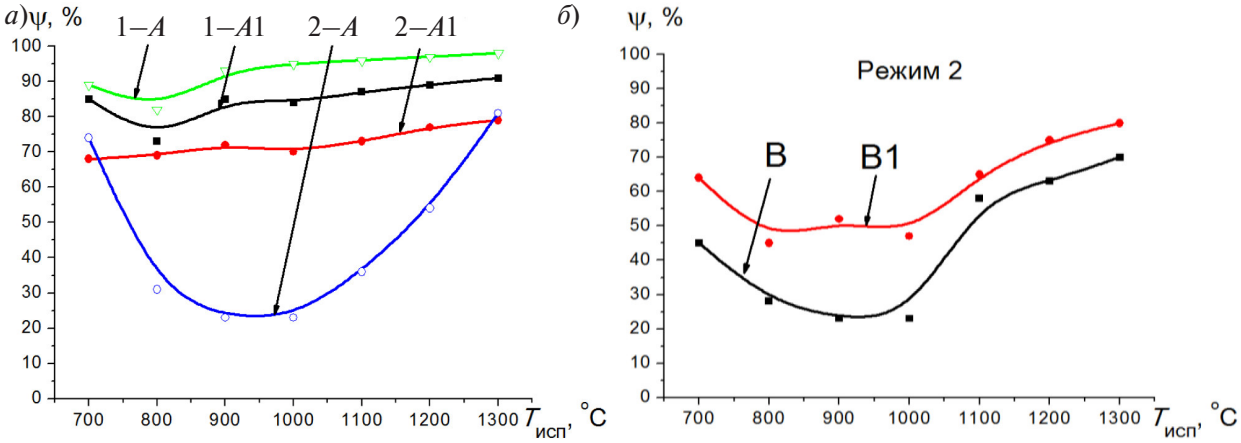


Рис. 5. Температурные зависимости горячей пластичности образцов для микролегированных сталей: *а* – с химическим составом *А* и *А*1; *б* – с химическим составом *В* и *В*1; цифры на графике – номера режимов обработки

а во-вторых, – к удалению с границ сегрегаций примесных элементов. Однако, чтобы обеспечить положительное влияние бора, необходимо исключить его взаимодействие с азотом, к которому он имеет большое сродство. Это можно обеспечить за счет дополнительного легирования титаном и (или) ниобием. Согласно [6], совместное легирование титаном и бором может привести к устранению провалов пластичности. Однако содержание бора не должно быть чрезмерным, чтобы избежать формирования борида железа.

На рис. 5 представлены графики температурной зависимости пластичности образцов исследуемых сталей, обработанных по режимам 1 и 2. На всех зависимостях $\Psi(T_{исп})$ присутствуют температурные интервалы, в которых пластичность металла ниже максимальных значений. Согласно положениям, принятым в [2], температурные диапазоны, в которых $\Psi \leq 50$ %, будем считать провалами пластичности.

На рис. 5, *а* видно, что при обработке образцов по режиму 1, при котором термодеформационный цикл отсутствует, стали с химическим составом *А* и *А*1 показали примерно одинаковую пластичность, но при обработке образцов по режиму 2 у стали *А* наблюдается глубокий и широкий провал пластичности с минимальным значением $\Psi = 23$ % при $T = 900$ °С; тогда как совместное микролегирование стали *А*1 ниобием, титаном и бором, приводит практически к исключению провала пластичности в температурном диапазоне 750–1050 °С, значения Ψ не опускаются ниже 70 % во всем интервале исследованных температур. Микролегирование стали *В*1 ниобием, титаном и бором приводит к несколько менее заметному повышению пластичности в диапазоне температур провала пластичности, однако и в этом случае пластичность Ψ стали в среднем повышается на 30 % (рис. 5, *б*).

Полученные результаты позволяют предположить, что совместное микролегирование стали бором, ниобием и титаном способно значительно устранить явление провала пластичности в температурном интервале 750–1050 °С. При этом благотворное влияние бора состоит, очевидно, в эффекте модифицирования и измельчении исходного зерна аустенита.

На рис. 6, *а* представлены расчетные температуры сольвуса для нитридов бора, титана и карбонитрида ниобия при концентрации азота 0,006 (масс. %). Расчеты были выполнены в программе *Thermo-CalcTM*. По графикам видно, что для предотвращения образования частиц BN, которые могут оказать негативное влияние на пластичность [1, 2], необходимо легировать сталь (масс. %) титаном (≥ 0,02) или ниобием (≥ 0,06). При содержании (масс. %) азота 0,006, углерода 0,08 и титана 0,02 выделение TiN происходит при температуре 1480 °С, а образование Nb(C,N) при концентрации ниобия 0,05 – при температуре 1160 °С. Расчетная температура выделения нитрида бора при концентрации бора 0,002 масс. % составляет ~900 °С, что совпадает с температурным диапазоном аномального поведения модуля

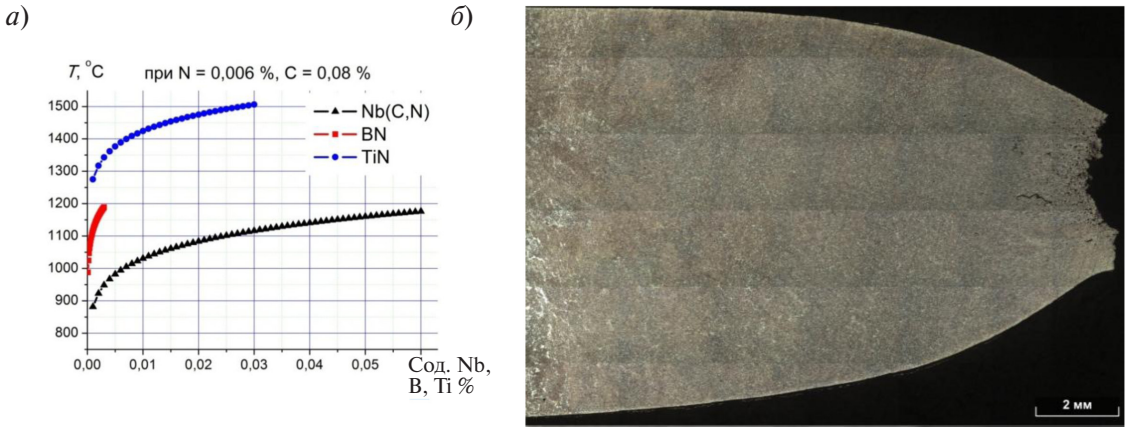


Рис. 6. Температуры сольвуса нитридов бора, титана и карбонитридов ниобия при концентрации азота 0,006 % (*а*) и панорама участка разрушения образца, испытанного по режиму 2-*А*1 при $T_{исп}$ = 900 °С (*б*)

упругости железа [10] и с температурой падения пластичности на рис. 5. Можно полагать, что при охлаждении металла от температуры плавления титан успеет связать азот в нитрид титана, что предотвратит образование нитрида бора. Частицы нитрида титана не оказывают негативного влияния на высокотемпературную пластичность, поскольку при охлаждении от температур сольвуса они склонны к значительному укрупнению.

Выводы

Совместное микролегирование стали бором, ниобием и титаном значительно повышает высокотемпературную пластичность сталей в температурном интервале провалов пластичности 750–1050 °С. Положительное влияние бора, предположительно, заключается в модифицировании и измельчении исходного зерна аустенита.

Модифицирование бором – эффективно для повышения высокотемпературной пластичности стали при условии одновременного микролегирования стали титаном и (или) ниобием, что позволяет предотвратить образование нитрида бора и устранить его негативное влияние на пластичность.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 16-33-60002 мол_а_дк

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Crowther D.N.** The Effects of Microalloying Elements on Cracking During Continuous Casting // Proceedings of the International Symposium 2001 on Vanadium Application Technology. Beijing, China, Vanitec, Westerham, Kent, England. P. 99–131.

2. **Lesley H. Chown.** The influence of continuous casting parameters on hot tensile behavior in low carbon, niobium and boron steels: Ph.D.Thesis, University of the Witwatersrand. Johannesburg. 2008. 317 p.

3. **Колбасников Н.Г., Матвеев М.А., Мишин В.В., Зотов О.Г., Мишнев П.А., Никонов С.В., Ширяйхин А.В.** Исследование с применением физического моделирования причин образования горячих трещин в слябах при непрерывной разливке трубной стали [Research using physical simulation of the causes of the formation of hot cracks in slabs in the continuous casting of pipe steel] // Электрометаллургия. 2014. №6. С. 27–33.

4. **Mintz B.** The Influence of Composition on the Hot Ductility of Steels and to the Problem of Transverse Cracking // ISIJ International. 1999. Vol. 39. P. 833–855.

5. **Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю.** Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов. / Федеральное агентство по образованию, Санкт-Петербургский гос. политехн. ун-т. СПб., 2006. 363 с.

6. **Sung K. Kim, Nack J. Kim, June Sung Kim.** Effect of Boron on the Hot Ductility of Nb-Containing Steel // Metallurgical and Materials Transactions A. 2002. Vol. 33. P. 701–704.

7. **Смирнов А.Н., Куберский С.В., Штепан Е.В.** Непрерывная разливка стали / ДонНТУ. 2011. 482 с.

8. **Уманец В.В., Разумов Д.А., Поживанов А.М.** Влияние структурных превращений на образование поверхностных трещин в непрерывнолитых слябах // Сталь. 1982. №5. С. 21–27.

9. **Banks K.M., Tuling A., Klinkenberg C., Mintz B.** The influence of Ti on the hot ductility of Nb containing steels // Materials Science and Technology. 2011. Vol. 89. P. 537–545.

10. **Бровман М.Я.** Непрерывная разливка стали // Москва.: ЭКОМЕТ, 2007. 484 с.

11. **Колбасников Н.Г., Матвеев М.А., Мишин В.В., Мишнев П.А., Никонов С.В.** О причинах провалов горячей пластичности сталей [Causes of the hot ductility drops of steels] // Металлы. 2014. №5. С. 36–43.

12. **Кондратьев С.Ю.** Механические свойства металлов: учебное пособие / М-во образования и науки Российской Федерации, Санкт-Петербургский гос. политехнический ун-т. СПб.: Изд-во Политехнического ун-та, 2011. 128 с.

REFERENCES

1. **Crowther D.N.** The Effects of Microalloying Elements on Cracking During Continuous Casting. *Proceedings of the International Symposium 2001 on Vanadium Application Technology*. Beijing, China, Vanitec, Westerham, Kent. England, P. 99–131.

2. **Lesley H. Chown.** The influence of continuous casting parameters on hot tensile behavior in low carbon, niobium and boron steels: Ph.D.Thesis / University of the Witwatersrand. 2008. Johannesburg. 317 p.

3. **Kolbasnikov N.G., Matveyev M.A., Mishin V.V., Zotov O.G., Mishnev P.A., Nikonov S.V., Shiryaykhin A.V.** Issledovaniye s primeneniyem fizicheskogo modelirovaniya prichin obrazovaniya goryachikh treshchin v slyabakh pri nepreryvnoy razlivke trubnoy stali [Research using physical simulation of the causes of the formation of hot cracks in slabs in the continuous casting of pipe steel]. *Elektrometallurgiya*. 2014. №6. S. 27–33. (rus)

4. **Mintz B.** The Influence of Composition on the Hot Ductility of Steels and to the Problem of Transverse Cracking. *ISIJ International*. 1999. Vol. 39. P. 833–855.

5. **Kolbasnikov N.G., Kondratyev S.Yu.** Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov. [Structure. Entropy. Phase transformations and properties of metals] / Federalnoye agentstvo po obrazovaniyu, Sankt-Peterburgskiy gos. politekhnicheskiy un-t. SPb.: Izd-vo SPbGPU 2006. 363 s. (rus.)

6. **Sung K. Kim, Nack J. Kim, June Sung Kim.** Effect of Boron on the Hot Ductility of Nb-Containing Steel. *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2002. Vol. 33. P. 701–704.

7. **Smirnov A.N., Kuberskiy S.V., Shtepan Ye.V.** Nepreryvnaya razlivka stali [Continuous casting of steel] / DonNTU. 2011. 482 s. (rus.)

8. **Umanets V.V., Razumov D.A., Pozhivanov A.M.** Vliyaniye strukturnykh prevrashcheniy na obrazovaniye poverkhnostnykh treshchin v nepreryvnolitykh slyabakh [Influence of structural transformations in the formation of surface cracks in continuously cast slabs]. *Stal*. 1982. №5. S. 21–27. (rus.)

9. **Banks K. M., Tuling A., Klinkenberg C., Mintz B.** The influence of Ti on the hot ductility of Nb containing steels. *Materials Science and Technology*. 2011. Vol. 89. P. 537–545.

10. **Brovman M.Ya.** Nepreryvnaya razlivka stali [Continuous casting of steel]. Moskva.: EKOMET, 2007. 484 s. (rus.)

11. **Kolbasnikov N.G., Matveyev M.A., Mishin V.V., Mishnev P.A., Nikonov S.V.** O prichinakh provalov goryachey plastichnosti staley [Causes of the hot ductility drops of steels]. *Metally*. 2014. № 5. S. 36–43.

12. **Kondratyev S.Yu.** Mekhanicheskiye svoystva metallov: uchebnoye posobiye. [Mechanical properties of metals] / M-vo obrazovaniya i nauki Rossiyskoy Federatsii, Sankt-Peterburgskiy gos. politekhnicheskiy un-t. SPb.: Izd-vo SPbGPU, 2011. 128 s. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

КОЛБАСНИКОВ Николай Георгиевич – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: nikolay.kolbasnikov@gmail.com

KOLBASNIKOV Nikolai G. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: nikolay.kolbasnikov@gmail.com

МАТВЕЕВ Михаил Александрович – кандидат технических наук инженер-исследователь Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: matveev_ma@inbox.ru

MATVEEV Mikhail A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: matveev_ma@inbox.ru

DOI 10.5862/JEST.238.14
УДК 621.78

А.М. Добротворский, Е.Л. Гюлиханданов, Е.И. Масликова

ДЕГРАДАЦИЯ СТРУКТУРЫ И СВОЙСТВ ТРУБ ИЗ ТЕПЛОСТОЙКИХ СТАЛЕЙ ПОСЛЕ ДЛИТЕЛЬНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ НА НЕФТЕПЕРЕРАБАТЫВАЮЩИХ ПРЕДПРИЯТИЯХ

A.M. Dobrotvorsky, E.L. Gyulihandanov, E.T. Maslikova

THE DEGRADATION OF THE STRUCTURE OF HEAT-RESISTANT STEEL TUBES AFTER LONG-TERM USE IN THE PETROCHEMICAL INDUSTRY

В работе проведен экспериментный анализ структуры и механических свойств металла печных змеевиков из коррозионностойких сталей аустенитного класса после различных сроков эксплуатации, а также после аварийных ситуаций. Механические свойства большинства образцов, вырезанных из змеевиков после 12–48 лет службы остались в пределах требований нормативной документации. Однако установлено значительное снижение длительной прочности при наличии частичного или сквозного обезуглероживания по сечению труб из хромомолибденовой стали. Эксплуатация с технологическими остановками, когда продувка горячим паром может приводить к обезуглероживанию, ответственна за развитие нежелательных диффузионных процессов, которые снижают долю карбидной составляющей в структуре, приводят к избытку хрома в ферритной матрице и появлению σ-фазы. Выполнены расчеты глубины обезуглероживания при различных сроках службы. Образование новых карбидных слоев со стороны внутренней поверхности трубы говорит о возможной цикличности процесса. Предложен возможный путь повышения долговечности за счет создания защитных диффузионных слоев, в частности хромированием либо силицированием. Высоколегированные сплавы для змеевиков, работающих при температурах до 800 °С, имеют иной механизм деградации. Повышение долговечности в этом случае возможно только полной блокировкой поверхностного слоя плакированием соответствующими эмалями, которые используются для жаропрочных сплавов типа нимоник.

ПЕЧНЫЕ ЗМЕЕВИКИ; СРОК СЛУЖБЫ; СТРУКТУРА; ОБЕЗУГЛЕРОЖИВАНИЕ; σ-ФАЗА; МЕЖКРИСТАЛЛИТНАЯ КОРРОЗИЯ; СИЛИЦИРОВАНИЕ.

The main reason for limiting the life of furnace coils is heat-aging under the influence of temperature and time factors which reduces long-term strength of the metal. The article presents an experimental analysis of the structure and mechanical properties of furnace coils from corrosion-resistant austenitic steels after various terms of operation and after emergencies. Examination of the samples cut from the coil after 12-48 years of service showed that the mechanical properties of most of them are within the requirements of regulatory documents. We found that a significant decline in long-term strength occurs due to partial or complete decarbonization of the cross-section of chrome steel pipe. The calculations of the depth of decarburizations were done for various life times. A possible way to increase longevity by creating protective diffusion layers, in particular, either chromed or siliconizing was suggested. High alloys, which operate at temperatures up to 800 °C, have another mechanism of degradation, associated with the redistribution of chromium, precipitation of σ-phase, leading to chromium depletion of grain boundaries, intergranular corrosion and brittle fracture. Increasing longevity in this case is possible only through a complete blocking of the surface layer by coating it with specific enamels used for high-temperature alloys, such as Nimonic.

FURNACE COILS; LIFE TIME; STRUCTURE; DECARBONIZATION; σ-PHASE; INTERGRANULAR CORROSION; SILICONIZING.

В процессах нефтепереработки и нефтехимии нагрев сырья обычно производится в трубчатых печах различной конструкции. Печные трубы и трубы змеевиков эксплуатируются при

температурах до 900 °С и давлениях до 5–6 МПа. Технологическая среда представляет собой нефть на разных стадиях переработки, а также бензин и водородсодержащий газ (ВСГ). Трубы печных змеевиков подвержены изнутри коррозионному воздействию рабочих сред, а снаружи – огневому обогреву углеводородных окислительных газов. Внутренняя поверхность змеевиков подвергается коррозии, а наружная – так называемому «прогару» (в результате воздействия топочных газов) с образованием сквозных отверстий. Остановки печей на ремонт в отсутствие сырьевого потока приводят к перегреву печных змеевиков от излучения стенок камеры, причем температура в тонкостенных трубах возрастает более интенсивно, что способствует повышенному окалинообразованию. В таких условиях змеевики трубчатых печей оказываются наиболее уязвимыми с точки зрения деградации структуры металла элементов нефтехимического оборудования.

Основной причиной ограничения срока службы печных змеевиков считается тепловое старение под действием температурных и временных факторов, которое приводит к снижению длительной прочности металла [1–3]. Кроме того, на внутренних поверхностях труб осаждаются продукты конденсации и частичного коксования углеводородов, а также соли при недостаточно обессоленной нефти. Отложения снижают теплопередачу, увеличивают локальную температуру стенки и, тем самым, ускоряют процессы коксования труб и деградации структуры [4]. Отклонения от технологического режима эксплуатации нагревательных трубчатых печей, режимы технологических остановок, сопряженные со значительным перегревом труб, неизбежно ведут к аварийным ситуациям.

Далее приведены результаты экспериментального анализа образцов труб из теплостойкой стали 15Х5М и коррозионностойких сталей аустенитного класса, вырезанных после различных сроков эксплуатации и после аварийных ситуаций, с целью установления причин деградации структуры и выхода из строя змеевиков.

Отобранные образцы подвергались испытаниям на статическое растяжение на стандартных цилиндрических образцах (ГОСТ 1497-84), ударный изгиб на образцах с U-образным надрезом (ГОСТ9454-78) и длительную прочность (ГОСТ 10145) (табл. 1).

Таблица 1

Механические свойства металла труб змеевиков после длительной эксплуатации

Марка стали	Номер образца	Срок службы, годы	Механические свойства				
			$\sigma_в$, МПа	$\sigma_т$, МПа	δ, %	KCU, Дж/см^2	Длительная (10000 ч) прочность, МПа/$T_{испыт.}$, °С
15Х5М	235	16	496–502	241–249	31–33	198–259	50 /550
	96	35	495–506	223–230	36	207–267	110 /500
	102	35	463	230–237	36–37	200–271	300 /380
	99	35	531–541	283	27–32	157–200	340 /380
	230	36	501–505	280–309	25	260–261	40 /550
	109	43	–	–	–	–	40 /550
	232	43	522–525	231–242	30–34	109–133	50 /550
	144	43	492–525	255–289	34–38	153–264	50 /550
	234	43	1125–1213	780–809	9–11	69–135	100 /550
	108	44	–	–	–	–	50 /550
	146	45	451–459	236–254	34–39	116–140	40 /550
	110	47	–	–	–	–	40 /550
	Исх. сост.	0	390	215	22	118	118/500
08Х18Н10Т	106Л	12	629	304–308	50–54	162–170	20 /700
	111	13	439–538	212–247	60–62	251–275	25/700
	107Л	48	608–615	318–325	48–51	179–206	25/700
	107П	48	608–615	311–318	51–53	186–196	25/700
	106П	48	629–662	354–356	48–54	175–178	50 /700
	Исх. сост.	0	510	196	40	–	39 /704

Микроструктура исследовалась методами традиционной оптической металлографии и с помощью атомно-силового микроскопа (АСМ).

Исследование образцов, вырезанных из змеевиков после 12–48 лет службы, показало, что механические свойства большинства из них остаются в пределах требований нормативной документации: $\sigma_в$ = 477–540 МПа; $\sigma_т$ = 230–290 МПа; δ = 25–37 %; KCU = 154–305 Дж/см^2. Для сравнения нормативные значения по ГОСТ 20072: $\sigma_в$ = 390 МПа, $\sigma_т$ = 215 МПа, δ = 22%, KCU = 118 Дж/см^2. Увеличение предела прочности и предела текучести в образце 234 связано с перегревом и последующей обработкой паром труб, что случается во время технологических остановок [5]. На образцах из хромомолибденовых сталей установлено значительное снижение длительной прочности при наличии частичного или сквозного обезуглероживания по сечению трубы. В среднем длительная прочность металла змеевиков из хромомолибденовых сталей, работавших разные сроки в интервале температур 250–500 °С, после испытаний при 500 °С в течение 2000–3000 ч (с экстраполяцией до 10000 часов) падает примерно со 100 до 40 МПа.

На образах из хромоникелевой аустенитной стали снижение длительной прочности было примерно в 1,5–2 раза по сравнению с характерной для этой стали в исходном состоянии (39 МПа). Однако на образце 106П даже после 48 лет эксплуатации сохранилась высокая длительная прочность (50 МПа).

Для двух возможных типов кинетики диффузии углерода [6] – диффузии углерода в α-фазе при наличии смеси феррита и карбидов и по механизму «внутреннего обезуглероживания» (по аналогии с внутренним окислением) – был рассчитан обезуглероженный слой, при этом использовались коэффициенты диффузии углерода в феррите по данным различных авторов [7–10]. Расчеты выполнены для температуры 400 °С и времени эксплуатации при этой температуре 10, 20, 30 и 35 лет. Фазовый состав стали 15Х5М при температурах эксплуатации змеевиков уточнялся с помощью расчетной диаграммы, построенной с использованием программы «Thermocalc». Политермический разрез такой диаграммы, рассчитанный с учетом влияния легирующих элементов и примесей металла змеевика, показал, что при температурах 350–550 °С основными фазовыми составляющими являются α-фаза и карбид типа $M_{23}C_6$.

Наиболее полно экспериментальным данным [11] соответствует расчетная глубина обезуглероживания, полученная с использованием коэффициента диффузии D_a^c = (0,3–0,9)10^{-10} см^2/с и рассчитанная по механизму «внутреннего обезуглероживания». В соответствии с полученными данными можно отметить, что механизм «внутреннего обезуглероживания» более точно описывает процессы в металле змеевиков при данной температуре (рис. 1).

Возможное диффузионное перераспределение легирующих элементов при рабочих температурах в интервале 250–400 °С может дестабилизировать структурное состояние закаленной и высокоотпущенной стали со структурой феррита и дисперсных карбидов, ответственных за упрочнение. В углеродсодержащей среде с чередующимся окислением дестабилизирующим фактором может быть только окисление и обезуглероживание. Науглероживание ферритной матрицы при этом маловероятно.

Наблюдаемое образование новых карбидных слоев со стороны внутренней поверхности трубы говорит о возможной цикличности процесса: новый цикл науглероживания следует за растворением карбидной фазы, которое, в свою очередь, зависит от скорости растворения хрома в феррите в процессе обезуглероживания. Расчет длительности растворения в феррите хрома из

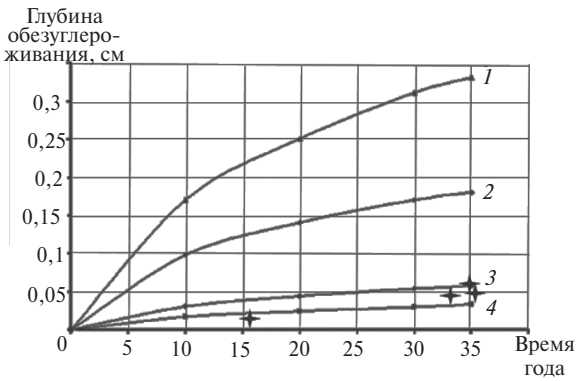


Рис. 1. Глубина обезуглероживания стали 15Х5М, рассчитанная по механизму диффузии в твердом растворе α-фазы (кривые *1* и *2*) и по механизму «внутреннего обезуглероживания» (кривые *3* и *4*) с использованием коэффициентов диффузии [7–10]. Звездочками обозначены экспериментальные данные по обезуглероживанию змеевиков после эксплуатации при температуре 370–400 °С

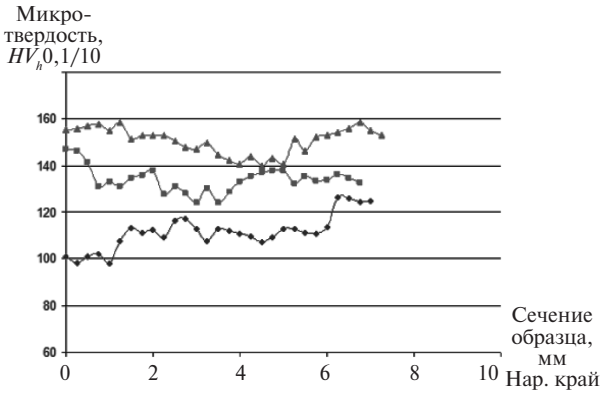


Рис. 2. Изменение микротвердости по сечению образцов, вырезанных из змеевиков (сталь 15Х5М) после длительной эксплуатации (—·— — № 102; —■— — № 99; —▲—— № 110)

карбидов, использующий коэффициенты диффузии, приведенные в работах [12, 13], подтверждает срок деградации структуры, которая сопровождается падением длительной прочности. Недостаток экспериментальных данных не позволяет оценить роль коалесценции карбидов.

Результаты исследования микроструктуры и изменения твердости по сечению трубы змеевика в направлении от внутренней поверхности к наружной показывают, что при оптимальном воздействии среды свойства металла могут сохраняться даже после 47 лет службы при температуре 450–500 °С (образец №110, рис. 2). Наблюдается высокая твердость (*HV*140–160) и сохранение упрочняющих матрицу карбидов как с наружного, так и с внутреннего края сечения трубы (рис. 3 *а*, *б*). Испытания на длительную прочность также подтверждают возможность сохранения работоспособности стали после 35–40 лет службы (табл. 1, образцы 96, 234). Условия эксплуатации с технологическими остановками, где продувка горячим паром может приводить к обезуглероживанию, ответственны за развитие нежелательных диффузионных процессов.

При наличии обезуглероживания твердость металла снижается до 100 HV (образец 102, рис. 2), а ферритная матрица содержит минимальное количество остаточных карбидов (рис. 4 *а*, *б*).

Обезуглероживание способствует появлению σ-фазы, так как снижает долю карбидной со-

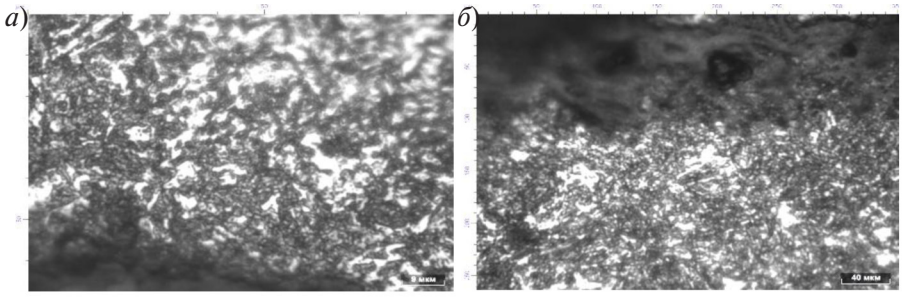


Рис. 3. Микроструктура образца №110 после эксплуатации при температуре 450 °С в течение 47 лет (внутренний (*а*) и наружный (б) край сечения трубы)

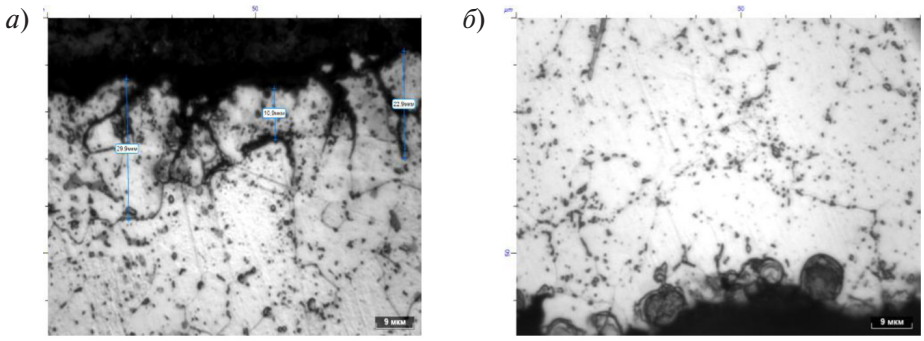


Рис. 4. Микроструктура образца №102 после эксплуатации при температуре 380 °С в течение 35 лет (внутренний (*а*) и наружный (*б*) край сечения трубы)

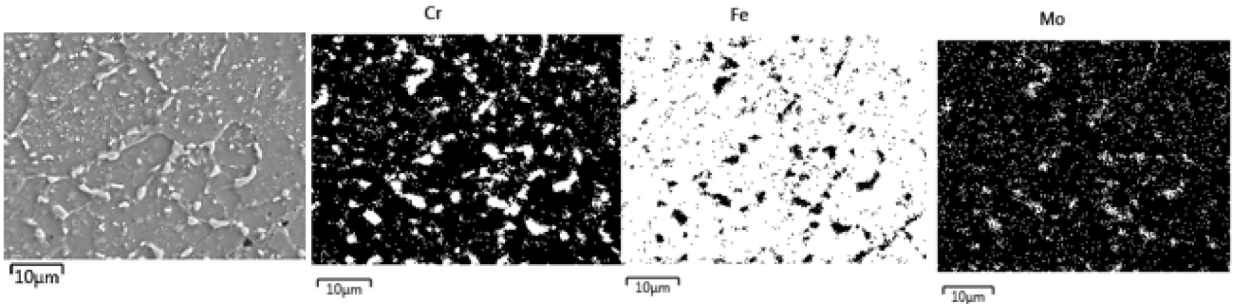


Рис. 5. Карта распределения элементов в обезуглероженном слое со стороны наружной поверхности змеевика из стали 13Х9М

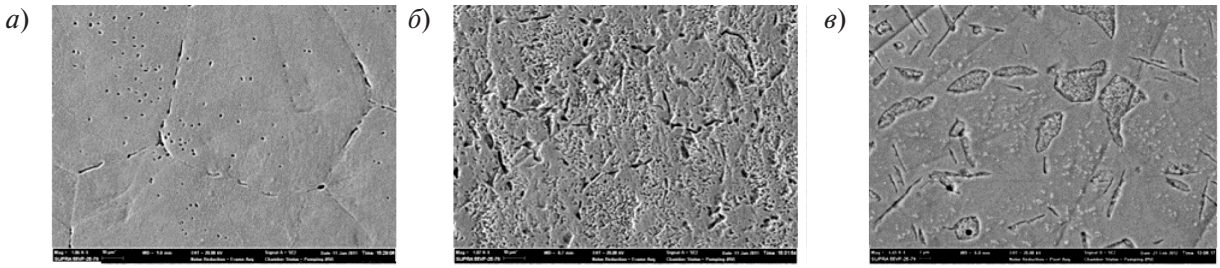


Рис. 6. Микроструктура центральной части сечения змеевиков после эксплуатации при 760 °С:
а – сталь 10Х23Н18, труба, 326 ч; *б* – сталь 10Х23Н18, калач, 326 ч; *в* – сталь 20Х23Н18, калач, 43200ч

ставляющей в структуре и приводит к избытку хрома в феритной матрице. Включения σ-фазы обнаружены в змеевике из стали 13Х9М в обезуглероженном слое со стороны наружной поверхности. Карта распределения фазовых составляющих вблизи наружного края сечения трубы (рис. 5), полученная с помощью растрового электронного микроскопа Supra 55 VP, показывает, что одинаковую конфигурацию имеют участки по границам зерен с повышенным содержанием хрома и молибдена (светлые) и пониженным содержанием железа (темные), что подтверждает предположение о наличии σ-фазы, легированной молибденом.

Таким образом, анализ деградации структуры (на внешней поверхности от окисления и обезуглероживания, а на внутренней поверхности – от чередования обезуглероживания и науглероживания) в змеевиках из теплостойких хромомолибденовых сталей подсказывает возможный путь повышения долговечности за счет создания защитных диффузионных слоев, в частности либо хромированием, либо силицированием. Причем последнее более предпочтительно, так как силицированный слой поверхности предотвращает ее взаимодействие и с кислородом, и с углеродом.

Для тех же целей при высоких рабочих температурах порядка 700–900 °С используются змеевики из высоколегированных хромоникелевых сталей типа 08Х18Н10, (10-20)Х23Н18. Исследование образцов из сталей 10Х23Н18 и 20Х23Н18, вырезанных из змеевиков после длительного срока эксплуатации, показало, что на

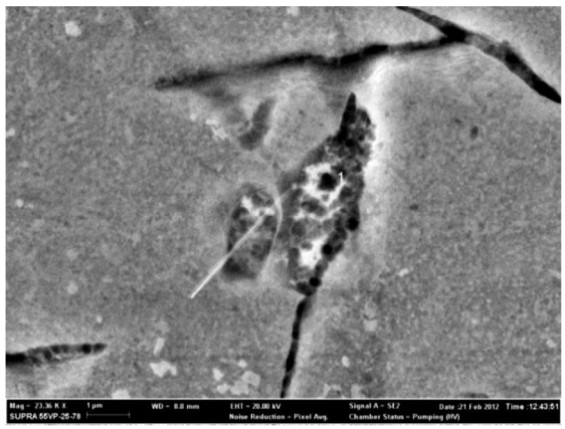


Рис. 7. Микротрещины в образце 65

Таблица 2

Механические свойства и количество σ-фазы и карбидов в змеевиках из хромоникелевых сталей

Номер образца	Механические свойства					
	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_т$, МПа	δ, %	KCU, Дж/см^2	Количество σ-фазы, %	Количество карбидов, %
57	545–551	220–230	78–81	300–310	0,2	0,17
53	588–597	234–245	49–51	103–120	0,6	0,31
56	653–698	387–402	17–32	62–92	2,8	1,27
65	654–671	410–422	24,5–28	30–32	7,2	3,65

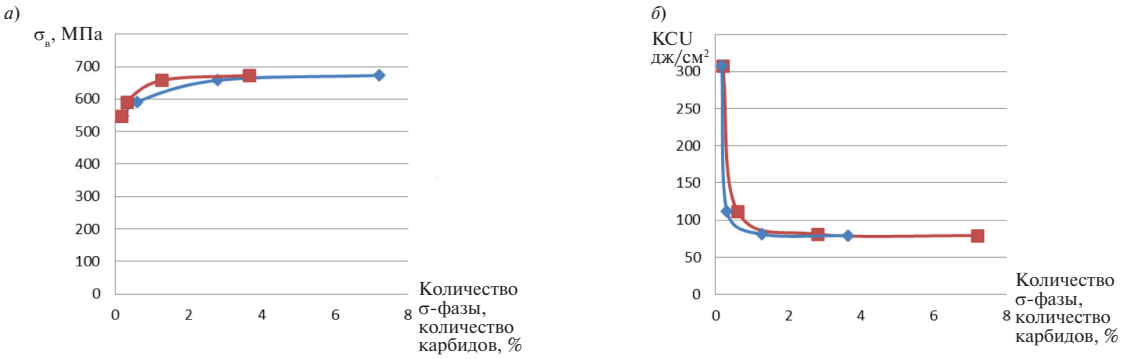


Рис. 8. Зависимости предела прочности (*а*) и ударной вязкости (*б*) от содержания σ-фазы и карбидов (—■— – количество карбидов; – • – – количество σ–фазы)

всех образцах со стороны наружной поверхности имеется межкристаллитная коррозия на глубину до 200 мкм. В центральной части сечения змеевиков, исследованных после эксплуатации, обнаружены выделения неметаллических включений по границам и внутри аустенитных зерен. Наиболее интенсивное выделение неметаллических включений отмечается в изгибах змеевиков – «калачах» (рис. 6). Исследование с помощью растрового электронного микроскопа и рентгенофазового анализа показало наличие σ-фазы и карбидов, в основном типа $M_{23}C_6$. От пластинок σ-фазы образовались микротрещины (рис. 7).

Анализ механических свойств показывает: с увеличением доли σ-фазы и карбидов происходит резкое падение ударной вязкости и увеличение временного сопротивления разрыву (табл. 2, рис. 8).

Размеры пластинок σ-фазы достигают 10 мкм и более; расположение пластин по границам аустенитных зерен и наличие микротрещин указывает на то, что σ-фаза является основной причиной падения ударной вязкости. Образование σ-фазы приводит также к обеднению хромом твердого раствора на границах и интенсивному развитию межкристаллитной коррозии, которая наблюдалась во всех исследованных образцах.

Для изготовления змеевиков, работающих в условиях, сочетающих высокую температуру, давление и агрессивную среду, применяют коррозионностойкие сплавы типа 25Cr-20Ni, 25Cr-35Ni. Образец из суперсплава марки H39WM вырезанный из змеевика, прослужил более 30 лет при температуре 840 °С. Химический состав этого сплава:

Элемент	Количество, %
C	0,4
Si	1,5
Mn	1
Cr	25
Ni	35
Nb	1

Анализ образца из сплава H39WM показал, что в микроструктуре имеется большое количе-

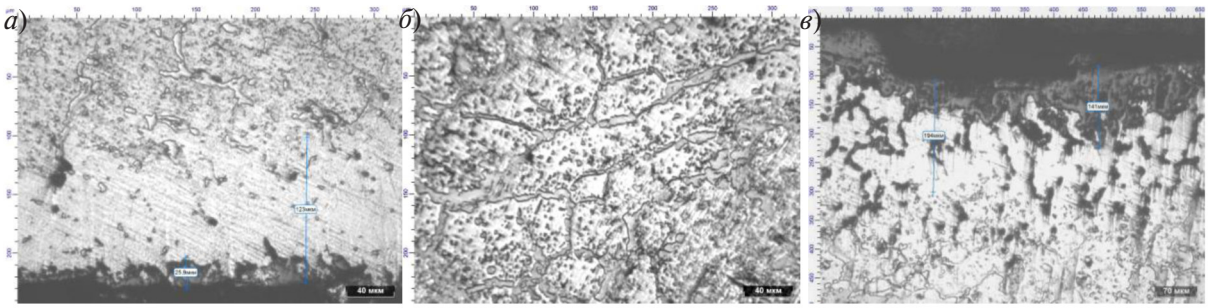
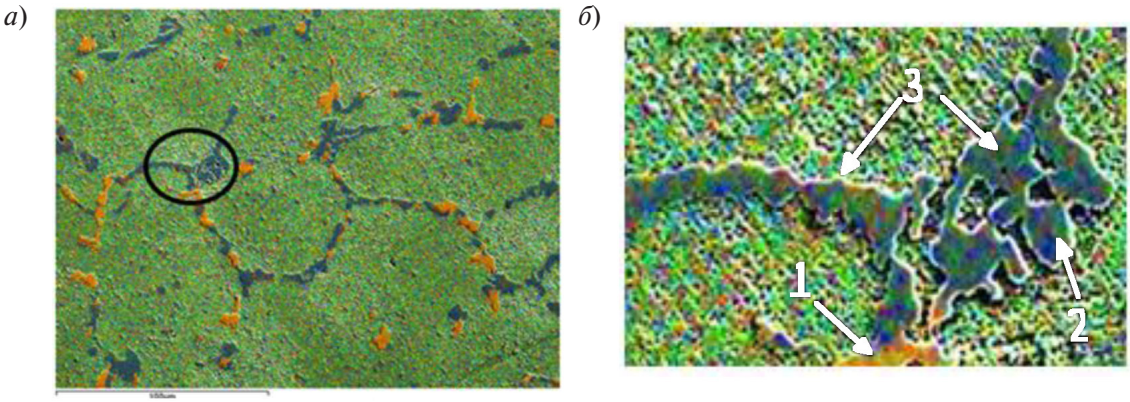


Рис. 9. Микроструктура сечения змеевика из сплава Н39WM, Х100:
(*а* – внутренний край; *б* – центральная часть; *в* – наружный край)



в)

Выделенное включение (см. рис. 10, *б*)	Состав включения, % атом.								
	C	Si	Ti	Cr	Fe	Ni	Nb	S	N
1 (оранжевое)	0,27	17,23	1,53	0,57	3,84	52,98	13,68	–	–
2 (синее)	29,16	–	–	58,21	8,50	3,68	–	0,46	–
3 (серо-зеленый)	–	2,47	–	20,75	38,36	–	–	–	38,42

Рис. 10. Карта распределения элементов по границам γ-фазы: *а* – общий вид; *б* – увеличенное изображение выделенного участка; *в* – данные рентгенофлуоресцентного анализа

ство неметаллических включений как внутри γ- фазы, так и по границам, в виде сплошной сетки (рис. 9). Со стороны внутренней и наружной поверхностей под слоем технологического осадка и окалины видны темные выделения по границам зерен. Со стороны внутреннего края сечения образовалась светлая зона, почти свободная от неметаллических включений.

Микрорентгеноспектральным анализом установлено, что темные выделения образованы оксидами ниобия и кремния. В центральной части сечения образца цепочки по границам зерен γ-фазы (рис.10), как показал рентгенофлуоресцентный анализ элементного состава, имеют сложное строение. Исходя из анализа спектрограммы и элементного состава можно сделать вывод об образовании σ-фазы на границах зерен γ-фазы, а также соединений, включающих Nb, Ni и Si.

В суперсплавах, аналогичных рассматриваемому, после длительного нагрева при высоких температурах обнаруживаются интерметаллидные фазы типа $Nb_6Ni_{16}Si_7$ и карбиды $(Cr,Fe)_{23}C_6$ и NbC [14,15]. Выделение хрупких σ-фазы и интерметаллида $Nb_6Ni_{16}Si_7$ приводит к резкому охрупчиванию металла. Твердый раствор внутри зерен несколько обеднен хромом.

Таким образом, высоколегированные сплавы, работающие при температурах до 900 °С, имеют иной механизм деградации по сравнению со сталями типа Х5М или Х18Н10. Диффузионное перераспределение хрома с ростом σ-фазы,

которая может содержать до 50 % Cr, приводит к обеднению границ зерен хромом и возникновению межкристаллитной коррозии, что является причиной падения прочности труб змеевика и развития склонности к хрупкому разрушению. Повышение долговечности в этом случае возможно только полной блокировкой поверхностного слоя плакированием соответствующими эмалями, которые используются для жаропрочных сплавов типа нимоник.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Теплова Н.И.** Исследование стабильности физико-механических свойств хромомолибденовой стали в процессе длительной эксплуатации в условиях каталитического реформирования. Методы и измерения. // Тез. докл. Всероссийской науч-техн. конф. Нижний Новгород, 2000. С.17 .

2. **Трякина Н.Ю., Пояркова Е.В. Грызунов В.И.** Анализ деградации структуры и механических свойств стали 12Х18Н10Т в процессе длительной эксплуатации. // Металловедение и термическая обработка металлов. 2009. № 9. С. 11–14.

3. **Mueller F., Scholz A., Berger C.** Fatigue and fracture mechanics 34th, 2003 / ASTM 1461. Eds. S. R. Daniewicz West Conshohocken, Pa.: ASTM International, 2005. ISBN 0-8031-3487-8. S. 589–604

4. **Эльманович В.И.** Об обеспечении эксплуатационного ресурса новых аппаратов химического и нефтяного машиностроения // Вестник машиностроения. 2009. № 5. С. 87–90.

5. **Добротворский А.М., Масликова Е.И., Новиков Е.В.** Влияние структуры материала теплообменного оборудования для переработки нефти на допустимые сроки эксплуатации // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. №4(183). Т. 1. С. 231–237. (rus.)

6. **Шмыков А.А., Хорошайлов В.Г., Гюлиханданов Е.Л.** Термодинамика и кинетика процессов взаимодействия контролируемых атмосфер с поверхностью стали. М.: Металлургия, 1991. 160 с.

7. **Loladze T.N.** Requirements of Tool Material // Jn. Proc. of the 8th International M.T.D.R. Conferency. Manchester, 1967. P. 821–843.

8. **Пономаренко Е.П. [и др].** Получение пластичных хромовых покрытий на легированных сталях. // Известия АН СССР. Металлы. 1971. № 4. С. 249–257.

9. **Кришталл М.А.** Механизм диффузии в железных сплавах. М.: Металлургия, 1972. 400 с.

10. **Lee C.G., Iijima Y., Hiratani T., Hirano K.** Diffusion of Chromium in α-iron // Mater. Trans., JIM. 1990. Vol. 31. № 4. P. 255–261.

11. **Добротворский А.М., Масликова Е.И., Андреева В.Д.** Влияние эксплуатационных факторов на структуру материала змеевиков технологических трубчатых печей. Заводская лаборатория // Диагностика материалов. 2015. №9. Т. 81. С. 32–40.

12. **Мирзаев Д.А., Мирзоев А.А., Окишев К.Ю., Созыкина А.С.** Коэффициент диффузии хрома и ближний порядок в сплавах Fe-Cr. // Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия». 2009. Вып. 12. С. 49–51.

13. **Вострецов Д.Я.** Моделирование кинетики кластерообразования хрома в сплаве Fe-Cr методом Монте-Карло // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2013. Т. 15. №4–5. С. 1122–1124.

14. **Петров С.Н., Михайлов-Смольняков М.С., Орыщенко А.С., Уткин Ю.А.** Рентгеноспектральный микроанализ тонких срезов интерметаллидных частиц, приготовленных методом прецизионного препарирования сфокусированным ионным пучком // VII Всероссийская конференция по рентгеноспектральному анализу. Новосибирск. 19-23 сентября 2011. С. 70.

15. **Jasinsky W.** Solutionizing of in 519 superalloy after long-term exsposure // Advances in Manufacturing Science and Technology. 2008. Vol. 32. № 1. S. 69–80.

REFERENCES

1. **Teplova N.I.** Issledovaniye stabilnosti fiziko-mekhanicheskikh svoystv khromomolibdenovoy stali v protsesse dlitelnoy ekspluatatsii v usloviyakh kataliticheskogo riformirovaniya. Metody i izmereniya. [Stability Study of physico-mechanical properties of chromium-molybdenum steel during long operation under catalytic reforming. Methods and measurement.]. *Tez. dokl. Vserossiyskoy nauch-tekhn. konf.* Nizhniy Novgorod, 2000. S.17 (rus)

2. **Tryakina N.Yu., Poyarkova Ye.V. Gryzunov V.I.** Analiz degradatsii struktury i mekhanicheskikh svoystv stali 12Kh18N10T v protsesse dlitelnoy ekspluatatsii. [Analysis of the structure and degradation of mechanical properties of steel 12X18H10T during prolonged operation]. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2009. № 9. S. 11–14 (rus)

3. **Mueller F., Scholz A., Berger C.** Fatigue and fracture mechanics 34th, 2003 / ASTM 1461. Eds. S. R. Daniewicz West Conshohocken, Pa.: *ASTM International, 2005.* ISBN 0-8031-3487-8. S. 589–604.

4. **Elmanovich V.I.** Ob obespechenii ekspluatatsionnogo resursa novykh apparatov khimicheskogo i neftyanogo mashinostroyeniya. [On provision of the service life of new devices of chemical

and petroleum engineering]. *Vestnik mashinostroyeniya*. 2009. № 5. S. 87–90. (rus)

5. **Dobrotvorskiy A.M., Maslikova L.I., Novikov Ye.V.** Vliyaniye struktury materiala teploobmennogo oborudovaniya dlya pererabotki nefti na dopustimyye sroki ekspluatatsii.[Influence of the structure of the material of heat transfer equipment for oil refining at the permissible service life] *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. №4 (183). T. 1. 2013. S. 231–237.

6. **Shmykov A.A., Khoroshaylov V.G., Gyulikhandanov Ye.L.** Termodinamika i kinetika protsessov vzaimodeystviya kontroliruyemykh atmosfer s poverkhnostyu stali. [Thermodynamics and kinetics of the interaction of a controlled atmosphere to the surface of steel]. M.: Metallurgiya, 1991. 160 s. (rus)

7. **Loladze T.N.** Requirements of Tool Material. *Jn. Proc. of the 8th International M.T.D.R. Conferency. Manchester, 1967*. P. 821–843.

8. **Ponomarenko Ye.P.** [i dr.] Polucheniye plastichnykh khromovykh pokrytiy na legirovannykh stalyakh.[Preparation of the ductile chrome coatings at the alloy steels.]. *Izvestiya AN SSSR. Metally*. 1971. № 4. S. 249–257. (rus)

9. **Krishtall M.A.** Mekhanizm diffuzii v zheleznykh splavakh.[The mechanism of diffusion in iron alloys]. M.: Metallurgiya, 1972. 400 s. (rus)

10. **Lee C.G., Iijima Y., Hiratani T., Hirano K.** Diffusion of Chromium in α-iron. *Mater. Trans., JIM*. 1990. Vol. 31. № 4. P. 255–261.

11. **Dobrotvorskiy A.M., Maslikova Ye.I., Andreyeva V.D.** Vliyaniye ekspluatatsionnykh faktorov na strukturu materiala zmeyevikov tekhnologicheskikh trubchatykh pechey. [Influence of operational factors on the structure of the material coil technological tube furnaces.] *Zavodskaya laboratoriya. Diagnostika materialov*. 2015. № 9. T. 81. S. 32–40. (rus)

12. **Mirzayev D.A., Mirzoyev A.A., Okishev K.Yu., Sozykina A.S.** Koeffitsiyent diffuzii khroma i blizhniy poryadok v splavakh Fe-Cr. [The diffusion coefficient of chromium and short-range order in alloys Fe-Cr.] *Vestnik YuRGU. Seriya «Metallurgiya»*. 2009. Vyp. 12. S. 49–51. (rus)

13. **Vostretsov D.Ya.** Modelirovaniye kinetiki klasteroobrazovaniya khroma v splave Fe-Cr metodom Monte-Karlo. [Modeling of the kinetics of cluster formation of chromium in the Fe-Cr alloy by Monte Carlo method.] *Izvestiya Samarskogo nauchnogo tsentra Rossiyskoy akademii nauk*. 2013. T. 15, №4-5. S. 1122–1124. (rus)

14. **Petrov S.N., Mikhaylov-Smolnyakov M.S., Oryshchenko A.S., Utkin Yu.A.** Rentgenospektralnyy mikroanaliz tonkikh srezov intermetallidnykh chastits, prigotovlennykh metodom pretsizionnogo preparirovaniya sfokusirovannym ionnym puchkom. [X-ray microanalysis of thin sections of intermetallic particles prepared by the precise method of preparation a focused ion beam]. *VII Vserossiyskaya konferentsiya po rentgenospektralnomu analizu*. Novosibirsk. 19-23 sentyabrya 2011g. S. 70. (rus)

15. **Jasinsky W.** Solutionizing of in 519 superalloy after long-term exsposure. *Advances in Manufacturing Science and Technology*. 2008. Vol. 32. № 1. S. 69–80.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ДОБРОТВОРСКИЙ Александр Мстиславович – доктор химических наук профессор Санкт-Петербургского государственного университета.
199034, Россия, Санкт-Петербург, Университетская наб. д.7-9.
E-mail: alexmdob@gmail.com

DOBROTVORSKY Aleksandr M. – St. Petersburg State University.
Universitetskaya emb., 7-9, St. Petersburg, Russia, 199034.
E-mail: alexmdob@gmail.com

ГЮЛИХАНДАНОВ Евгений Львович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: bogomolova_ev@spbstu.ru

GYULIHANDANOV Evgenii L. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: bogomolova_ev@spbstu.ru

МАСЛИКОВА Елена Ивановна – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: lenamaslikova@inbox.ru

MASLIKOVA Elena I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: lenamaslikova@inbox.ru

DOI 10.5862/JEST.238.15
УДК 621.822.172

М.С. Бундур, Н.А. Пелевин, В.А. Прокопенко

ДИНАМИКА ВЫСОКОСКОРОСТНЫХ ШПИНДЕЛЬНЫХ УЗЛОВ ТЯЖЕЛОГО СТАНОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

M.S. Bundur, N.A. Pelevin, V.A. Prokopenko

DYNAMICS OF HIGH-SPEED SPINDLE BLOCKS OF HEAVY MACHINE EQUIPMENT

При расчете динамики системы автоматического регулирования гидростатических подшипников важно учесть влияние изменяющихся энергетических параметров в опоре, особенно при чистовых операциях, выполняемых на станке. Исследована динамика гидростатических подшипников с учетом влияния указанных параметров. При использовании метода последовательного приближения с помощью разработанных программ выполнены расчеты для разных режимов работы шпиндельного узла серийного тяжелого производственного модуля с выдвижным шпинделем. Рассмотрена динамика гидростатических подшипников при различных вариантах систем управления. Разработан графо-аналитический метод определения параметров *RC*-коррекции для повышения динамического качества системы автоматического регулирования. Выполнен анализ динамики и даны рекомендации по разработке технологических режимов при выдвижении шпинделя с оправкой разной массы на наибольшей частоте вращения.

СТАНОК; ГИДРОСТАТИЧЕСКИЙ ПОДШИПНИК; СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ; ДИНАМИЧЕСКОЕ КАЧЕСТВО; КОРРЕКЦИЯ; ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ; ЗАПАС ПО ФАЗЕ; ПРИВЕДЕННАЯ МАССА.

The paper notes the importance of automatic control of hydrostatic bearings when computing the dynamics of a system, taking into account the influence of the changing energy parameters in a pad, especially during the finishing operations which are carried out on the machine-tool. Dynamics of hydrostatic bearings in view of the influence of the specified parameters is investigated. Calculations for different regimes of the spindle unit of the serial heavy manufacturing module with a sliding spindle are executed by the method of successive approach with the help the developed programs. The dynamics of hydrostatic bearings with various options of control systems is considered. The graphic-analytical method of determining the parameters of RC-correction for enhancing the dynamic quality of the system of automatic control is developed. The analysis of dynamics and recommendations about the development of technological modes at moving out of the spindle with holders of different mass at the largest frequency of rotation are made.

HYDROSTATIC BEARING; CONTROL SYSTEM; MACHINE-TOOL; DYNAMIC QUALITY; CORRECTION; ENERGY PARAMETERS; PHASE MARGIN; EQUIVALENT MASS.

Введение

Опоры качения шпиндельных узлов (ШУ) металлорежущих станков (МРС), как известно [1], существенно уступают даже некорректированным гидростатическим подшипникам (ГСП). При проектировании ГСП необходимо производить комплексный расчет статических, динамических и энергетических показателей, причем учет влияния последних, а также вариации рабочих параметров (прежде всего приведенной

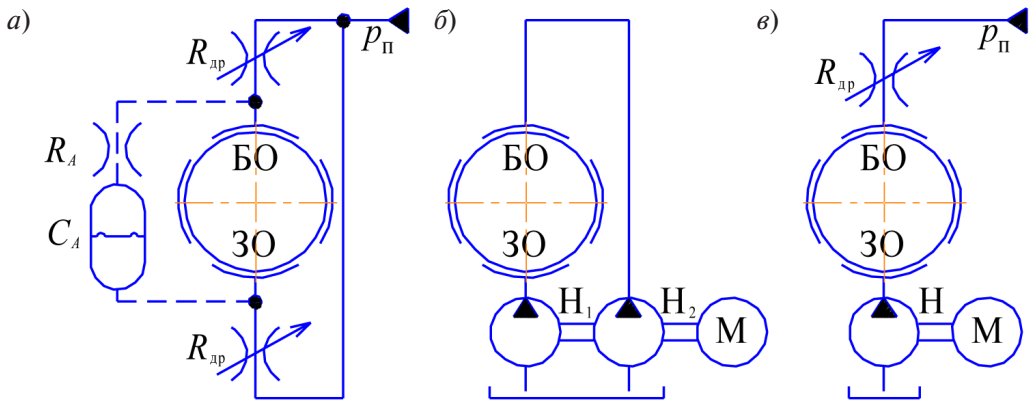


Рис. 1. Системы управления опорами ГСП

массы) на динамику ГСП требуют особого внимания. Поэтому совершенствование инструментария таких исследований весьма актуально.

Цель настоящей работы – совершенствование аппарата моделирования, расчета и исследований энергетических и динамических характеристик систем управления (СУ) гидростатическими подшипниками с учетом режимов работы шпиндельного узла МРС и энергетических процессов в опорах для улучшения технологических показателей МРС при их проектировании и модернизации.

Постановка и задачи исследования. Ряд важных вопросов реализации потенциала улучшения динамики ГСП МРС [2, 3] остаются нерешенными. В частности, в статье [4] о гибком производственном модуле ЛР400ПМФ-4 рассматривается ГСП как система автоматического регулирования (САР) [5, 6] и для нее выполнена оценка динамического качества при различных СУ ГСП, показаны возможности его повышения за счет введения в САР коррекции с помощью *RC*-цепей. В результате исследования для МРС в качестве СУ ГСП предложен вариант с заменой исходной дроссельной СУ (рис. 1, *а*) на СУ «насос–карман» (рис. 1, *б*) с соответствующей *RC*-коррекцией (табл. 1). При этом в расчете динамики САР не учтено влияние изменяющихся энергетических параметров в опоре ГСП, особенно для разных чистовых режимов работы ШУ, что делает расчет весьма приближенным. Для масла ИГП-18 принятая в расчетах [4] вязкость $\mu = 0{,}06$ Па·с (при $t = 20°$), соответствует черновому режиму работы ШУ, когда частота вращения шпинделя n_{min} составляет около 100–500 об/мин.

С учетом вышесказанного особое значение имеют дополнительные исследования динамики САР при вращении шпинделя как в черновых, так и в чистовых режимах работы ШУ. Исследуемый гибкий производственный модуль ЛР400ПМФ-4 имеет максимальную паспортную частоту вращения шпинделя $n_{max1} = 3150$ об/мин. Актуально рассмотреть расширение технологических возможностей станка при увеличении максимальной частоты вращения шпинделя до $n_{max2} = 4000$ об/мин. Эту необходимость подтвердили проведенные соответствующие технологические исследования нужных режимов (при растачивании и фрезеровании) [7].

Энергетические исследования ГСП

С ростом частоты вращения шпинделя изменяется целый ряд взаимно влияющих друг на друга параметров: динамическая вязкость масла уменьшается, давление в опоре падает, расход через опору увеличивается, повышается температура масла в самом подшипнике и на выходе из него, а для комбинированных СУ происходит радиальное смещение оси шпинделя [8].

По алгоритму, изложенному в [8], методом последовательного приближения с помощью разработанной в MATLAB программы выполнены расчеты изменяющихся энергетических параметров в диапазоне частот вращения шпинделя 0–4000 об/мин. Основные результаты

приведены в табл.1, где также даны значения параметров САР для динамического расчета ГСП: установившиеся зазоры для базовой (БО) и замыкающей (ЗО) опор – h_{01} и h_{02}; установившееся давление в опорах – p_0; расходы через них – Q_{01} и Q_{02}; величины вязкостей для отдельных опор – $\mu_{ср01}$ и $\mu_{ср02}$ (в табл. 1 приведена средняя температура $t_{ср0}$ и соответствующая ей величина $\mu_{ср0}$ для одной из опор при СУ, выполненной по вариантам 1 и 2, а для комбинированного варианта 3 СУ – $t_{ср0}$ и $\mu_{ср0}$ для опоры, в которой возникает наибольший перегрев масла вследствие радиального смещения шпинделя).

Исследованы три варианта СУ, которые эквивалентны по жесткости (C = 1,96·10^9 Н/м) и нагрузочной способности: исходная дроссельная СУ (вар. 1); предложенная в [4] СУ «насос–карман» (вар. 2) и комбинированная СУ (вар. 3) дроссель–«насос–карман» (рис. 1, *в*).

Анализируя полученные данные можно констатировать, что для варианта 1 СУ все значения температуры t_{max} на выходе из опоры ГСП находятся в допустимом диапазоне [9]. По энергетическим показателям такая СУ обеспечивает возможность повышения быстроходности ШУ без изменения его конструкции. Температура на выходе из опоры при n_{max2} не превышает 42 °С.

Для СУ по варианту 2 при производительности насосов Q_0=0,7 л/мин, которая обеспечивает эквивалентные варианту 1 жесткость и несущую способность, при n_{max1} наибольшая температура на выходе из опор близка к допускаемой [$t°$] = 50 °С, а при n_{max2} существенно ее превышает, что не удовлетворяет требованиям предельного нагрева передних подшипников для МРС повышенного класса точности [10]. Ранее сделанный выбор [4] о предпочтительности такой СУ нуждается в корректировке. Если увеличить Q_0 до 1,2 л/мин (вариант 2*), то и при n_{max2} обеспечивается $t°_{max}$<[$t°$]. Что касается изменения начального давления в опорах, то для варианта 1 оно уменьшается при n_{max1} и n_{max2} соответственно на 21 и 27 %, а для варианта 2* – на 40 и 50% (при варианте 2 – на 50 и 60%). Таким образом, и по этому параметру при скоростных режимах шпинделя СУ «насос–карман» имеет худшие показатели.

Из анализа табл. 1 следует, что у ГСП с СУ по варианту 3 происходит радиальное смещение оси шпинделя при n_{max1}, что приводит к увеличению температуры масла, которое при n_{max2} находится у границы допустимого предела и составляет 50 °С.

Таким образом, установлено, что в базовом исполнении серийный тяжелый модуль соот-

Таблица 1

Результаты энергетических исследований ШУ ГСП с различными вариантами СУ

Вариант СУ	n, об/мин	h_{01}·10^{-6}, м	h_{02}·10^{-6}, м	p_0, МПа	Q_{01}, л/мин	Q_{02}, л/мин	$\mu_{ср0}$, Па·с	$t_{ср0}$, °С	t_{max}, °С
1	0	45	45	4,3	1,7	1,7	–	20	–
	3150			3,4	2,0	2,0	29	29	37
	4000			3,1	2,1	2,1	31	31	42
2	0	45	45	1,8	0,7	0,7	–	20	–
	3150			0,9	0,7	0,7	35	35	49
	4000			0,7	0,7	0,7	40	40	59
2*	0	45	45	3,0	1,2	1,2	–	20	–
	3150			1,8	1,2	1,2	31	31	41
	4000			1,5	1,2	1,2	34	34	49
3	0	45	45	3,3	1,3	1,3	–	20	–
	3150	47,8	42,2	2,3	1,7	1,3	31	31	42
	4000	48,5	41,5	2,6	1,8	1,3	34	31	50

ветствует заявленным в его паспортных данных условиям и характеристикам. При этом дроссельную СУ, в отличие от СУ «насос–карман», можно рекомендовать и в качестве варианта для возможности повышения верхнего предела частоты вращения до n_{max2}.

Динамика ГСП с учетом энергетических параметров

С учетом полученных при энергетическом расчете данных исследована по физико-математической модели ГСП [11] динамика САР ГСП с рассмотренными вариантами СУ.

По программе [12] расчета логарифмических частотных характеристик (ЛЧХ) получены значения запасов устойчивости по фазе (Δφ) [13] для вариантов СУ (табл. 2) в дополнение к приведенным ранее [4] для n_{min} = 0 об/мин.

Из анализа полученных результатов следует, что при замене СУ по варианту 1 обеспечивается некоторый рост динамического качества САР ГСП, однако не достигаются показатели даже САР невысокого качества [13].

Таблица 2

Значения запаса по фазе САР ГСП для вариантов СУ

Вариант СУ	n, об/мин	Δφ, °	$\Delta\varphi_{RC}$, °
1	0	16	77
	3150	7	61
	4000	5	57
2*	0	17	84
	3150	10	70
	4000	8	66
3	0	18	83
	3150	9	67
	4000	8	63

Определение параметров коррекции САР ГСП

С учетом вышесказанного, рассмотрены возможности повышения динамического качества САР ГСП путем введения корректирующей *RC*-цепи (рис. 1, *а*, пунктирная линия) с параметрами C_A (гидравлическая емкость) и R_A (гидравлическое сопротивление) [11]. Определение их значений представляет определенные сложности, в том числе и с использованием трехмерной поверхности $\Delta\varphi = f(C_A, R_A)$ [4]. Поэтому в процессе проектирования и модернизации ГСП МРС для специалистов актуальна задача упрощения этой процедуры.

Для определения вышеуказанных параметров коррекции разработан графо-аналитический метод [12], основанный на автоматизированном получении массива данных Δφ в определенных диапазонах C_A и R_A. Реализуется метод с помощью программы, работающей по известному доработанному оптимизационному алгоритму [14], с использованием процедуры построения графика фазового градиента (ФГ) $\Delta\varphi = \mathrm{grad}(C_A, R_A)$ в среде MATLAB, которая представляет собой циклы последовательного перебора параметров коррекции в заданном диапазоне принимаемых шагов δC_A и δR_A с последующим использованием их в расчете модели.

При исследовании различных САР ГСП применяется модель [15, 16] (рис. 2) расчета ЛЧХ для СУ по варианту 1 САР с *RC*-коррекцией. В результате взаимодействия функций ***linmod*** и ***margin*** [17, 18] с моделью в рабочем пространстве «Workspace» [19] MATLAB формируются матрицы запаса по фазе Δφ и соответствующей частоты среза ($\omega_{ср}$) ЛЧХ.

По модели построен график [12] ФГ для САР при n_{min}, представленный на рис. 3, *а*. Для выбора и оценки значений C_A и R_A удобно использовать графическую функцию «Data Cursor» панели инструментов соответствующего графического окна MATLAB.

Точкой на ФГ отмечены параметры коррекции $C'_A = 5\cdot10^{-14}$ м³/Па и $R_A = 12\cdot10^9$ Па·с/м³ [4], обеспечивающие Δφ = 53°. Выбор гидроемкости C'_A с эффективной площадью $F_{эф}$ = 0,6 см² обусловлен прочностью по давлению (p_{max} = 14,5 МПа) стандартного однослойного сильфона [20] и практическим отсутствием колебательности САР на наибольших нагрузках. При n_{max2} (рис. 3, *б*) наблюдается снижение Δφ до 36° и проявляется колебательность САР. Использование сильфона с $F_{эф}$ = 1,6 см² (p_{max} = 12,5 МПа), имеющего большую емкость $C''_A = 21\cdot10^{-14}$ м³/Па, обеспечивает увеличение Δφ: при n_{min} – до 77°, при n_{max2} – до 57° (рис. 3, *а*, *б*), что соответствует САР высокого динамического качества.

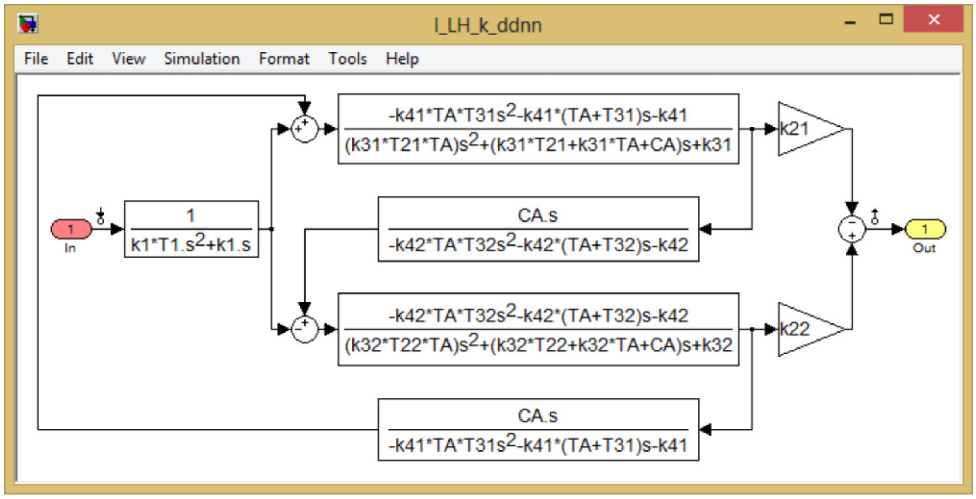


Рис. 2. Разомкнутая линеаризованная САР ГСП в Simulink

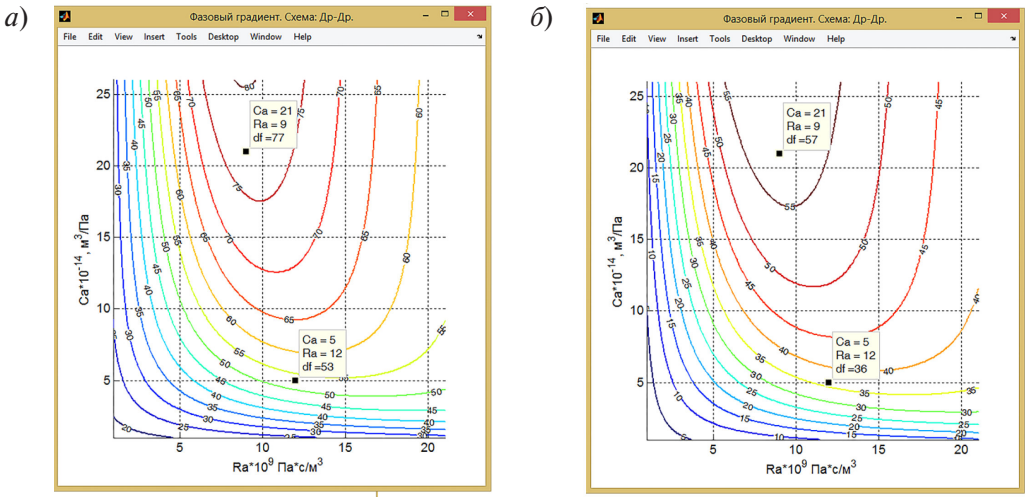


Рис. 3. Фазовый градиент САР ГСП для варианта 1: *а* – при n_{min}; *б* – n_{max2}

Результаты аналогичных исследований для СУ по вариантам 2* и 3 при тех же параметрах коррекции приведены в табл. 2; они имеют близкие значения и несколько превышают Δφ для САР ГСП по варианту 1.

Ввиду нелинейности САР необходима проверка степени снижения ее динамического качества при наибольшей нагрузке R_h = 10 кН с помощью построения соответствующих переходных процессов (ПП) [21]. Это снижение обусловлено негативным влиянием гидроемкости *RC*-цепи на динамическое качество САР при воздействии R_h. Проверка проводится для n_{min}, так как наибольшие нагрузки возникают только на черновых режимах работы ШУ МРС. На рис. 4, *а* показаны ПП при СУ по варианту 1; для сравнения на рис. 4, *б* – ПП той же СУ при малых нагрузках.

При использовании корректирующей RC-цепи с гидроемкостью C''_A значительного объема достигается полное исключение колебательности для чистовых высокоскоростных режимов; при этом на максимальных нагрузках динамика САР несколько ухудшается как по длительности ПП, так и по динамической ошибке. Близкие результаты получены для СУ по вариантам 2* и 3.

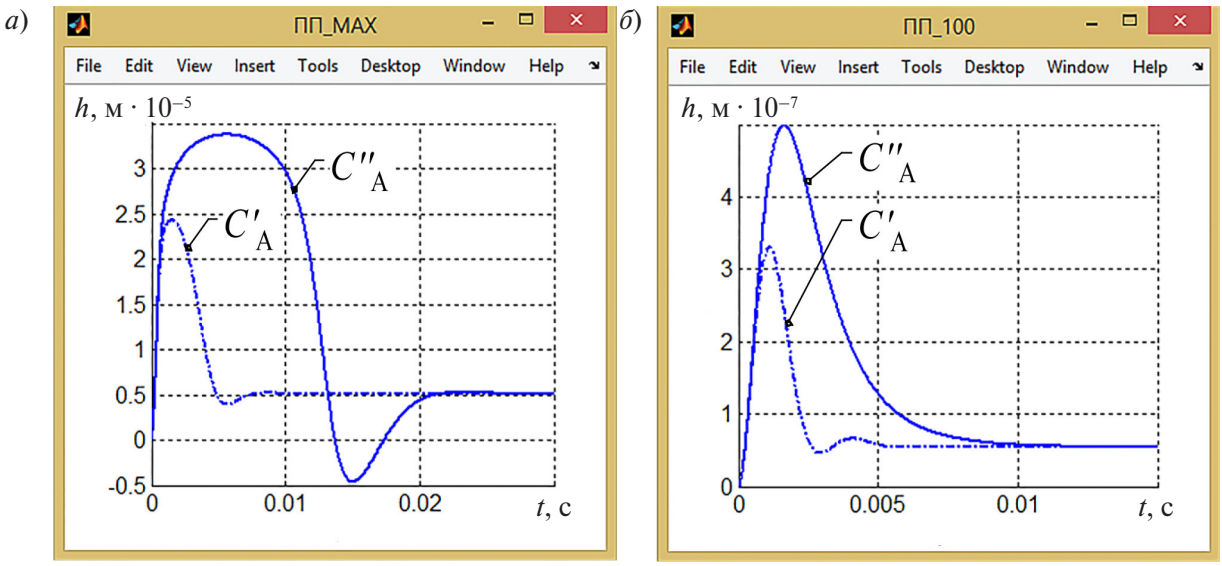


Рис. 4. Переходные процессы корректированной САР ГСП с гидроемкостями C'_A и C''_A: *а* – для R_h = 10 кН, n_{min}; *б* – для R_h = 100 Н, n_{max2}

Влияние приведенной массы шпинделя на динамическое качество САР ГСП

Эксплуатация МРС подобного типоразмера предполагает возможность использования оправок массой $M_{оп}$ до 30 кг и длиной до 500 мм, которые определяют величину приведенной массы $M_{пр}$ ШУ для ГСП. Выполнены исследования влияния $M_{пр}$ на динамические показатели САР ГСП.

Определение $M_{пр}$ с учетом величины выдвижения шпинделя производятся в соответствии с методикой [22] по расчетной схеме, приведенной на рис. 5. На ней даны конструктивные размеры ШУ, обозначены центры масс шпинделя – между опорами ($M_ш$), его выдвигаемого конца ($M_{вш}$), оправки $M_{оп}$ – и изменяющийся от 0 до 710 мм паспортный вылет ΔL выдвижного шпинделя.

В табл. 3 приведены значения $M_{пр}$ при оправках различной массы и вылетах ΔL отмеченного диапазона. Все предыдущие исследования выполнены для $M_{пр}$ = 50 кг, что соответствует наиболее распространенным операциям обработки с малым ΔL и небольшими оправками (см. табл. 3).

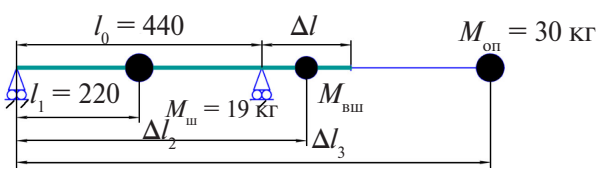


Рис. 5. Расчетная схема определения $M_{пр}$

Таблица 3

Значения $M_{пр}$ при различных оправках и величинах выдвижения шпинделя

$M_{оп}$, кг	$M_{пр}$, кг, для ряда значений ΔL (0–710 мм)							
	0	100	200	300	400	500	600	710
10	40	55	75	100	130	165	205	255
20	75	100	130	170	210	260	315	380
30	125	160	205	255	310	375	445	530

Для производственного модуля ЛР400ПМФ-4 при n_{max1}, ΔL = 710 мм, $M_{оп}$ = 30 кг запас устойчивости САР ГСП составляет $\Delta\varphi = -15°$, что означает невозможность реализации обработки при таких условиях. На рис. 6 даны зависимости $\Delta\varphi = f(M_{пр})$ при наиболее критичном случае работы ШУ на скорости вращения n_{max2} с оправкой $M_{оп}$ = 30 кг для различных вариантов СУ и параметров *RC*-коррекции. Из анализа следует, что при СУ без коррекции функционирование ГСП возможно для СУ по вариантам 2* и 3 на мини-

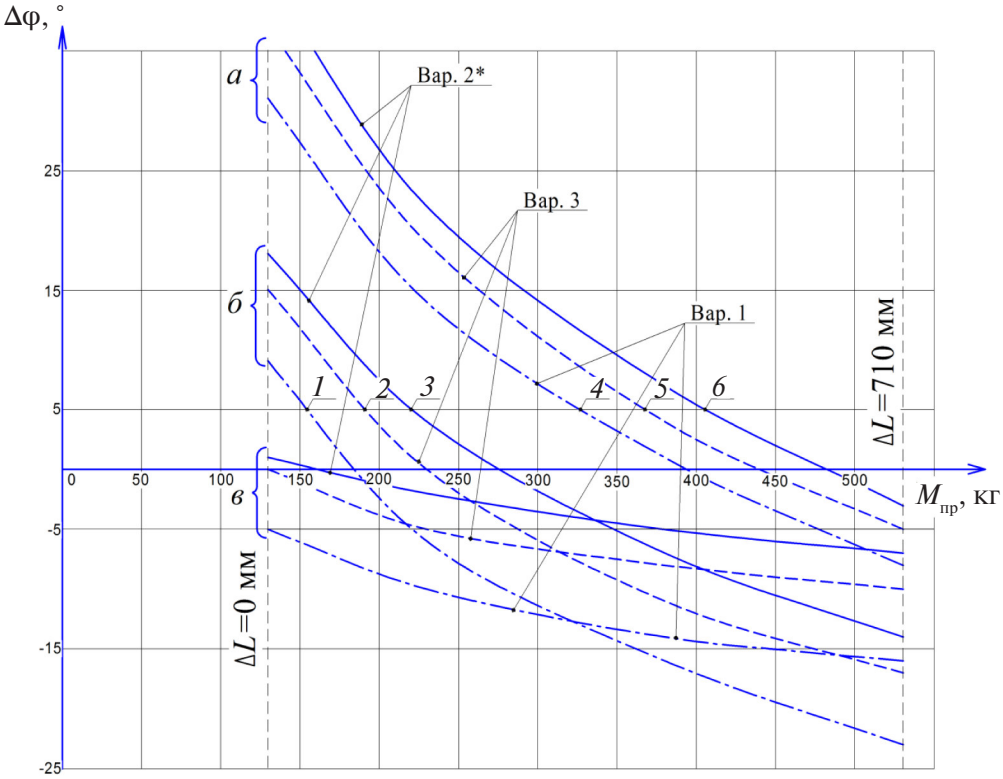


Рис. 6. Зависимости $\Delta\varphi = f(M_{пр})$ при n_{max2} для следующих вариантов СУ:
а – корректированных с параметрами $C''_A = 21\cdot10^{-14}$ м³/Па и $R_A = 9\cdot10^9$ Па·с/м³;
б – корректированных с параметрами $C''_A = 5\cdot10^{-14}$ м³/Па и $R_A = 12\cdot10^9$ Па·с/м³;
в – некорректированных

мальных вылетах ΔL, причем для всех случаев с очень малым $\Delta\varphi$, близким к границе устойчивости. Для СУ по варианту 1 возможно применение оправок массой не более 10 кг при ΔL от 0 до 100 мм (см. табл. 3); при этом значение $\Delta\varphi$ также будет близким к границе устойчивости. Чтобы использовать бóльший диапазон ΔL для всех некорректированных вариантов СУ, особенно для СУ по варианту 1, необходимо снижать частоту вращения шпинделя, например до 2000 об/мин.

При коррекции с гидроемкостью C''_A [4] устойчивая область доходит до значений $M_{пр}$ = 150–250 кг, а при C''_A – до $M_{пр}$ = 350–400 кг. При этом для $M_{пр}$>150 кг все рассматриваемые варианты не обеспечивают по $\Delta\varphi$ выполнение критерия САР низкого динамического качества [13].

Приведем в качестве примера значения собственной частоты колебаний ω для точек *1–6* (см. рис. 6), соответствующих $\Delta\varphi = 5°$:

ω, Гц	Номер точки на рис. 6, вариант СУ
215	*1*, Вариант 1 (C'_A)
180	*2*, Вариант 2* (C'_A)
165	*3*, Вариант 3 (C'_A)
115	*4*, Вариант 1 (C''_A)
90	*5*, Вариант 2* (C''_A)
80	*6*, Вариант 3 (C''_A)

Определение значений ω производится по соответствующим переходным процессам [21], после чего их необходимо сопоставлять с вероятными частотами $\omega_в$ вынужденных колебаний. Так, например, в случае растачивания отверстия с двумя пазами однорезцовой оправкой (или отверстия с одним пазом двурезцовой оправкой) при n_{max2} для СУ по варианту 1 (см. рис. 6), когда $M_{пр}$ = 325 кг (т.е. $M_{оп}$ = 30 кг и вылет ΔL = 425 мм), собственная частота САР ω = = 115 Гц достаточно близка частоте $\omega_в$ =135 Гц. При слабом демпфировании колебаний в рас-

сматриваемом случае частоты близки друг к другу, и такой технологический режим является нежелательным. Следует либо назначить скорость резания с уменьшением частоты вращения шпинделя (для удаления от резонансной частоты), либо уменьшить $M_{оп}$ (для увеличения Δφ, т.е. виброустойчивости). Предлагаемую процедуру следует выполнять при технологической подготовке процесса обработки.

Выводы

Условием обеспечения высокого динамического качества для СУ ГСП производственного модуля ЛР400ПМФ-4 является использование в САР корректирующей *RC*-цепи с гидроемкостью величиной не менее $C''_A = 21 \cdot 10^{-14}$ м³/Па (сильфон 18×10×25 – 36НХТЮ ГОСТ 21482-76).

Особое значение при разработке техпроцессов для МРС в случаях использования инструментов на больших вылетах и при максимальных частотах вращения шпинделя имеет учет массовых характеристик инструментов. Режимы обработки требуется назначать с учетом, во-первых, обеспечения устойчивости САР ГСП (по Δφ), во-вторых, – оценки колебательных параметров технологической системы с точки зрения возникновения возможного резонанса.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Болотников М. А., Прокопенко В.А., Франгауз В.М.** Сравнительные испытания высокоскоростных шпиндельных узлов // Станки и инструмент. 1983. № 2. С. 10–12.

2. **Rowe W. Brian.** Hydrostatic, Aerostatic and Hybrid Bearing Design. Oxford: Elsevier, 2012. 334 p.

3. **Frank M.S.** Hydrostatic bearings for machine tools and similar applications. Machinery Publishing, 1970. 227 p.

4. **Бундур М.С., Прокопенко В. А., Чернов И. А.** Расчетно-аналитические особенности проектирования гидростатических подшипников для станочного оборудования // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2009. №1(74). С. 72–77.

5. **Rothenhofer G.** Design, Dynamic Modeling, Simulation and Feedback Control of a Hydrostatic Thrust Bearing / Submitted to the Department of Mechanical Engineering on May 21st. Massachusetts Institute of Technology, 2007. 113 p.

6. **Jian-yi Zhang, Xuan-Yu Shi, Gui-Hua Han.** Research on Hydrostatic Thrust Bearing Worktable Job Status // International Journal of Smart Home. 2014. Vol. 8. №. 1. P. 269–278.

7. **Прокопенко В.А., Чернов И.А.** Исследование технологических режимов обработки для определения требуемых технических характеристик станков. // Materials of the XI international scientific and practical conference « Prospects of world science – 2015» July 30 – August 7. Sheffield. 2015. Vol. 10. P. 64–66.

8. **Бундур М.С., Пелевин Н.А., Прокопенко В.А.** Компьютерные исследования энергетической модели жидкостного подшипника в MATLAB // Материалы международной конференции «Теория и практика современной науки». Зальцбург, Австрия, 2015. С. 22–26.

9. **Свешников В. К.** Станочные гидроприводы: справочник. 5-е изд., перераб. и доп. М: Машиностроение, 2008. 640 с.

10. **Пуш В.Э.** Металлорежущие станки: Учебник для машиностроительных втузов. М.: Машиностроение, 1985. 256 с.

11. **Прокопенко В.А., Яцкевич А.А.** Динамические характеристики гидростатических подшипников тяжелых металлорежущих станков. В кн.: Прогрессивные технологические процессы в машиностроении. Л: Изд-во ЛГТУ, 1990. С. 7–14.

12. **Пелевин Н.А., Прокопенко В.А., Чернов И. А.** Графо-аналитический метод выбора параметров коррекции гидростатических подшипников с помощью среды MATLAB // Теория механизмов и машин. 2015. № 2. С. 13–22.

13. **Иващенко Н.Н.** Автоматическое регулирование. Теория и элементы систем. М: Машиностроение, 1983. 608 с.

14. **Пелевин Н.А., Прокопенко В.А.** Автоматизированный расчет параметров RC-цепи для гидростатического подшипника // XLII Неделя науки СПбГПУ: материалы научно-практической конференции с международным участием. Институт металлургии, машиностроения и транспорта СПбГПУ. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2014. Т. 1. С. 49–51.

15. **Пелевин Н.А., Прокопенко В.А.** Моделирование динамических процессов прецизионных шпиндельных опор металлорежущего оборудования в программном пакете MATLAB // XLI Неделя науки СПбГПУ: материалы международной научно-практической конференции. Лучшие доклады. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2013. С. 53–56.

16. **Бундур М. С., Пелевин Н.А., Прокопенко В.А.** Применение пакета MATLAB для выбора параметров динамической коррекции гидростатических подшипников станков // Концепт. 2015. Современные научные исследования. URL: http://e-koncept.ru/2015/85147.htm, 2015. № 3. 9 с.

17. **Борисевич А.В.** Теория автоматического управления: элементарное введение с применением MATLAB. М: Инфра-М, 2014. 200 с.

18. **Михалевич С.С., Байдали С.А., Чучалин И.П., Москалев В.А.** Алгоритм моделирования систем автоматического управления // Известия Томского политехнического университета. 2012. Т. 321. № 5. С. 233–237.

19. Stormy Attaway. Matlab. A Practical Introduction to Programming and Problem Solving. Oxford: Elsevier, 2013. 527 p.

20. **ГОСТ 21482-76.** Государственный стандарт СССР. Сильфоны однослойные измерительные металлические. Технические условия. М.: Государственный комитет СССР по стандартам, 1976. 76 с.

21. **Бундур М. С., Пелевин Н.А., Прокопенко В.А.** Возможности применения системы MATLAB SIMULINK при моделировании систем управления гидростатическими подшипниками // Концепт. Современные научные исследования. URL: http://e-konceplru/2014/55142.htm, 2014. № 2. 9 с.

22. **Иовлев Ю.А., Троцкая З.В.** Крутильные и изгибные колебания элементов машин: Учебное пособие. Л: Изд-во ЛПИ, 1985. 76 с.

REFERENCES

1. **Bolotnikov M.A., Prokopenko V.A., Frangauz V.M.** Sravnitelnyye ispytaniya vysokoskorostnykh shpindelnykh uzlov. [Comparison tests of high-speed spindle units]. *Stanki i instrument*. 1983. № 2. S. 10–12. (rus)

2. **Rowe W. Brian.** Hydrostatic, Aerostatic and Hybrid Bearing Design. Oxford: Elsevier, 2012. 334 p.

3. **Frank M.S.** Hydrostatic bearings for machine tools and similar applications. Machinery Publishing, 1970. 227 p.

4. **Bundur M.S., Prokopenko V.A., Chernov I.A.** Raschetno-analiticheskiye osobennosti proyektirovaniya gidrostaticheskikh podshipnikov dlya stanochnogo oborudovaniya. [Rated and analytical features of design of hydrostatic bearings for the machine-tool equipment]. *St.Peterssrurg State Politechnical Universiti Journal. St.Petersburg*: *SPbGPU Publ*. 2009. № 1(74). S. 72–77. (rus)

5. **Rothenhofer G.** Design, Dynamic Modeling, Simulation and Feedback Control of a Hydrostatic Thrust Bearing. *Submitted to the Department of Mechanical Engineering on May 21st. Massachusetts Institute of Technology*, 2007. 113 p.

6. **Jian-Yi Zhang, Xuan-Yu Shi, Gui-Hua Han.** Research on Hydrostatic Thrust Bearing Worktable Job Status. *International Journal of Smart Home*. 2014. Vol. 8, №. 1. P. 269–278.

7. **Prokopenko V.A., Chernov I.A.** Issledovaniye tekhnologicheskikh rezhimov obrabotki dlya opredeleniya trebuyemykh tekhnicheskikh kharakteristik stankov. [Research of the technology modes of processing for definition of required technical characteristics of machine-tools]. *Materials of the XI international scientific and practical conference «Prospects of world science – 2015» July 30 – August 7. Sheffield*. 2015. Vol. 10. P. 64–66.

8. **Bundur M.S., Pelevin N.A., Prokopenko V.A.** Kompyuternyye issledovaniya energeticheskoy modeli zhidkostnogo podshipnika v MATLAB. [Computer researches of energy model of the liquid bearing in MATLAB]. *Materialy mezhdunarodnoy konferentsii «Teoriya i praktika sovremennoy nauki»*. Zaltsburg, Avstriya, 2015. P. 22–26. (rus)

9. **Sveshnikov V.K.** Stanochnyye gidroprivody: spravochnik. [Machine-tool hydraulic actuators: reference book]. 5-ye izd., pererab. i dop. M: Mashinostroyeniye, 2008. 640 s. (rus)

10. **Push V.E.** Metallorezhushchiye stanki: Uchebnik dlya mashinostroitelnykh vtuzov. [Metal-cutting machines: The textbook for machine-building technical colleges]. M.: Mashinostroyeniye, 1985. 256 p. (rus)

11. **Prokopenko V.A., Yatskevich A.A.** Dinamicheskiye kharakteristiki gidrostaticheskikh podshipnikov tyazhelykh metallorezhushchikh stankov. [Dynamic characteristics of hydrostatic bearings of heavy metal-cutting machines] V kn.: Progressivnyye tekhnologicheskiye protsessy v mashinostroyenii. L: Izd-vo LGTU, 1990. S. 7–14. (rus)

12. **Pelevin N.A., Prokopenko V.A., Chernov I.A.** Grafo-analiticheskiy metod vybora parametrov korrektsii gidrostaticheskikh podshipnikov s pomoshchyu sredy MATLAB. [Graph-analytic method of a choice of parameters of correction of hydrostatic bearings by means of the MATLAB]. *Theory of mechanisms and machines*. 2015. № 2. S. 13–22. (rus)

13. **Ivashchenko N.N.** Avtomaticheskoye regulirovaniye. Teoriya i elementy system. [Automatic control. Theory and elements of systems]. M: Mashinostroyeniye, 1983. 608 s. (rus)

14. **Pelevin N.A., Prokopenko V.A.** Avtomatizirovannyy raschet parametrov RC-tsepi dlya gidrostaticheskogo podshipnika. [The automated calculation of parameters of a RC chain for the hydrostatic bearing]. *XLII Nedelya nauki SPbGPU: materialy nauchno-prakticheskoy konferentsii c mezhdunarodnym uchastiyem*. St.Petersburg: SPbGPU Publ. 2014. Vol. 1. S. 49–51. (rus)

15. **Pelevin N.A., Prokopenko V.A.** Modelirovaniye dinamicheskikh protsessov pretsizionnykh shpindelnykh opor metallorezhushchego oborudovaniya v programmnom pakete MATLAB [Modeling of dynamic processes of precision spindle bearings of the machine-tool equipment in a software package of MATLAB]. *XLI Nedelya nauki SPbGPU: materialy mezhdunarodnoy*

nauchno-prakticheskoy konferentsii. Luchshiye doklady. St.Petersburg: SPbGPU Publ., 2013. S. 53–56. (rus)

16. **Bundur M.S., Pelevin N.A., Prokopenko V.A.** Primeneniye paketa MATLAB dlya vybora parametrov dinamicheskoy korrektsii gidrostaticheskikh podshipnikov stankov. [Application of a MATLAB package for a choice of parameters of dynamic correction of hydrostatic bearings of metal-cutting machine-tools]. *Kontsept. 2015. Sovremennyye nauchnyye issledovaniya. URL: http://e-koncept.ru/2015/85147.htm*. 2015. № 3. 9 s. (rus)

17. **Borisevich A.V.** Teoriya avtomaticheskogo upravleniya: elementarnoye vvedeniye s primeneniyem MATLAB. [Theory of automatic control: elementary introduction with application of MATLAB]. M: Infra-M, 2014. 200 s. (rus)

18. **Mikhalevich S.S., Baydali S.A., Chuchalin I.P., Moskalev V.A.** Algoritm modelirovaniya sistem avtomaticheskogo upravleniya. [Algorithm of modeling of systems of automatic control]. *Izvestiya Tomskogo politekhnicheskogo universiteta*, 2012. T. 321. № 5. S. 233 –237. (rus)

19. Stormy Attaway. Matlab. A Practical Introduction to Programming and Problem Solving. Oxford: Elsevier, 2013. 527 p.

20. **GOST 21482-76.** Gosudarstvennyy standart SSSR. Silfony odnosloynyye izmeritelnyye metallicheskiye. Tekhnicheskiye usloviya [GOST 21482-76. State Standard of the USSR. Bellows-layer measuring metal. Specifications]. M.: Gosudarstvennyy komitet SSSR po standarta, 1976. 76 s. (rus)

21. **Bundur M.S., Pelevin N.A., Prokopenko V.A.** Vozmozhnosti primeneniya sistemy MATLAB SIMULINK pri modelirovanii sistem upravleniya gidrostaticheskimi podshipnikami. [Possibilities of use of MATLAB SIMULINK system for modeling control systems of hydrostatic bearings]. *Kontsept. Sovremennyye nauchnyye issledovaniya. URL: http://e-konceplru/2014 /55142.htm*. 2014. № 2. 9 p. (rus)

22. **Iovlev Yu.A., Trotskaya Z.V.** Krutilnyye i izgibnyye kolebaniya elementov mashin: Uchebnoye posobiye. [Torsional and flexural vibrations of elements of machine: Manual]. L: Izd-vo LPI, 1985. 76 s. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

БУНДУР Михаил Семенович – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: bundurms@mail.ru

BUNDUR Mikhail S. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: bundurms@mail.ru

ПЕЛЕВИН Никита Александрович – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: twic@inbox.ru

PELEVIN Nikita A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: twic@inbox.ru

ПРОКОПЕНКО Вячеслав Алексеевич – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: mmfgak@mail.ru

PROKOPENKO Viacheslav A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: mmfgak@mail.ru

DOI 10.5862/JEST.238.16
УДК 621.88.084.4

А.В. Кущенко, А.Я. Башкарев

УПРАВЛЕНИЕ ФРИКЦИОННЫМИ СВОЙСТВАМИ ПОЛИАМИДНЫХ ПОКРЫТИЙ В СОЕДИНЕНИЯХ С НАТЯГОМ

A.V. Kushchenko, Al.Ya. Bashkarev

MANAGEMENT FRICTIONAL PROPERTIES OF POLYMER COATINGS IN CONNECTIONS WITH A TIGHTNESS

Соединения с натягом используются для передачи крутящих моментов и осевых нагрузок за счет сил трения, которые возникают на контактирующих поверхностях вследствие их упругой деформации, создаваемой натягом при сборке. Во время эксплуатации соединения из стальных деталей подвергаются разрушению из-за фреттинг-коррозии в результате действия переменных нагрузок, характерных для многих видов техники. Одним из способов борьбы с этим явлением может стать применение тонкослойных полимерных покрытий. В работе изложены результаты исследований прочности адгезии и коэффициента трения покоя тонкослойного полиамидного покрытия и композитов на основе полиамидов по стали. Установлено, что наилучшие фрикционные и адгезионные свойства имеет полиамидный композит с добавлением 20–40 % массовой доли железного сурика. Его коэффициент трения покоя по стали сопоставим с коэффициентом трения покоя стали по стали, а адгезия к стальной поверхности на отрыв больше на 40 %, чем у покрытия из чистого полиамида.

СОЕДИНЕНИЯ С НАТЯГОМ; ПОЛИАМИДНЫЕ ПОКРЫТИЯ; АДГЕЗИЯ; КОЭФФИЦИЕНТ ТРЕНИЯ ПОКОЯ; ФРЕТТИНГ-КОРРОЗИЯ.

Compounds with interference are used for transmitting torque and axial loads due to friction forces arising on their surfaces through elastic deformation during assembly. During operation, the connections made of steel parts are destroyed as a result of fretting-corrosion due to the action of variable loads, typical for many types of equipment. One way to combat this phenomenon may be the use of thin-layer polymer coatings. The present work discusses the results of studying the adhesion strength and coefficient of friction of polyamide thin-layer coatings and composites based on polyamides on steel. We found that a composite containing from 20 to 40% mass fraction of iron oxide has the best friction and adhesive properties. Its coefficient of static friction on steel is comparable with the coefficient of static friction steel on steel, and adhesion to steel surface is more 40% higher than coatings of pure polyamide.

CONNECTION WITH INTERFERENCE; POLYMERIC COATINGS; ADHESION; COEFFICIENT OF FRICTION; FRETTING-CORROSION.

Введение

Известно, что сопряжения с натягом используются для передачи крутящих моментов и осевых сил без дополнительного крепления. Неподвижность деталей относительно друг друга обеспечивается силами трения, которые возникают на контактирующих поверхностях вследствие их упругой деформации, создаваемой натягом при сборке соединения.

Неразборные соединения с натягом просты и технологичны в изготовлении, рассчитаны на продолжительный срок службы. Но известно [1–3], что разрушение таких соединений из стальных деталей может произойти раньше, чем будет исчерпан ресурс изделия, из-за фреттинг-коррозии, которая развивается под действием переменных нагрузок, типичных для многих машин. Одним из перспективных методов как для защиты от фреттинг-коррозии соединений с на-

тягом, так и для восстановления поврежденных соединений может быть использование полимерных материалов, в частности полиамидов.

Ранее предполагалось, что при использовании полимеров в соединениях с натягом в результате релаксационных явлений может произойти исчезновение натяга. Однако у некоторых из полимеров, например полиамидов, которые относятся к группе эластомеров, коэффициент Пуассона практически равен 0,5, то есть, другими словами, с точки зрения классической теории упругости они – практически несжимаемый материал. На самом деле эти полимеры достаточно легко деформируются за счет пластических деформаций, происходящих без изменения объема. Если деформация полиамидов происходит без возможности перемещения материала, т.е. пластических сдвигов, то, значит, она может происходить только благодаря изменению межмолекулярных расстояний, что требует значительных усилий, соизмеримых с усилиями деформации металлических надмолекулярных структур. При этом такую деформацию можно считать почти идеально упругой.

Исходя из этого можно говорить о возможности применения тонкослойных покрытий из полиамидов или композитов на их основе как для защиты от фреттинг-коррозии новых соединений с натягом, так и для восстановления разрушенных соединений. Объектом исследований выбрана новая конструкция соединений с натягом, в которой применены тонкослойные покрытия из полиамида или композитов на его основе (рис. 1) для повышения долговечности и ремонтопригодности узлов машин (в частности, вала).

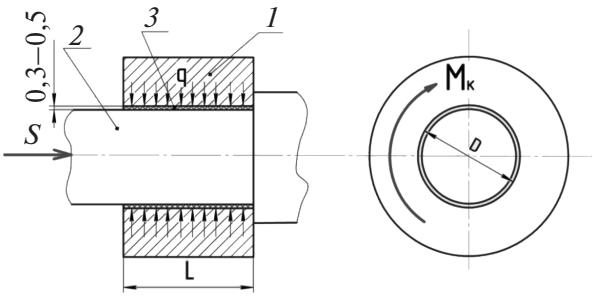


Рис. 1. Схема применения полиамидного покрытия при создании соединения с натягом: *1* – втулка; *2* – вал; *3* – тонкослойное полиамидное покрытие вала; S – осевая нагрузка; $M_к$ – внешний крутящий момент; q – радиальное давление в зоне сопряжения; D – номинальный посадочный диаметр; L – длина сочленения

Целью нашей работы было экспериментальное изучение фрикционных характеристик тонкослойных (0,1–0,5 мм) полимерных покрытий из различных видов полиамидов и поиск путей повышения их коэффициента трения покоя по стали.

Методика и материалы

Известно [4–6], что полиамиды широко используются в узлах трения машин как антифрикционные материалы, так как обладают достаточно низким коэффициентом трения скольжения и достаточно высокими нагрузочными возможностями [7, 8]. Однако опыта применения тонкослойных полиамидных покрытий в соединениях с натягом пока еще не было, а традиционные методы повышения фрикционных характеристик путем добавления в полиамид металлической стружки, асбеста и т.п. [6] в данном случае не применимы из-за технологических особенностей нанесения тонкослойных покрытий.

Для оценки фрикционных свойств тонкослойных полиамидных покрытий были проведены измерения их коэффициента трения покоя по стали в зависимости от давления в зоне трения. В экспериментах использовались покрытия толщиной от 0,065 до 0,53 мм из полиамидов ПА-6, ПА-6/66, ПА-68.

Измерение величины коэффициента трения покоя выполнялось на испытательной машине ИР 5047-50-11. Для этого были изготовлены образцы с нанесенным полиамидным покрытием, которые нагружались через стальные пластины усилием, позволяющим создавать в зоне трения давление до 30 МПа. Образцы вместе с нагружателем фиксировались в траверсе испытательной машины, к ним прикладывалась нарастающая нагрузка вплоть до начала скольжения стальных пластин по полимерному покрытию. Компьютером фиксировалась диаграмма нагружения.

Экспериментальные результаты

Из результатов экспериментов следует, что коэффициент трения покоя полиамидного покрытия по стали не является постоянной вели-

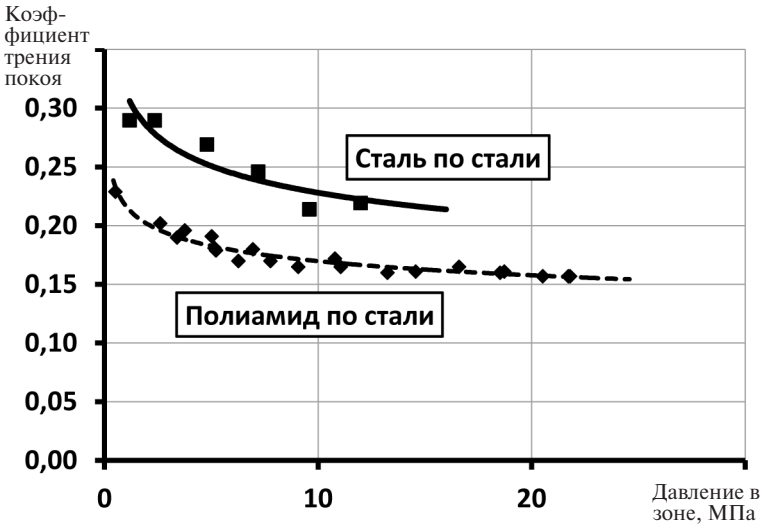


Рис. 2. Коэффициенты трения покоя полиамида по стали и стали по стали

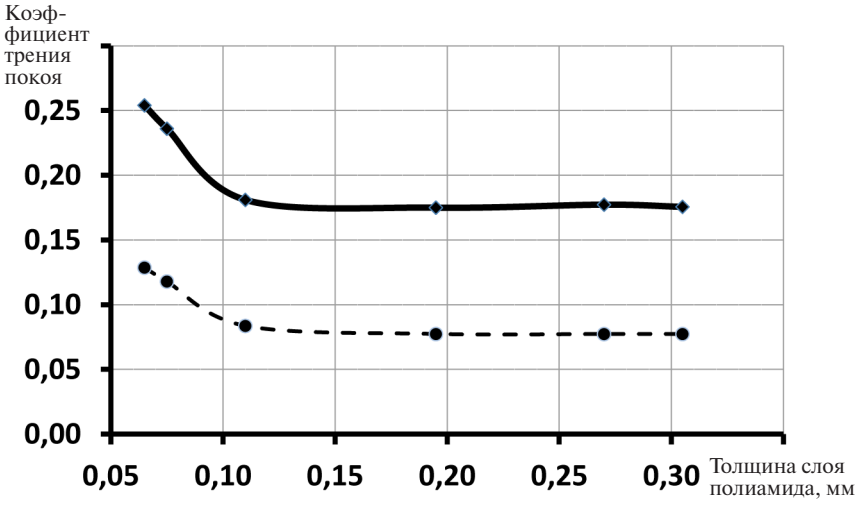


Рис. 3. Изменение величины коэффициента трения покоя полиамида по стали в зависимости от толщины слоя (сплошная линия – при давлении в зоне трения в 1 МПа, пунктирная – при 30 МПа)

чиной, а уменьшается с ростом давления; при этом он ниже на 30–40 %, чем для пары «сталь–сталь» (рис. 2).

В результате экспериментов установлено также, что коэффициент трения покоя полиамида по стали зависит не только от давления в зоне трения, но и от толщины слоя полиамида. При уменьшении толщины покрытия от 0,12 до 0,065 мм во всем диапазоне давлений от 1 до 30 МПа наблюдается рост коэффициента трения покоя (например, от 0,17 до 0,25 при давлении в зоне трения 1 МПа и от 0,08 до 0,14 – при 30 МПа). При толщинах покрытия более 0,12 мм коэффициент трения покоя полиамида по стали постоянен (рис. 3).

Более низкий коэффициент трения покоя полиамида по стали, чем у пары «сталь–сталь», свидетельствует о том, что при использовании тонкослойных полимерных покрытий в соединениях с натягом необходимо найти способ по-

вышения коэффициента трения покоя полимера по стали за счет применения различных присадок, т.е. созданием композитных смесей.

Использование полиамидных покрытий и композитов на их основе в соединениях с натягом может быть ограничено недостаточной адгезией полиамидного слоя к стальной подложке. Поэтому были проведены исследования величины адгезии, т.е. предела прочности связи покрытия со сталью по нормальным напряжениям. Исследованиям адгезии полимеров к стали посвящено большое количество работ [11, 12, 15, 16]. Однако они проводились для случаев работы полимерных подшипников скольжения, а не для покрытий в соединениях с натягом.

Исследование адгезии проводилось известным методом отрыва стального штифта от наплавленной полимерной композиции [8]. Схема нагружения и общий вид образцов для испытаний представлены на рис. 4. Образцы представляют собой стержень *1*, заканчивающийся штифтом диаметром 3 мм. На штифт по скользящей посадке насажен диск *2*. Поверхность диска и торец штифта совпадают. На поверхность диска наплавляется полимер или композит на его основе. Для уменьшения трения между штифтом и отверстием диска штифт смазывался графитовой смазкой.

Измерение величины напряжения отрыва торца штифта от полимера выполнялось на испытательной машине ИР 5047-50-11. Для этого диск образца фиксировался в зажиме траверсы машины, а к стержню образца прикладывалось нарастающее усилие вплоть до отрыва штифта от полимера. При этом компьютером фиксировалась диаграмма нагружения.

Применительно к условиям работы полиамидных покрытий в соединениях с натягом были исследованы адгезионные свойства к стали чистого полиамида и его композиций со свинцовым и железным суриком и стеклянным порошком.

Из результатов экспериментов (рис. 5) следует:

величина адгезии на отрыв для покрытия из чистого полиамида составляет около 35 МПа;

до значений массового содержания свинцового сурика в 20 % величина адгезии этого композита к стали практически не меняется и может быть принята равной 35МПа, а при большем содержании резко снижается;

до значений массового содержания стеклянного порошка в 15 % величина адгезии этого композита к стали увеличивается примерно на 20 % (до 40 МПа), а при большем содержании снижается;

до значений массового содержания железного сурика в 30 % величина адгезии этого композита к стали увеличивается примерно на 60 % (до 50 МПа), а при большем содержании снижается.

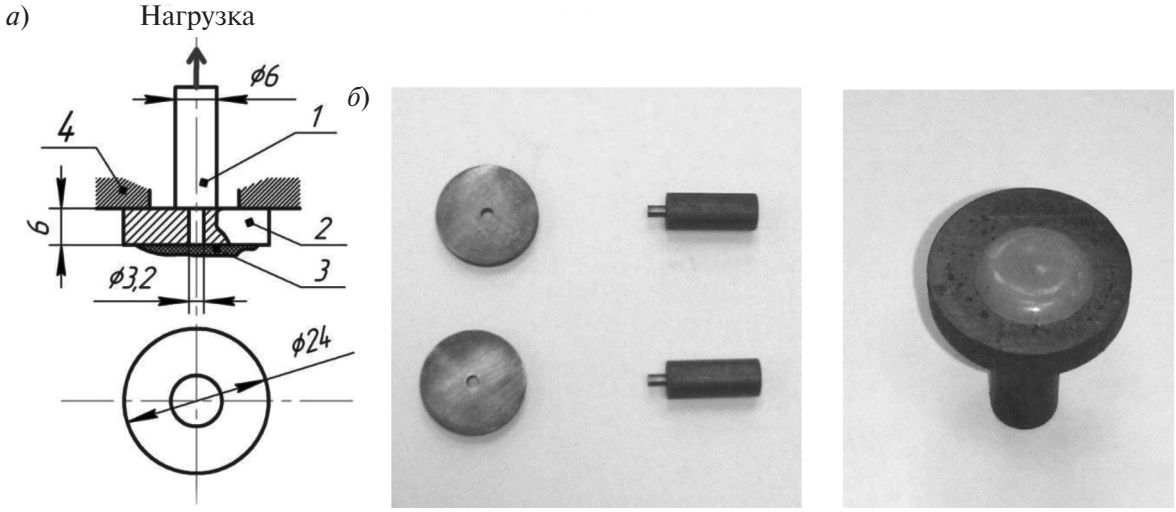


Рис. 4. Схема нагружения (*а*) и общий вид (*б*) образцов для определения величины адгезии: *1* – стержень; *2* – диск; *3* – полимерное покрытие; *4* – упор

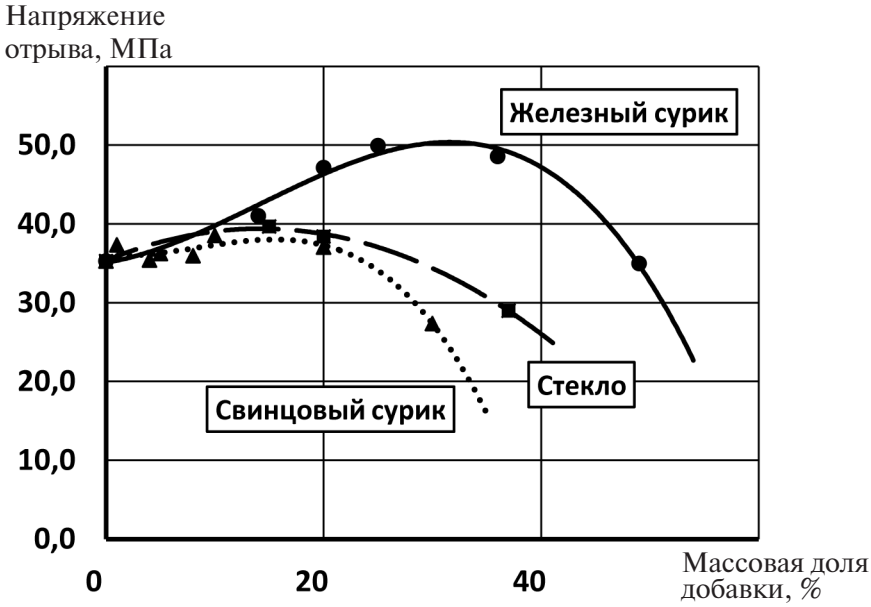


Рис. 5. Изменение адгезионных характеристик композитов
на основе полиамида в зависимости от вида и массовой доли добавок

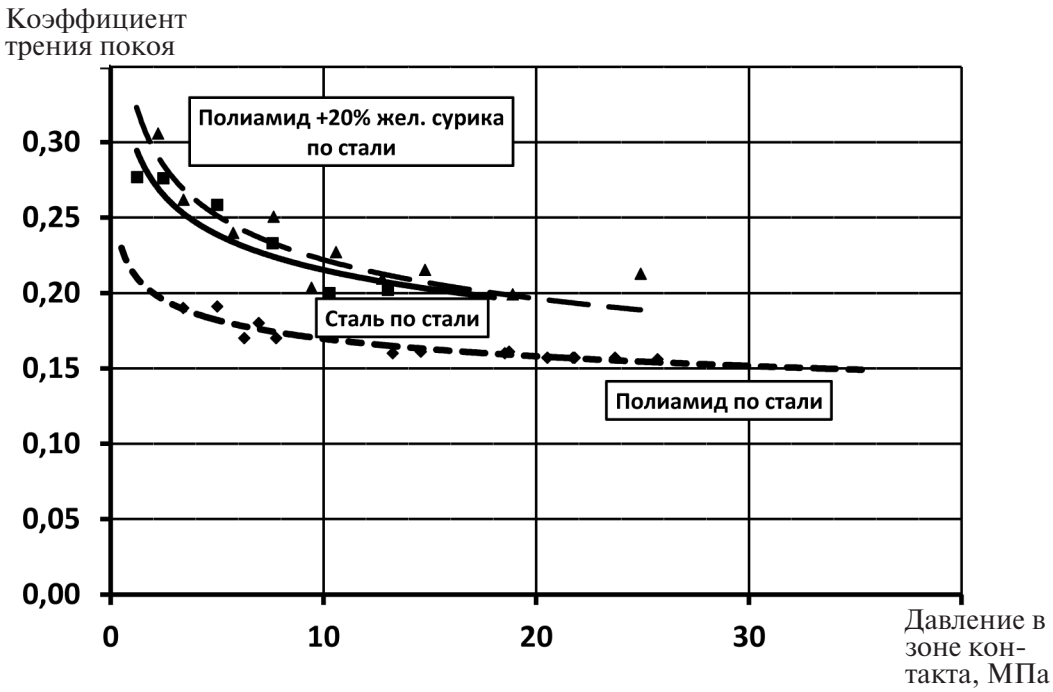


Рис. 6. Изменение коэффициента трения покоя композита из полиамида и 20 % железного
сурика по стали в зависимости от давления в зоне контакта

Измерение величины коэффициента трения покоя композита на основе полиамида, содержащего 20 % железного сурика, показало, что его значения совпадают с аналогичными значениями для пары «сталь–сталь» (рис. 6).

Обсуждение результатов

Согласно молекулярно-механической теории трения [14] сила трения формируется за счет:

сил сопротивления движению одного из тел относительно другого из-за межатомных и меж-

молекулярных взаимодействий в зонах фактического касания тел, т.е. адгезионных сил;

внедрения более жестких элементов в поверхность менее жестких участков при контактировании твердых тел в результате их различной жесткости или неоднородности их свойств в различных зонах, а также различной жесткости отдельных микронеровностей. При начале относительного движения более твердые участки деформируют поверхность одного из тел. Силы сопротивления, возникающие при этом, могут быть названы деформационными составляющими трения.

Согласно этой теории коэффициент трения скольжения $f_т$ может быть представлен так:

$$f_т = f_0\left(1+\frac{S_ф p_0}{N}\right), \qquad (1)$$

где p_0 – удельная сила молекулярного притяжения; $S_ф$ – площадь фактического касания; N – нагрузка; f_0 – значение коэффициента трения скольжения при $p_0 = 0$.

Таким образом, при росте нагрузки и постоянной площади касания, т.е. при росте давления в зоне трения, коэффициент трения должен снижаться. Интенсивность этого снижения определяется механическими и адгезионными свойствами материалов, которые определяют также и интенсивность изменения площади фактического касания при росте нагрузки.

Полученные результаты подтверждаются также и данными литературных источников, согласно которым коэффициент трения скольжения полиамида снижается с ростом давления в зоне трения. Например, для полиамида ПА-68 коэффициент трения скольжения меняется от 0,15 при давлении 2,5 МПа до 0,07 при 9,0 МПа, а для поликапролактама от 0,25 до 0,15 [6].

Результаты экспериментов подтверждают предположение [9, 10] о том, что при нанесении тонкослойных полиамидных покрытий на стальную подложку в слое полиамида толщиной до 0,1 мм, непосредственно примыкающем к стальной поверхности, развиваются сильные напряжения сжатия (до 400 МПа) за счет диффузии атомов железа в расплавленный полимер, что приводит к существенному росту твердости поверхности, а значит, и к увеличению механической составляющей в силах трения.

Существенное отличие адгезионных характеристик композита с использованием железного сурика от композитов с другими добавками, как и эффект роста величины коэффициента трения покоя для слоя толщиной покрытия менее 0,1 мм, может быть предварительно объяснено эффектом сжатия молекул полиамида за счет образования координационных связей между ионами железа Fe^{24}, входящими в состав железного сурика и стальной подложки, с атомами азота, существующими в расплаве полиамида [9]. В свинцовом сурике и в стеклянном порошке ионы железа отсутствуют.

Выводы

Экспериментально определены значения коэффициента трения покоя и прочности адгезии на отрыв тонкослойных полиамидных, а также и некоторых композитных на их основе покрытий на стальных поверхностях.

Установлено, что коэффициент трения покоя пары «полиамид – сталь» на 40 % ниже, чем у пары «сталь–сталь».

Обнаружен эффект влияния толщины слоя полиамидного покрытия на величину его коэффициента трения покоя по стали. При толщине покрытия менее 0,12 мм наблюдается рост коэффициента трения покоя. При толщинах покрытия более 0,12 мм коэффициент трения покоя полиамида по стали не меняется.

При добавлении в полиамид присадок в виде железного сурика вплоть до 50 % массовой доли сурика образуется композит, адгезия которого к стали больше, чем у чистого полиамида. Максимальных значений в 50 МПа адгезия достигает при содержании железного сурика в 30 % массовой доли.

В соединениях с натягом рационально использовать тонкослойные покрытия, состоящие не из чистого полиамида, а из композита на его основе, содержащего от 20 до 40 % массовой доли железного сурика.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Алисин В.В. [и др.].** Трение, изнашивание и смазка / Под ред. И.В.Крагельского, В.В. Алисина. М.: Машиностроение, 1978. 400 с.

2. **Гречищев Е.С., Ильяшенко А.А.** Соединения с натягом: Расчеты, проектирование, изготовление. М.: Машиностроение, 1981. 247 с.

3. **Каиса А.М. Джода.** Повышение долговечности и ремонтопригодности в узлах строительных машин с помощью полимерных материалов: Дисс. ... канд. техн. наук. / Л., ЛПИ. 1984.

4. **Билик М.М., Слюдикова Н.Н.** Антифрикционные свойства некоторых полимерных материалов в монолите и тонкослойном покрытии // Полимеры в промышленности. Гомель. 1968. С. 26–32.

5. **Стукач А.В.** Исследование работоспособности узлов трения с полимерными покрытиями в гусеничном ходу строительных машин: Дисс. ... канд. техн. наук. / Л., ЛПИ, 1980. 125 с.

6. **Чичинадзе А.В. [и др.]** Полимеры в узлах трения машин и приборов. Справочник / Под ред. А.В.Чичинадзе. М.: Машиностроение, 1988. 328 с.

7. **Митрович В.П.** Исследование трения полиамидов по стали. М., 1963. 96 с.

8. **Стукач А.В.** Исследование и управление свойствами полимерных покрытий в процессе их формирования при восстановлении изношенных поверхностей и придании им антифрикционных свойств // НИИТТС СПбГУСЭ. Научно-техническое издание «Технико-технологические проблемы сервиса». СПб. 2009. №10. С. 42–50.

9. **Веттегрень В.И. [и др.]** Напряженное состояние и износостойкость полимерных покрытий / СПб. Физико технический ин-т им. А.Ф.Иоффе // Физика твердого тела. 2015. Т. 57, вып. 7. С. 1365–1372.

10. **Петров В.А., Башкарев А.Я., Веттегрень В.И.** Физические основы прогнозирования долговечности конструкционных материалов. СПб.: Политехника, 1993. 475 с.

11. **Берлин А.А., Басин И.В.** Основы адгезии полимеров. М.: Химия, 1974. 392 с.

12. **Иваньков С.А., Башкарев А.Я.** О долговечности и прочности композитов // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2011. №4 (110). С. 196–199.

13. **Иванов А.С., Попов Б.А.** Расчет соединения с натягом с учетом контактной жесткости сопрягаемых поверхностей // Вестник машиностроения. 2005. № 4. С. 31–36.

14. **Чичинадзе А.В. [и др.]** Основы трибологии / Под ред. А.В.Чичинадзе. М.: Машиностроение, 2001. 663 с.

15. **Bikermann J.J.** The science of Adhesives Joints. New York: Academic Press, 1968. 241 p.

16. **Gardon J.** Treatise on adhesion and adhesives. New York: Academic Press, 1967. P. 67–70.

REFERENCES

1. **Alisin V.V. [i dr.]** Treniye, iznashivaniye i smazka, [Friction, wear and lubrication] / Ed. I.V. Kragelskogo, V.V. Alisin. M.: Mashinostroyeniye, 1978. 400 s. (rus)

2. **Grechishchev Ye.S., Ilyashenko A.A.** Soyedineniya s natyagom: Raschety, proyektirovaniye, izgotovleniye [Compounds with interference: Calculation, design, manufacture]. M.: Mashinostroyeniye, 1981. 247 s. (rus)

3. **Kaisa A.M. Dzhoda.** Povysheniye dolgovechnosti i remontoprigodnosti v uzlakh stroitelnykh mashin s pomoshchyu polimernykh materialov: diss. ...kand. tekhn. Nauk [Increase of durability and maintainability at the sites of construction machinery by using polymeric materials: diss. cand. tehn. Sciences] / L., LPI, 1984. (rus)

4. **Bilik M.M., Slyudikova N.N.** Antifriktsionnyye svoystva nekotorykh polimernykh materialov v monolite i tonkosloynom pokrytii [Anti-friction properties of some polymeric materials in the monolith and thin-film coating] // Polimery v promyshlennosti. Gomel. 1968. S. 26–32. (rus)

5. **Stukach A.V.** Issledovaniye rabotosposobnosti uzlov treniya s polimernymi pokrytiyami v gusenichnom khodu stroitelnykh mashin: Diss. ... kand. tekhn. Nauk [Investigation of efficiency units of friction with polymer coatings in construction machinery crawler: Diss. ... cand. tehn. Sciences] / L. LPI. 1980. 125 s. (rus)

6. **Chichinadze A.V. [i dr.].** Polimery v uzlakh treniya mashin i priborov [The polymers in friction units of machines and devices]: Spravochnik / Pod red. A.V.Chichinadze. M.: Mashinostroyeniye, 1988. 328 s. (rus)

7. **Mitrovich V.P.** Issledovaniye treniya poliamidov po stali [Research on steel friction polyamides]. M., 1963. 96 s. (rus)

8. **Stukach A.V.** Issledovaniye i upravleniye svoystvami polimernykh pokrytiy v protsesse ikh formirovaniya pri vosstanovlenii iznoshennykh poverkhnostey i pridanii im antifriktsionnykh svoystv [Research and management of the properties of polymer coatings in the process of their formation in the reduction of worn surfaces and giving them anti-friction properties]. *Nauchno-tekhnicheskoye izdaniye NIITTS SPbGUSE «Tekhniko-tekhnologicheskiye problemy servisa»*. SPb. 2009. №10. S. 42–50. (rus)

9. **Vettegren V.I. [i dr.].** Napryazhennoye sostoyaniye i iznosostoykost polimernykh pokrytiy [The state of stress and wear coatings] SPb, Fiziko tekhnicheskiy in-t im.

A.F.Ioffe. *Fizika tverdogo tela*. 2015. T. 57. Vyp.7, 2015. S. 1365–1372. (rus)

10. **Petrov V.A., Bashkarev A.Ya., Vettegren V.I.** Fizicheskiye osnovy prognozirovaniya dolgovechnosti konstruktsionnykh materialov [Physical basis of forecasting the durability of structural materials]. SPb: Politekhnika, 1993. 475 s. (rus)

11. **Berlin A.A., Basin I.V.** Osnovy adgezii polimerov [Fundamentals of polymer adhesion]. M.: Khimiya, 1974. 392 s. (rus)

12. **Ivankov S.A., Bashkarev A.Ya.** O dolgovechnosti i prochnosti kompozitov [The durability and strength of the composites]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2011. №4 (110). S. 196 –199. (rus)

13. **Ivanov A.S., Popov B.A.** Raschet soyedineniya s natyagom s uchetom kontaktnoy zhestkosti sopryagayemykh poverkhnostey [Calculation of the compound with a tightness in view of the contact stiffness of mating surfaces]. *Vestnik mashinostroyeniya*, 2005. № 4. S. 31–36. (rus)

14. **Chichinadze A.V. [i dr.]**, Osnovy tribologii. pod red. A.V.Chichinadze [Fundamentals of tribology. ed. A.V.Chichinadze]. M.: Mashinostroyeniye, 2001. 663 s. (rus)

15. **Bikermann J.J.** The science of Adhesives Joints, New York: Academic Press, 1968. 241 p.

16. **Gardon J.** Treatise on adhesion and adhesives. New York, Academic Press 1967. P. 67–70.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

КУЩЕНКО Александра Владимировна – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: aleksandra.kushchenko@rambler.ru

KUSHCHENKO Aleksandra V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: aleksandra.kushchenko@rambler.ru

БАШКАРЕВ Альберт Яковлевич – доктор технических наук профессор, советник при ректорате Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: bashkarev@spbstu.ru

BASHKAREV Albert Ya. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: bashkarev@spbstu.ru

DOI 10.5862/JEST.238.17
УДК 623.438.3–23

О.А. Усов, Г.С. Белоутов, Р.Н. Корольков, А.В. Лойко

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ВОЕННОЙ ГУСЕНИЧНОЙ МАШИНЫ С ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ И МЕХАНИЧЕСКОЙ ТРАНСМИССИЕЙ ПО ПОКАЗАТЕЛЯМ ОПЕРАТИВНОЙ ПОДВИЖНОСТИ И ТОПЛИВНОЙ ЭКОНОМИЧНОСТИ

O.A. Usov, G.S. Beloutov, R.N. Korol'kov, A.V. Loyko

COMPARATIVE ANALYSIS OF MILITARY TRACKED VEHICLES WITH ELECTROMECHANICAL AND MECHANICAL TRANSMISSION IN TERMS OF OPERATIONAL MOBILITY AND FUEL EFFICIENCY

Приведены рациональные виды рабочей моментной характеристики двигателя, обеспечивающие его работу в экономичном режиме. Дана краткая характеристика тестовой трассы. Результаты моделирования движения военной гусеничной машины (ВГМ) по этой трассе используются для выбора рабочей моментной характеристики. Основным критерием при выборе является расход топлива в процессе движения по трассе. Представлены результаты расчета движения ВГМ с электромеханической трансмиссией по тестовой трассе для четырёх видов рабочей моментной характеристики двигателя и обоснован наиболее приемлемый вариант. Приведены основные результаты расчета режимов работы и нагружения агрегатов МТУ при эксплуатации ВГМ в четырех вариантах среднестатистических условий. Расчет выполнен как для ВГМ с ЭМТ, так и с механической трансмиссией. Сопоставление результатов расчета показывает существенное преимущество электромеханической трансмиссией перед механической трансмиссией по показателям подвижности и топливной экономичности в различных условиях эксплуатации.

ВОЕННАЯ ГУСЕНИЧНАЯ МАШИНА; ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКАЯ ТРАНСМИССИЯ; МЕХАНИЧЕСКАЯ ТРАНСМИССИЯ; ОПЕРАТИВНАЯ ПОДВИЖНОСТЬ ВГМ; ТОПЛИВНАЯ ЭКОНОМИЧНОСТЬ; РАБОЧАЯ МОМЕНТНАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ДВИГАТЕЛЯ; ТЕСТОВАЯ ТРАССА; СРЕДНЕСТАТИСТИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ ЭКСПЛУАТАЦИИ.

The article presents the types of rational working torque characteristics of the engine ensuring its operation in economy mode. We have given a brief description of the test track, with the results of motion simulation of a military tracked vehicle used to select the operating characteristics of the moment. The basic factor for choosing the working torque characteristics is fuel consumption while driving on the track. The paper reveals the results of calculating the movement of the military tracked vehicle with the electromechanical transmission on the test track for four types of working torque characteristics of the engine and substantiates the most suitable option. The main results of calculating the operating modes and loading of motor transmission compartment units through the operation of the military tracked vehicle in four average conditions are presented. The calculation is made for the military tracked vehicles with electromechanical transmission and with manual transmission. Comparison of the calculation results shows the significant advantage of the electromechanical transmission over the mechanical transmission in terms of mobility and fuel efficiency in different operating conditions.

MILITARY TRACKED VEHICLES; ELECTROMECHANICAL TRANSMISSION; MANUAL TRANSMISSION; OPERATIONAL MOBILITY; FUEL EFFICIENCY; WORKING MOMENT CHARACTERISTICS OF ENGINE; TEST TRACK; AVERAGE OPERATING CONDITIONS.

Рассматривается вариант военной гусеничной машины (ВГМ) с электромеханической трансмиссией (ЭМТ) и гибридной силовой установкой (ГСУ). ЭМТ разработана на основе ме-

тодики [1] как альтернатива механической трансмиссии (МТ). Все ее характеристики приведены в [2]. Основной целью при разработке ЭМТ было повышение характеристик подвижности и топливной экономичности ВГМ за счет использования ЭМТ с гибридной силовой установкой. При этом оценка показателей ВГМ с ЭМТ ведется в сравнении с ВГМ, имеющей двигатель максимальной мощностью 1109 кВт (1500 л.с.) и механическую трансмиссию, которая имеет гидрообъемный механизм поворота, восемь передач переднего хода и полный реверс.

Сравнительный анализ функциональных и динамических характеристик рассматриваемых вариантов трансмиссий, представленный в [3], показал, что по всем характеристикам ВГМ с ЭМТ и ГСУ соответствует требованиям [4] и превосходит ВГМ с МТ.

Цель настоящей статьи – расчетная оценка показателей подвижности и топливной экономичности ВГМ с ЭМТ и ГСУ в сопоставлении с ВГМ, имеющей МТ. Методика расчета расходов топлива дизельного двигателя на произвольном режиме изложена в [5].

Особенность рассматриваемой ЭМТ – отсутствие жесткой связи коленчатого вала теплового двигателя с ведущими колесами ВГМ. Это позволяет при движении в любых условиях обеспечить работу двигателя на экономичном режиме путем реализации с помощью системы управления ЭМТ определенной рабочей моментной характеристики двигателя. Такой характеристикой может быть одна из следующих рациональных характеристик:

постоянная регуляторная характеристика, проходящая через «ядро» топливно-мощностной характеристики (i =1);

постоянная, но произвольная регуляторная характеристика, не проходящая через «ядро» (i = 2);

характеристика в виде возрастающей линейной зависимости крутящего момента от частоты вращения вала двигателя, проходящая через «ядро» и режим максимальной мощности двигателя (i =3);

характеристика в виде зависимости крутящего момента двигателя от частоты вращения его вала, проходящая через значения параметров работы двигателя с наименьшим удельным рас-

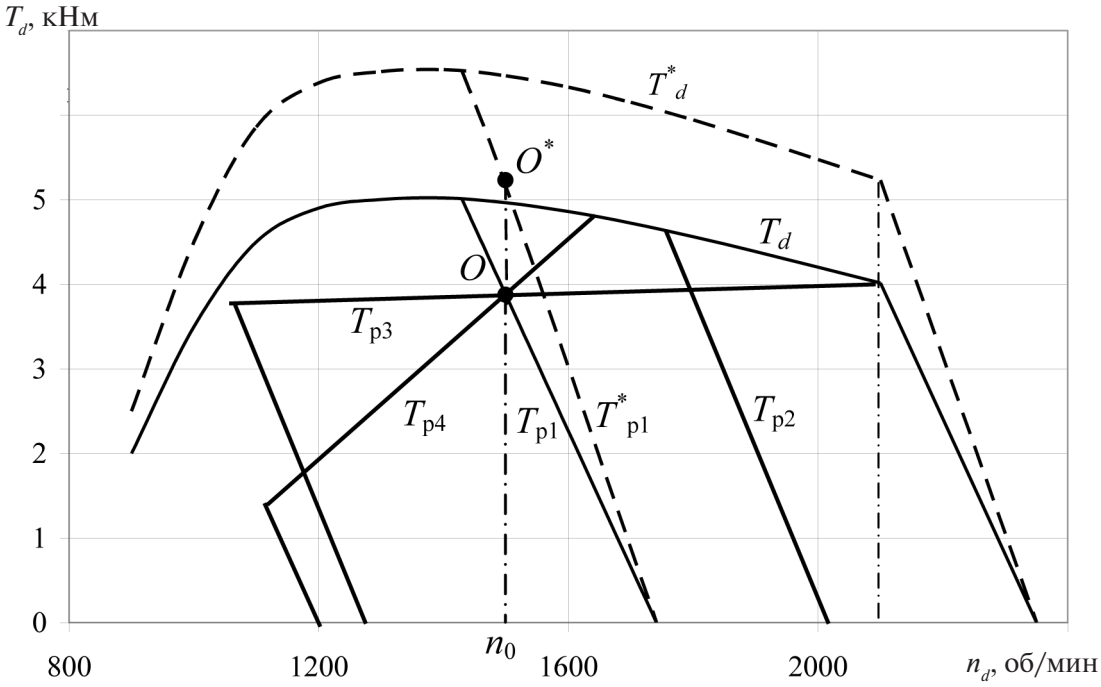


Рис. 1. Характеристики двигателя для ЭМТ ВГМ при четырех вариантах рабочей моментной характеристики T_{pi}(i = 1, ... 4); O и O* – положения «ядра» топливно-мощностной характеристики (———— –N_{max} = 928 кВт; - - - - – N_{max} = 1120 кВт)

ходом топлива, включая и внешнюю характеристику ($i = 4$).

Скоростной рабочий диапазон двигателя при 3-м и 4-м видах управления ограничивается заданием крайних регуляторных характеристик. Подробно приведенные виды управления рассмотрены в [6].

Для рассматриваемой ЭМТ внешняя и варианты рабочих моментных характеристик, полученные в соответствии с [7], приведены на рис. 1. Выбор варианта управления тепловым двигателем проведен на основе анализа результатов моделирования движения ВГМ с ЭМТ по тестовой трассе при приведенных на рис. 1 рабочих моментных характеристиках управления.

Расчетная тестовая трасса сформирована для сравнительной оценки по показателям подвижности и топливной экономичности ВГМ с различными вариантами моторно-трансмиссионной установки. Она представляет собой среднестатистическую комбинацию трех типов дорог (автомобильные дороги, полевые автомобильные и полевые дороги) и включает наиболее представительные виды ограничений скорости движения. Описание трассы и методика моделирования движения по ней представлены в [8], а методика расчета средней скорости и расходов топлива – в [9].

В табл. 1 приведены результаты расчета движения по тестовой трассе для различных вариантов управления тепловым двигателем. В таблице обозначены: $V_{ср}$ – средняя скорость движения ВГМ; $N_{dср}$ – средняя реализуемая мощность теплового двигателя при движении ВГМ по тестовой трассе; G_{100} – расход топлива за 100 км пробега по тестовой трассе; $\bar{t}_{\Sigma\ тр}$ – суммарное относительное время режимов разгона и торможений; $n_{хх}$ – частота вращения вала двигателя на холостом ходу при его работе на регуляторной характеристике принятого закона управления.

Расчет второго варианта управления выполнен для нескольких значений регуляторной характеристики (разные значения $n_{хх}$). Первый вариант управления с регуляторной характеристикой, проходящей через «ядро» топливно-мощностной характеристики теплового двигателя, является фактически частным случаем второго варианта.

Анализ приведенных в табл. 1 результатов расчета показывает, что по формальным признакам наиболее экономичными являются первый вариант управления и второй, приближенный к первому, т. е. постоянная регуляторная характеристика, по которой происходит регулирование теплового двигателя, должна проходить через «ядро» топливо-мощностной характеристики (первый вариант управления) или даже левее «ядра» (второй вариант управления с $n_{хх}$ = 1550 об/мин в табл. 1). Однако подобная «экономичность» приводит к существенному падению тяговых характеристик машины. Максимально используемая мощность двигателя при первом варианте управления составляет всего 754,6 кВт при максимальном значении 928 кВт.

Таблица 1

Характеристики подвижности и топливной экономичности ВГМ с ЭМТ при движении по тестовой трассе

Вариант управления		$V_{ср}$, км/ч	$N_{dср}$, кВт	G_{100}, Кг	$\bar{t}_{\Sigma\ тр}$
i	$n_{хх}$, об/мин				
1	1741	36,34	573,0	341,0	0,0772
1*	1741	38,07	613,2	353,3	0,0830
2	1550	34,92	530,3	319,6	0,0710
	1750	36,40	574,1	341,7	0,0773
	1950	37,57	602,6	367,1	0,0818
	2150	37,96	611,2	400,8	0,0831
	2350	38,07	615,2	449,1	0,0832
3	1252	38,07	613,3	356,3	0,0832
4	1200	38,07	609,1	346,6	0,0832

Это не позволяет двигаться из-за отсутствия силы тяги на скоростях 65–75 км/ч. Существенно (на 9–10 %) снижается средняя скорость ВГМ при движении на дорогах с твердым покрытием, да и на тестовой трассе средняя скорость на 4,5 % ниже, чем в вариантах управления с максимальным использованием мощности теплового двигателя (варианты 3 и 4).

В табл. 1 приведена дополнительная строка для первого варианта управления (вариант 1*) при мощности двигателя, увеличенной до уровня, обеспечивающего такие же тяговые характеристики, как и в вариантах управления 3 и 4 при исходном двигателе. Максимальную мощность теплового двигателя при сохранении подобия всех его характеристик пришлось увеличить с 928 до 1120 кВт. В этом случае первый вариант управления уже не является наиболее экономичным, уступая 2,0 % четвертому варианту по расходу топлива на 100 км пробега.

Из приведенных в табл. 1 результатов расчета видно, как при втором варианте управления по мере смещения регуляторной характеристики вправо (по мере роста $n_{хх}$) увеличиваются расходы топлива и соответственно снижается экономичность работы ЭМТ. Пример второго варианта управления с $n_{хх}$ = 2350 об/мин (постоянная работа на предельной регуляторной характеристике) приведен в таблице как заведомо самый неэкономичный. Расчетное значение расхода топлива на 100 км пробега (449,1 кг) при этом на 29,6 % выше, чем при самом экономичном – четвертом – варианте управления (346,6 кг). Можно сказать, что при сохранении тяговых характеристик машины значения расходов топлива на 100 км пробега по тестовой трассе – 449,1 и 346,6 кг – это граничные значения расходов, выход за пределы которых маловероятен при варьировании характеристик законов управления.

Следует особо отметить, что сопоставление двух конкурентных законов управления (третий и четвертый) показало, что теоретически оптимальный четвертый вариант управления обеспечивает по сравнению с третьим вариантом снижение расхода топлива на 2,8 %. В связи с этим сопоставительный анализ характеристик подвижности ВГМ с механическими и электромеханическими трансмиссиями выполнен для четвертого варианта управления теплового двигателя в составе ЭМТ. Результаты расчета приведены в табл. 2.

Приведенные в табл. 2 данные свидетельствуют, что ВГМ с электромеханической трансмиссией при движении по тестовой трассе превосходит по всем основным характеристикам подвижности ВГМ с механической трансмиссией.

Таблица 2

Характеристики подвижности и топливной экономичности ВГМ с МТ и ЭМТ при движении по тестовой трассе

Вариант ВГМ	$V_{ср}$, км/ч	G_{100}, кг	$\bar{t}_{\Sigma тр}$
ВГМ с МТ	36,79	392,6	0,1081
ВГМ с ЭМТ	38,07	346,6	0,0832

Средняя скорость у ВГМ с ЭМТ на 3,50 % выше, чем у ВГМ с МТ. Это объясняется лучшими разгонными и тормозными характеристиками ВГМ с ЭМТ. Она быстрее осуществляет переход с участков трассы, где ограничена скорость движения, на участки установившегося движения с повышенной скоростью и обратный переход, когда требуется снижение скорости по условиям безопасности движения. Об этом можно судить по приведенному в табл. 2 параметру $\bar{t}_{\Sigma\ тр}$ – относительному времени режимов разгона и торможения. У ВГМ с МТ это время в 1,30 раза больше, чем у ВГМ с ЭМТ. Это приводит к снижению средней скорости движения.

Еще более ощутимо преимущество ВГМ с ЭМТ по экономичности движения. Расход топлива на 100 км пробега у нее составляет 346,6 кг, что на 11,7 % ниже, чем у ВГМ с механической трансмиссией. Главная причина этого – работа теплового двигателя в более экономичных режимах по сравнению с двигателями, имеющими механические трансмиссии. Это компенсирует даже потери, связанные с более низким коэффициентом полезного действия ЭМТ по сравнению с МТ.

Наибольший интерес в рамках поставленной задачи исследований представляет анализ влияния различных статистических условий экс-

плуатации на характеристики подвижности ВГМ с электромеханической трансмиссией и гибридной силовой установкой, а также сопоставление с аналогичными характеристиками ВГМ с механической трансмиссией.

Основная оценка эффективности ВГМ по показателям подвижности проведена по результатам расчета движения ВГМ, моделировавшего при длительном пробеге (марш) и среднестатистической эксплуатации четыре варианта дорожных условий:

усредненные дорожные условия, соответствующие дорожным условиям проведения контрольно-войсковых испытаний в 70-х годах прошлого столетия (первый вариант условий эксплуатации – индекс $i_{ус} = 1$);

дорожные условия, характерные для движения по местности и усредненным дорожным условиям трасс учебно-боевых групп (индекс $i_{ус} = 2$);

совокупность автомобильных дорог различной категории (индекс $i_{ус} = 3$);

дороги с твердым покрытием (индекс $i_{ус} = 4$).

Модель условий эксплуатации по первому варианту дорожных условий ($i_{ус} = 1$) используется для итоговой и основной оценки оперативной подвижности рассматриваемой ВГМ.

Расчеты режимов работы и нагруженности агрегатов моторно-трансмиссионной установки (МТУ) в среднестатистических условиях эксплуатации для обеих ВГМ проведены по методу [10].

Основные результаты расчетов сведены в табл. 3, где использованы следующие обозначения: $V_{ср}$ – средняя скорость движения ВГМ; G_{100} – расход топлива за 100 км пробега в процессе чистого движения (числитель) и с учетом работы двигателя на стоянке (знаменатель); $\Delta N_{ср}$ – среднее значение потерь мощности в агрегатах трансмиссии; $\eta_{эф}$ – средняя эффективность (среднее значение коэффициента полезного действия трансмиссии).

Суммарные потери мощности в ЭМТ больше примерно в 2,6 раза, чем в МТ, и составляют в среднем 117,7 кВт. При этом доля потерь мощности в механической части ЭМТ не превосходит

Таблица 3

Характеристики подвижности и топливной экономичности ВГМ в различных статистических условиях эксплуатации

Вариант статистических условий эксплуатации $i_{ус}$	Расчетные параметры	Тип ВГМ	
		ВГМ с МТ	ВГМ с ЭМТ
1	$V_{ср}$, км/ч	36,31	39,08
	G_{100}, кг	489,8/505,8	452,8/463,5
	$\Delta N_{ср}$, кВт	45,3	134,3
	$\eta_{эф}$, %	93,8	83,3
2	$V_{ср}$, км/ч	22,52	23,28
	G_{100}, кг	618,9/656,1	557,3/583,5
	$\Delta N_{ср}$, кВт	35,3	106,9
	$\eta_{эф}$, %	93,5	81,5
3	$V_{ср}$, км/ч	41,29	46,66
	G_{100}, кг	368,1/384,1	350,4/358,9
	$\Delta N_{ср}$, кВт	37,0	125,9
	$\eta_{эф}$, %	94,2	83,2
4	$V_{ср}$, км/ч	53,58	58,70
	G_{100}, кг	293,3/309,3	249,5/259,6
	$\Delta N_{ср}$, кВт	45,6	113,6
	$\eta_{эф}$, %	93,0	83,4

12,5 % (примерно 16 кВт), что практически в три раза меньше, чем в МТ. Это позволяет уменьшить параметры гидросистемы трансмиссии, в том числе и объем маслобака. Система охлаждения электроагрегатов ЭМТ объединяется с системой охлаждения теплового двигателя без увеличения параметров последней. Применение электропривода вентилятора позволяет обеспечить оптимальный тепловой режим всех силовых агрегатов.

Приведенные в табл. 3 данные свидетельствуют, что ВГМ с электромеханической трансмиссией при всех вариантах статистических условий эксплуатации по всем основным характеристикам подвижности превосходит ВГМ с механической трансмиссией. Как и при движении по тестовой трассе, средняя скорость у него выше, чем у ВГМ с МТ, причем для разных вариантов эксплуатации процент превышения различен и колеблется от 3,3 % в варианте $i_{ус}$ = 2 до 13,0 % в варианте $i_{ус}$ = 3. Как и в случае тестовой трассы, это объясняется лучшими разгонными и тормозными характеристиками ВГМ с ЭМТ.

Топливная экономичность ВГМ с ЭМТ зависит от вида эксплуатации и может колебаться от 6,6 до 16,1 %.Наименьший эффект по топливной экономичности (6,6 %) получен для третьего варианта статистических условий эксплуатации ($i_{ус}$ = 3). Для всех остальных рассмотренных статистических условий эксплуатации топливная экономичность ВГМ с ЭМТ находится в диапазоне 8,4–16,1 %. Следует отметить, что имеющиеся в литературе [11] данные о повышении топливной экономичности до 30 % при использовании ЭМТ с ГСУ представляются завышенными. Столь значительный эффект по топливной экономичности может быть достигнут только за счет существенного увеличения энергоемкости накопителей энергии (НЭ) и осуществления их заряда перед движением от внешних источников энергии.

При проектировании рассматриваемой ЭМТ с ГСУ предполагалось, что мощность НЭ при движении используется только в редких случаях – при интенсивном разгоне и при преодолении тяжелых участков дороги с большим сопротивлением движению. В соответствии с этой концепцией и выбраны значения максимальной мощности теплового двигателя, энергоемкость НЭ и максимальная мощность, потребляемая от НЭ.

На рис. 2 приведены средние значения коэффициента $K_и = N_{дв\ ср}/N_{дв\ max}$ использования мощности двигателя и функции $F(V)$ распределения вероятности скорости движения ВГМ с

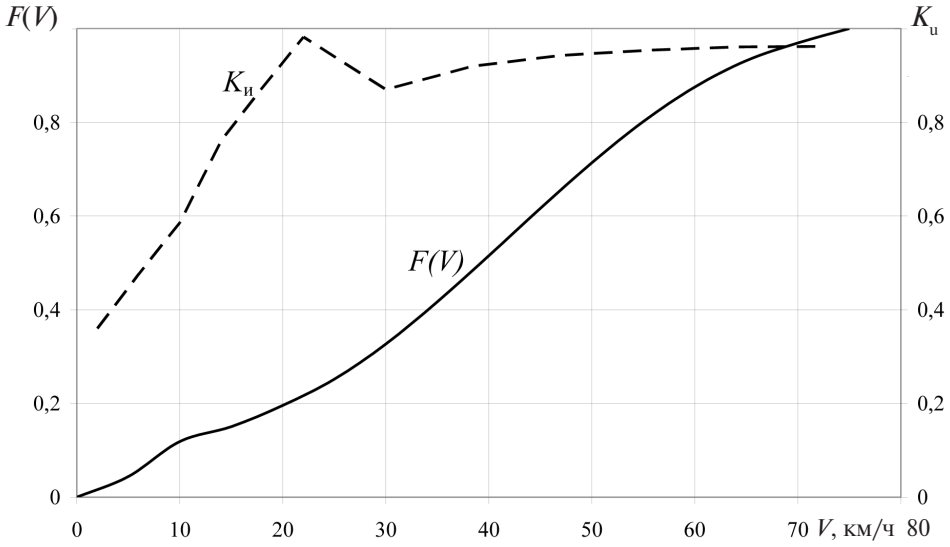


Рис. 2. Коэффициент $K_и$ (- - -) использования мощности теплового двигателя и функция $F(V)$ (——) распределения вероятности скорости движения ВГМ с ЭМТ при эксплуатации по первому варианту дорожных условий

Таблица 4

Характеристика подвижности и топливной экономичности ВГМ с МТ и увеличенной мощностью двигателя

Вариант статистических условий эксплуатации, $i_{ус}$	Расчетные параметры	Значения параметров
1	$V_{ср}$, км/ч	37,95
	G_{100}, кг	477,9/494,4
2	$V_{ср}$, км/ч	23,26
	G_{100}, кг	608,0/646,4
3	$V_{ср}$, км/ч	44,78
	G_{100}, кг	354,3/370,7
4	$V_{ср}$, км/ч	56,22
	G_{100}, кг	283,6/300,0

ЭМТ при первом варианте условий эксплуатации.

Как видно из рис. 2, средняя загрузка теплового двигателя в наиболее используемом скоростном интервале находится в диапазоне 0,9–1,0 от максимальной, что свидетельствует о достаточном и рациональном выборе параметров двигателя и НЭ.

Заряд НЭ происходит в процессе движения при торможении. Однако, как показал расчет, этого недостаточно. Дополнительный заряд НЭ должен производиться на стоянках (при расчете возможная подзарядка НЭ при движении в условиях малой загрузки теплового двигателя не проводилась).

Сравнение расхода топлива проведено с учетом работы двигателя на стоянке, что позволяет учесть дополнительный расход топлива на заряд НЭ.

Следует отметить, что у ВГМ с МТ тяговая характеристика несколько ниже, чем требуется по [4]; в частности, в скоростном диапазоне 70–75 км/ч она ниже в 1,2–1,3 раза. Это сказывается на сравнительных показателях рассматриваемых машин. Поэтому проведены дополнительные расчеты движения ВГМ с МТ в среднестатистических условиях эксплуатации при использовании на машине двигателя повышенной мощности $N_{дв}$ = 1170 кВт, обеспечивающего полное соответствие тяговой характеристики требованиям [4]. Результаты этих расчетов приведены в табл. 4 и также свидетельствуют о преимуществе ВГМ с ЭМТ.

Выводы

Повышенные характеристики приемистости ВГМ с ЭМТ – интенсивные разгоны и торможения – сказываются на средней скорости движения. На любых дорогах и при любых статистических условиях эксплуатации она выше, чем у соответствующей ВГМ с МТ. Увеличение средней скорости может достигать 13,0 %.

Наиболее ощутимы преимущества ВГМ с ЭМТ по сравнению с аналогичной ВГМ с МТ в топливной экономичности. Реализация предлагаемого управления тепловым двигателем при движении по тестовой трассе обеспечивает у ВГМ, имеющей ЭМТ, снижение расхода топлива на 11,7 % по сравнению с ВГМ с МТ, а для наиболее типичных вариантов статистических условий эксплуатации оно может колебаться от 6,6 до 16,1 %.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Усов О.А., Белоутов Г.С., Гусев, М.Н., Корольков Р.Н., Лойко А.В.** Основные варианты схемы электромеханической трансмиссии гибридного типа и методика определения параметров ее агрегатов для военных гусеничных машин // Актуальные проблемы защиты и безопасности: Труды семнадцатой всероссийской научно-практической конференции РАРАН (1–4 апреля 2014 г.) Т. 3. Бронетанковая техника и вооружение. М.: Изд-во РАРАН, 2014. С. 111–122.

2. **Усов О.А., Гусев М.Н., Лойко А.В., Макаров А.С.** Электромеханическая трансмиссия для ВГМ с гибридной силовой установкой // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2015. №2(219). С. 167–174. DOI: 10.5862/JEST.219.18.

3. **Усов О.А., Белоутов Г.С., Корольков Р.Н., Лойко А.В.** Функциональные и динамические характеристики ВГМ с электромеханической трансмиссией и гибридной силовой установкой // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2015. №3(226). С. 121–131. DOI: 10.5862/JEST.226.14.

4. **ОСТ В3-6889-97.** Машины гусеничные военные. Трансмиссии военных гусеничных машин. Общие технические требования / ВНИИТрансмаш. СПб., 1997.

5. **Белоутов Г.С., Корольков Р.Н., Усов О.А.** Модель расчета расхода топлива дизельного двигателя на произвольном режиме // Актуальные проблемы защиты и безопасности: Труды пятнадцатой всероссийской научно-практической конференции РАРАН (1 - 4 апреля 2012 г.) Т. 3. Бронетанковая техника и вооружение. М.: Изд-во РАРАН, 2012. С. 197–201.

6. **Усов О.А., Лойко А.В.** Основные варианты управления дизельным двигателем военных гусеничных машин с электромеханической трансмиссией // Труды Всероссийской конференции по проблемам науки и технологий, посвященной 70-летию Победы. Миасс, 2015. С. 98–106.

7. **Усов О.А., Корольков Р.Н., Лойко А.В.** Математическая модель дизельного двигателя для расчета режимов работы моторно-трансмиссионных установок ВГМ // Труды Всероссийской конференции по проблемам науки и технологий, посвященной 70-летию Победы. Миасс, 2015. С. 114–121.

8. **Усов О.А., Корольков Р.Н.** Метод расчета средней скорости и расхода топлива при движении ВГМ по тестовой трассе // Труды шестнадцатой Всероссийской научно-практической конференции. Т. 3. Бронетанковая техника и вооружение. М.: Изд-во РАПАН, 2013. С. 164–172.

9. **Усов О.А., Белоутов Г.С., Корольков Р.Н.** Расчетный метод определения показателей подвижности и топливной экономичности для сравнительной оценки транспортных машин // Труды Всероссийской конференции по проблемам науки и технологий, посвященной 70-летию Победы. Миасс, 2015. С. 56–67.

10. **ОСТ В3-5969-92.** Трансмиссии ВГМ. Метод расчета характеристик вероятностных режимов работы ВНИИТМ. СПб., 1992.

11. All Electric Vehicle Study. All Electric Combat Vehicles (AECV) for Future Aplicdtion. July 2004.

REFERENCES

1. **Usov O.A., Beloutov G.S., Gusev M.N., Korolkov R.N., Loyko A.V.** Osnovnyye varianty skhemy elektromekhanicheskoy transmissii gibridnogo tipa i metodika opredeleniya parametrov yeye agregatov dlya voyennykh gusenichnykh mashin The main variants of the hybrid electromechanical transmission tupe and method of determining the parameters of its units for military tracked vehicles. *Aktualnyye problemy zashchity i bezopasnosti: Trudy semnadtsatoy vserossiyskoy nauchno-prakticheskoy konferentsii RARAN (1 - 4 aprelya 2014 g.) T. 3. Bronetankovaya tekhnika i vooruzheniye*. M.: Izd-vo RARAN, 2014. S. 111–122. (rus)

2. **Usov O.A., Gusev M.N., Loyko A.V., Makarov A.S.** Elektromekhanicheskaya transmissiya dlya VGM s gibridnoy silovoy ustanovkoy.[Electromechanical transmission for military tracked vehicle with hybrid power plant]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2015. №2(219). S. 167–174. DOI: 10.5862/JEST.219.18. (rus)

3. **Usov O.A., Beloutov G.S., Korolkov R.N., Loyko A.V.** Funktsionalnyye i dinamicheskiye kharakteristiki VGM s elektromekhanicheskoy transmissiyey i gibridnoy silovoy ustanovkoy.[Dynamic and functional specifications of a military tracked vehicle with electromechanical transmission and a hybrid power unit]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2015. №3(220). S. 121–131. DOI 10.5862/JEST.226.14. (rus)

4. **OST V3-6889-97.** Mashiny gusenichnyye voyennyye. Transmissii voyennykh gusenichnykh mashin. Obshchiye tekhnicheskiye trebovaniya [V3-6889-97 industry standard. Machinery tracked military. Transmissions military tracked vehicles. General specifications] / SPb., VNIITransmash. 1997. (rus)

5. **Beloutov G.S., Korolkov R.N., Usov O.A.** Model rascheta raskhoda topliva dizelnogo dvigatelya na proizvolnom rezhime. [The model for calculating the fuel consumption of the diesel engine on any mode.]. *Aktualnyye problemy zashchity i bezopasnosti: Trudy pyatnadtsatoy vserossiyskoy nauchno-prakticheskoy konferentsii RARAN* (1–4 aprelya 2012 g.) T. 3. Bronetankovaya tekhnika i vooruzheniye. M.: Izd-vo RARAN, 2012. S. 197–201. (rus)

6. **Usov O.A., Loyko A.V.** Osnovnyye varianty upravleniya dizelnym dvigatelem voyennykh gusenichnykh mashin s elektromekhanicheskoy transmissiyey.[Key management options diesel engine military tracked vehicles with electro-mechanical transmission.]. *Trudy Vserossiyskoy konferentsii po problemam nauki i tekhnologiy, posvyashchennoy 70-letiyu Pobedy.* Miass. 2015. C. 98–106. (rus)

7. **Usov O.A., Korolkov R.N., Loyko A.V.** Matematicheskaya model dizelnogo dvigatelya dlya rascheta rezhimov raboty motorno-transmissionnykh ustanovok VGM. [Mathematical model of the diesel engine to calculate modes engine-transmission units military tracked vehicles.]. *Trudy Vserossiyskoy konferentsii po problemam nauki i tekhnologiy, posvyashchennoy 70-letiyu Pobedy*. Miass., 2015. S. 114–121. (rus)

8. **Usov O.A., Korolkov R.N.** Metod rascheta sredney skorosti i raskhoda topliva pri dvizhenii VGM po testovoy trasse. [The method of calculating the average speed and fuel consumption when driving a military tracked vehicle on the test track.]. *Trudy shestnadtsatoy Vserossiyskoy nauchno-prakticheskoy konferentsii. T. 3. Bronetankovaya tekhnika i vooruzheniye*. M.: Izd-vo RAPAN, 2013. S. 164–172.

9. **Usov O.A., Beloutov G.S., Korolkov R.N.** Raschetnyy metod opredeleniya pokazateley podvizhnosti i toplivnoy ekonomichnosti dlya sravnitelnoy otsenki transportnykh mashin. [Calculation method for determining the parameters of mobility and fuel efficiency for comparative assessment of transport vehicles.]. *Trudy Vserossiyskoy konferentsii po problemam nauki i tekhnologiy, posvyashchennoy 70-letiyu Pobedy*. Miass, 2015. S. 56–67. (rus)

10. **OST V3-5969-92.** Transmissii VGM. Metod rascheta kharakteristik veroyatnostnykh rezhimov raboty. [V3-5969-92 industry standard. Transmissions military tracked vehicles. The method of calculation of probability characteristics of operation modes.] / VNIITM. SPb, 1992. (rus)

11. All Electric Vehicle Study. All Electric Combat Vehicles (AECV) for Future Aplicdtion. July 2004.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

УСОВ Олег Александрович – кандидат технических наук генеральный директор Открытого акционерного общества «Всероссийский научно-исследовательский институт транспортного машиностроения».
198323, Санкт-Петербург, ул. Заречная, д.2..
E-mail: usov496@mail.ru

USOV Oleg A. – Public joint-stock company The Russian Mobile Vehicle Engineering Institute.
2, Zarechnaya St., St. Petersburg, 198323..
E-mail: usov496@mail.ru

БЕЛОУТОВ Геннадий Сергеевич – кандидат технических наук ведущий научный сотрудник Открытого акционерного общества «Всероссийский научно-исследовательский институт транспортного машиностроения».
198323, Санкт-Петербург, ул. Заречная, д.2..
E-mail: tm@vniitransmash.ru

BELOUTOV Gennadii S. – Public joint-stock company The Russian Mobile Vehicle Engineering Institute.
2, Zarechnaya St., St. Petersburg, 198323..
E-mail: tm@vniitransmash.ru

КОРОЛЬКОВ Рудольф Николаевич – кандидат технических наук ведущий инженер Открытого акционерного общества «Всероссийский научно-исследовательский институт транспортного машиностроения».
198323, Санкт-Петербург, ул. Заречная, д.2..
E-mail: aleksandr.loyko@inbox.ru

KOROL'KOV Rudolf N. – Public joint-stock company The Russian Mobile Vehicle Engineering Institute..
2, Zarechnaya St., St. Petersburg, 198323..
E-mail: aleksandr.loyko@inbox.ru

ЛОЙКО Александр Владимирович – инженер Открытого акционерного общества «Всероссийский научно-исследовательский институт транспортного машиностроения».
198323, Санкт-Петербург, ул. Заречная, д.2.
E-mail: aleksandr.loyko@inbox.ru

LOYKO Aleksander V. – Public joint-stock company Russian Mobile Vehicle Engineering Institute.
2, Zarechnaya St., St. Petersburg, 198323.
E-mail: aleksandr.loyko@inbox.ru

DOI 10.5862/JEST.238.18
УДК 621.7.077: 681.513.3

А.Б. Смирнов, Ф. Зиеп Хоанг, М.Н. Полищук

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РАБОТЫ ДВУХКООРДИНАТНОГО СТОЛИКА С ПЬЕЗОЭЛЕКТРИЧЕСКИМИ АКТЮАТОРАМИ

A.B. Smirnov, Ph. Diep Hoang, M.N. Polishchuk

COMPUTER MODELING OF THE XY-STAGE WITH PIEZOELECTRIC ACTUATORS

В работе приведены результаты аналитического исследования и компьютерного моделирования работы двухкоординатного столика микроскопа с пьезоэлектрическим приводом. Описан принцип действия двухкоординатного операционного столика микроскопа с параллельной кинематикой с биморфными пьезоэлектрическими актюаторами (БПА). Найдены зависимости перемещений столика по осям *X* и *Y* от электрических напряжений, подаваемых на БПА в квазистатическом режиме. Составлены уравнения движения столика по двум координатам, на основе которых выведены передаточные функции перемещений столика при управляющих воздействиях – напряжениях на БПА. Для компьютерного моделирования в среде SIMULINK разработаны структурные схемы системы управления с ПИД-регулятором при шаговом ступенчатом воздействии по осям *X* и *Y*. Компьютерное моделирование показало, что при введении ПИД-регулятора в систему управления динамическая система ведет себя как апериодическое звено с достаточным для решения задач позиционирования быстродействием.

ДВУХКООРДИНАТНЫЙ ОПЕРАЦИОННЫЙ СТОЛИК МИКРОСКОПА; БИМОРФНЫЙ ПЬЕЗОЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ АКТЮАТОР; ТОЧНОЕ ПОЗИЦИОНИРОВАНИЕ; ПИД-РЕГУЛЯТОР; КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; БЫСТРОДЕЙСТВИЕ СИСТЕМЫ.

The study provides results of analytical research and computer simulation of an XY microscope stage with a piezoelectric actuator. It describes the operating principles of the XY microscope stage with parallel kinematics with bimorph piezoelectric actuators (BPA). We found the dependences of the displacement stage for the X and Y axes of the voltages applied to the BPA in quasi-static mode. We compiled equations of motion of the stage in two coordinates. Transfer functions of the displacement stage during controlling actions, i.e., voltage on BPA, are derived on the basis of equations of motion. We developed block diagrams of the control system with a PID controller for computer modeling in SIMULINK at stepping stepped exposure by the X and Y axes. Computer modeling has shown that with the introduction of the PID controller into the control system the dynamic system acts like an aperiodic link with sufficient speed positioning tasks.

OPERATING XY MICROSCOPE STAGE; BIMORPH PIEZOELECTRIC ACTUATOR; ACCURATE POSITIONING; PID CONTROLLER; COMPUTER MODELING; SYSTEM RESPONSE SPEED.

Научные успехи современной биологии и медицины, в частности в диагностике и лазерной микродиссекции клеток, связаны с прогрессом в создании новых устройств микроперемещений, способных проводить действия на клеточном уровне [1, 2]. При работе с микрообъектами необходимы микроманипуляционные системы, в состав которых входят микроманипуляторы и многокоординатные позиционирующие предметные столики, чья рабочая область находится в поле зрения микроскопа. Такие фирмы, как Physik Instrumente, Cedrat Technologies, New Scale Technologies и др., производят высокоточную микропозиционирующую технику с пьезоэлектрическими приводами, однако их продукция сложна в изготовлении и имеет высокую стоимость. Создание относительно простых, дешевых и компактных устройств и их исследование – актуальная задача.

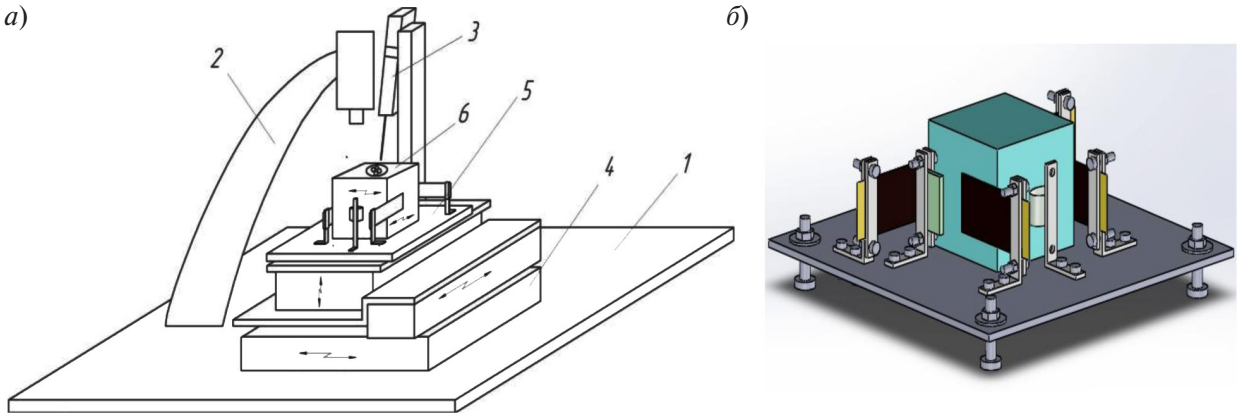


Рис. 1. Схема (*а*) комплекса для исследования микрообъектов (*1* – стол; *2* – микроскоп; *3* – микроманипулятор; *4* – трехкоординатный модуль грубых перемещений; *5* – двухкоординатный модуль точных перемещений; *6* – операционный столик с микрообъектом) и 3D-модель модуля точных перемещений (*б*)

Одно из наиболее эффективных направлений в разработке высокоточных позиционирующих систем – это создание двухступенчатых по уровню точности устройств [3]. Такое направление перспективно для операционных столиков микроскопов, входящих в состав комплексов исследования микрообъектов. Многокоординатный операционный столик с этим принципом построения может состоять из модуля грубых и больших перемещений, на который устанавливается модуль точных и малых перемещений (рис. 1).

Цель исследования – разработка математических моделей модуля точных перемещений двухкоординатного столика с параллельной кинематикой, имеющего простую конструкцию, возможность корректировки углового смещения и низкую стоимость. Планируется разработать такой двухкоординатный столик с пьезоприводом при диапазоне перемещения по двум осям до 1 мм с точностью позиционирования до 0,1 мкм, который устанавливается на двухкоординатный модуль грубых перемещений, выполненный на базе шаговых двигателей с диапазоном перемещения по осям порядка 50 мм и более.

Принцип действия двухкоординатного столика

Рассмотрим принцип действия двухкоординатного столика (рис. 2, *а*) с четырьмя пьезоактюаторами. Биморфные пьезоэлектрические актюаторы (БПА) *1*, *2* и *3*, *4* закреплены консольно на основании *5* и контактируют выступами свободных концов со столиком *6*. Пружина *7*, выполненная, например, в виде упругого тонкого кольца, прижимает столик *6* к выступам БПА *1*, *2* [4].

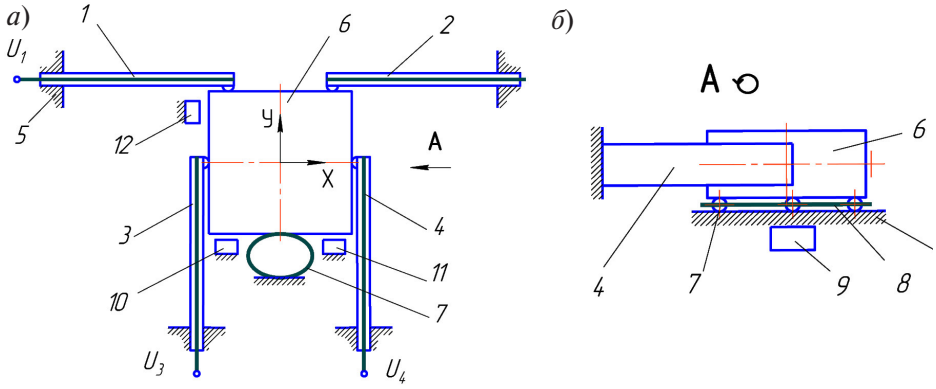


Рис. 2. Схема двухкоординатного столика: *а*) вид свеху; *б*) вид по стрелке А

Столик *6* установлен на шариках *7*, которые находятся на плоскости основания *5* (рис. 2, *б*). Шарики *7* размещены в гнездах плоского сепаратора *8*, который предотвращает их раскатывание. Прижим столика *6* к основанию *5* может осуществляться при помощи постоянного магнита *9*. На основании закреплены датчики перемещения *10* и *11*, которые определяют положение столика *6* по оси *Y*, а также имеется датчик перемещения *12*, определяющий положение столика по оси *X*.

При подаче электрических напряжений $U_1 = U_2$ на БПА *1* и *2* они изгибаются, и их свободные концы перемещают столик *6* по оси *Y* вниз, сжимая пружину *7*. При изменении знака напряжений U_1 и U_2 на противоположный концы БПА *1* и *2* перемещаются по оси *Y* вверх. За счет этого пружина *7* разжимается и перемещает столик *6* вверх. При неравном силовом воздействии БПА *1* и *2*, кроме перемещения вдоль оси *Y*, возникает угловое перемещение столика *6* в плоскости *XY*. По этой причине показания датчиков *10* и *11* будут разными, и система управления скорректирует напряжения U_1 и U_2, чтобы выравнить показания датчиков *10* и *11*.

Для перемещения столика по оси *X* на БПА *3* и *4* подаются электрические напряжения $U_3 = U_4$. В этом случае свободные концы БПА перемещаются в одну сторону, сдвигая столик *6* вправо или влево в зависимости от знака напряжений. Такой принцип движения столика сходен с принципом перемещения детали в пьезоэлектрическом схвате с микропозиционированием [5, 6].

Для определения зависимости перемещения столика от напряжений, подаваемых на БПА в квазистатическом режиме, рассмотрим поведение БПА *1* при подаче напряжения U_1 отдельно без столика в квазистатическом режиме. При подаче напряжения U_1 свободный конец БПА *1* перемещается на величину ξ_0:

$$\xi_0 = AU_1, \tag{1}$$

где $$A = \frac{3}{4}\frac{d_{31}\left[\left(h_P + \frac{h_M}{2}\right)^2 - \frac{h_M^2}{4}\right]l^2}{\left[E_M s_{11}^E \frac{h_M^3}{8} + \left(h_P + \frac{h_M}{2}\right)^3 - \frac{h_M^3}{8}\right]h_P};$$

E_M – модуль упругости средней пассивной части (рессора) БПА; s_1^E – податливость пьезокерамики; d_{31} – пьезомодуль; h_M и h_p – толщины соответственно рессоры и пьезоэлектрического элемента БПА (формула 6.28 из [7]).

Условно будем считать, что перемещение $\xi_0 > 0$ в случае, когда свободный конец БПА *1* перемещается вниз, что соответствует напряжению $U_1 > 0$. Аналогично перемещению $\xi_0 < 0$ соответствует напряжение $U_1 < 0$. Для остальных БПА также будет справедливо (1), т. е. перемещение свободного конца БПА пропорционально подаваемому напряжению на каждый из четырех БПА:

$$\xi_{0i} = AU_i, \text{ где } i = 1, 2, 3, 4.$$

Чтобы восстановить первоначальное положение свободного конца БПА *1*, нужно приложить внешнюю блокирующую силу F_0, которую можно найти из формулы, определяющей перемещение консольно закрепленной упругой балки:

$$\xi_0 = \frac{F_0 \lambda l^3}{3}, \tag{2}$$

где λ – податливость поперечного сечения БПА, определяемая по (6.36) из [7],

$$\lambda = \frac{12}{b\left\{E_M h_M^3 + 2\frac{h_P^3}{\bar{s}_{11}^E}\left[1 + 3\left(1 + \frac{h_M}{h_P}\right)^2\right]\right\}};$$

b – ширина БПА. Зависимость силы F, развиваемой БПА *1* на конце при подаче напряжения U_1, от перемещения свободного конца имеет вид

$$F = -\frac{F_0}{\xi_0}\xi + F_0. \tag{3}$$

Графически она выражена известной механической характеристикой БПА (рис. 3, *б*). В частном случае при $F = 0$ перемещение свободного конца БПА максимально: $\xi = \xi_0$.

Подставив в (3) F_0 из (2), получим

$$F = \frac{3}{\lambda l^3}(\xi_0 - \xi). \tag{4}$$

В этом выражении ξ_0 линейно зависит от приложенного напряжения U, поэтому развиваемая БПА сила F также линейно зависит от U.

Расчет перемещений столика по осям X и Y

Рассмотрим схему нагружения столика при одновременной подаче одинакового напряжения на БПА *1* и *2* (рис. 3, *а*). В этом случае на столик действуют силы F_1 и F_2 со стороны БПА *1* и *2*, а также сила F_C со стороны пружины.

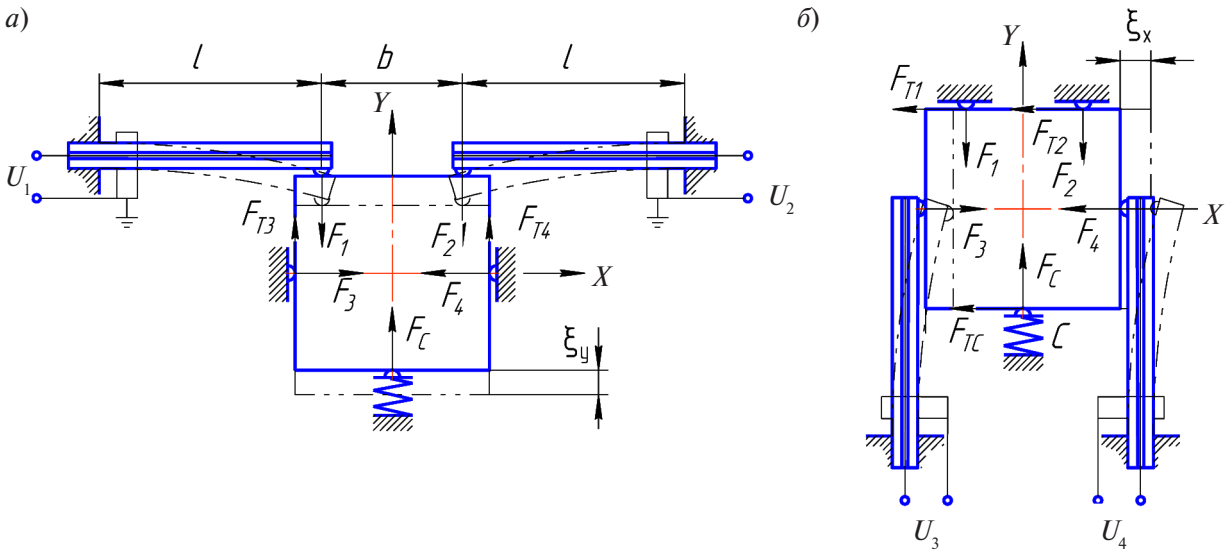


Рис. 3. Расчетная схема столика: *а*) при работе БПА *1* и *2*; *б*) при работе БПА *3* и *4*

Будем считать положение равновесия столика при $U_1 = U_2 = U_3 = U_4 = 0$ начальным положением. Допустим, что силы трения F_{T3}, F_{T4} << << F_1, F_2, F_C и ими можно пренебречь. Силы трения между столиком и основанием также не учитываем. Тогда уравнение равновесия по оси *Y* имеет вид

$$F_1 + F_2 - F_C = 0, \qquad (5)$$

а сила пружины $F_C = C\,\xi_y$, где *C* – коэффициент жесткости пружины, ξ_y – перемещение столика по оси Y.

Подставив в (5) силы $F_1 = F_2$ из (4), получим

$$\frac{6}{\lambda l^3}\left(\xi_0 - \xi_y\right) = C\xi_y,$$

откуда перемещение по оси *Y* равно

$$\xi_y = \frac{\xi_0}{1 + \dfrac{\lambda l^3 C}{6}}. \qquad (6)$$

Из (6) следует, что максимальное перемещение столика по оси *Y* будет при условии $\lambda l^3 C \to 0$. Это означает следующее: БПА *1* и *2* должны иметь минимальную податливость поперечного сечения λ и минимальное значение длины *l*, а также должен быть минимальный коэффициент жесткости пружины *C*. Таким образом, для увеличения перемещения ξ_y необходимо повысить жесткость БПА за счет увеличения толщины h_p пластин биморфа и его укорочения. Однако в этом случае необходимо увеличивать напряжения U_1 и U_2. Минимум жесткости пружины ограничен тем, что сжатая пружина должна преодолевать силы трения.

При подаче напряжения U_3 и U_4 на БПА *3* и *4* происходит перемещение столика по оси *X* (рис. 4, *б*). В этом случае на столик действуют силы F_3 и F_4 со стороны БПА *3* и *4*. При фиксированном положении БПА *1* и *2* точки контакта столика со свободными концами БПА *1* и *2* при прижиме столика пружиной *C* будут выполнять роль направляющих при перемещении его вдоль оси *X*.

Предположим, что свободные концы БПА *3* и *4* контактируют со столиком при $U_3 = U_4 = 0$. Допустим, что силы F_3, F_4 действуют по оси *X*, а силы трения F_{T1}, F_{T2}, F_{TC} в указанных точках контакта много меньше F_3, F_4. Силы трения между столиком и основанием также не учитываем. При этих условиях определим перемещение ξ_X.

Подадим напряжение $U_3 > 0$ на БПА *3*, а на БПА *4* – $U_4 = 0$. В этом случае БПА *4* будет действовать, как пассивная пружина, и столик переместится по оси *X* на величину ξ_{X3}. Уравнение статики по оси *X* имеет вид

$$F_3 - F_{04} = 0, \qquad (7)$$

где сила сопротивления БПА *4*, действующего как пружина, равна $F_{04} = C_p\,\xi_{X3}$.

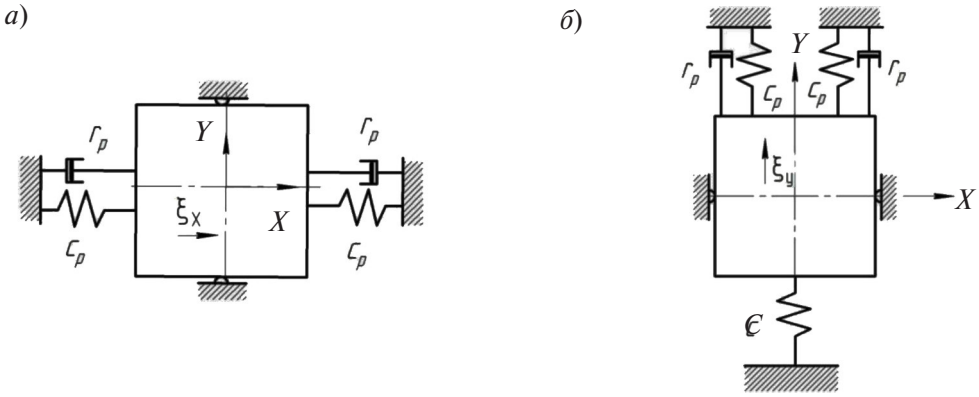


Рис. 4. Динамическая модель двухкоординатного столика с пьезоприводом: *а*) при движении по оси *X*; *б*) придвижении по оси *Y*

Коэффициент жесткости C_P находим из (2): $C_p = \frac{3}{\lambda l^3}$. Откуда окончательно получим $\xi_{X3} = \frac{\xi_0}{2}$, а с учетом (1) перемещение столика при подаче напряжения U_3

$$\xi_{X3} = \frac{A}{2} U_3.$$

Таким образом, при подаче напряжения U_3 только на БПА *3* столик переместится на величину в два раза меньшую, чем при отсутствии БПА *4*.

Учитывая принцип суперпозиции в линейных системах, при одновременной подаче напряжений U_3 и U_4 перемещение столика по оси *X* определяется выражением

$$\xi_X = \frac{A}{2}(U_3 + U_4). \qquad (8)$$

Рассмотрим случай, когда при $U_3 = U_4 = 0$ концы БПА *3*, *4* не контактируют со столиком, то есть между БПА *3*, *4* и столиком существуют малые зазоры (например, порядка десятых долей микрометров). Для повышения точности позиционирования необходимо обеспечить силовое замыкание и постоянный контакт БПА *3*, *4* со столиком при любом его положении. Для этого необходимо подавать напряжения $U_3 \approx U_4$, причем $U_3 > U_4 > 0$ при перемещении столика вправо от начального положения $\xi_X = 0$ (в этом случае напряжение U_3 меняется от 0 до U_{max}) и, наоборот, при перемещении влево от начального положения $\xi_X = 0$ напряжение U_4 меняется от 0 до $-U_{max}$.

Чтобы в крайней правой и левой точках был гарантированный контакт столика с обоими БПА необходимо выполнить соответствующие условия:

$$U_{4max} = U_{max}(1 - \delta);\ U_{3max} = U_{max}(1 - \delta), \qquad (9)$$

где δ = 0,02–0,04 (значение δ зависит от требуемой точности позиционирования и динамических характеристик).

В этом случае максимальные перемещения столика по оси *X* вправо ($\xi_X > 0$) и влево ($\xi_X < 0$) от начального положения вычисляются по формуле

$$\xi_{X\,max} = \pm A U_{max}\left(1 - \frac{\delta}{2}\right). \qquad (10)$$

Приведенные выше зависимости позволяют разработать алгоритм управляющих сигналов, подаваемых на БПА, необходимых для перемещения столика по двум координатам.

Динамика двухкоординатного столика

Рассмотрим динамическую модель двухкоординатного столика при перемещениях по осям *X* и *Y* (рис. 4). Считаем перемещения столика по осям *X* и *Y* независимыми и рассматриваем динамическую систему «столик–БПА» в диапазоне частот до первой собственной частоты.

Приведенная масса m^* столика, в которую входит собственно масса столика, а также массы подвижных частей БПА, определяется следующим образом:

$$m^* = m + 2k_m m_p, \qquad (11)$$

где m – масса столика; m_p – масса одного БПА; $k_m = 0{,}235$ – коэффициент приведения [7].

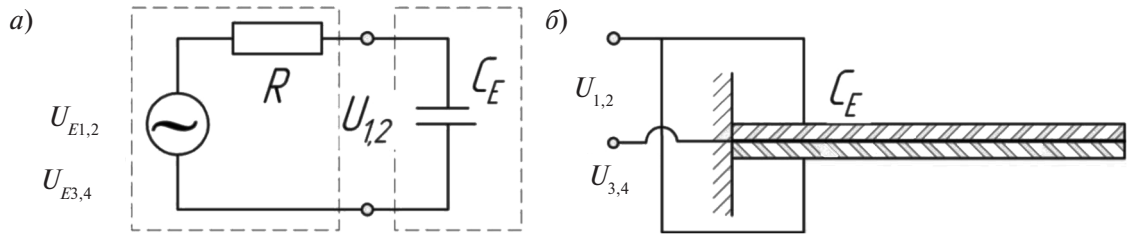


Рис. 5. Схема упругой системы БПА с внешней нагрузкой: *а* – принципиальная электрическая схема; *б* – электромеханическая схема

Пьезоактюаторы БПА *1–4* характеризуются в динамической модели элементом упругости с коэффициентом жесткости C_p, так как все БПА имеют одинаковые параметры. Каждый БПА характеризуется также элементом демпфирования с коэффициентом демпфирования r_p. Пружина с коэффициентом жесткости C имеет демпфирование на порядок меньше, чем БПА, поэтому его учитывать не будем.

Уравнения, соответствующее принятой динамической модели столика при движении по осям X и Y, имеют вид

$$m^*\ddot{\xi}_x + r_x\dot{\xi}_x + c_x\xi_x = g_x U_{3,4} - g_{Fx}F_x;$$
$$m^*\ddot{\xi}_y + r_y\dot{\xi}_y + c_y\xi_y = g_y U_{3,4} - g_{Fy}F_x,$$

где m^* – приведенная масса столика; $\xi_{x,y}$ – перемещения центра столика по осям X, Y; $r_{x,y}$ – суммарные коэффициенты сопротивления динамической системы при движении по осям X и Y; $c_{x,y}$ – суммарные коэффициенты жесткости столика по осям X и Y; $g_{x,y}$ – коэффициенты пропорциональности между перемещением и напряжениями при $U_1 = U_2$ и $U_3 = -U_4$.

Коэффициенты жесткости определяются суммой коэффициентов жесткостей двух БПА:

$$c_x = 2C_p;\ c_y = 2C_p + C, \qquad (12)$$

где $C = k_C C_p$ – коэффициента жесткости пружины; k_C – коэффициент приведения, который можно варьировать при исследовании модели.

Суммарные коэффициенты сопротивления равны сумме коэффициентов демпфирования двух БПА: $r_x = r_y = 2r_p$. В справочниках по пьезоэлектрическим материалам обычно демпфирование характеризуется механической добротностью $Q_м$, которая эквивалентна обратной величине параметра затухания переходного процесса [8]:

$$\xi_{x,y} = \frac{1}{2Q_м} = \frac{r_{x,y}}{2\sqrt{m^* c_{x,y}}}. \qquad (13)$$

Используя преобразование Лапласа, передаточные функции для управляющих воздействий по осям X и Y приведем к виду $W_x(p) = \frac{\xi_x}{U_{3,4}}$, $W_y(p) = \frac{\xi_y}{U_{1,2}}$, где ξ_x, ξ_y, $U_{1,2}$, $U_{3,4}$ – изображения соответствующих переменных. После преобразований передаточные функции можно представить следующим образом:

$$W_x(p) = \frac{g_x}{c_x\left(T_x^2 p^2 + 2\zeta_x T_x p + 1\right)};$$
$$W_y(p) = \frac{g_y}{c_y\left(T_y^2 p^2 + 2\zeta_y T_y p + 1\right)}, \qquad (14)$$

где $T_{x,y} = \sqrt{\frac{m^*}{c_{x,y}}}$ – постоянные времени; $g_x = c_x A$; $g_y = \frac{c_y A}{1 + \frac{\lambda l^3 C}{6}}$.

Схема упругой системы БПА, работающего в режиме привода микроперемещений в области частот до низшей собственной частоты, представлена на рис. 5, *а*, *б* [7].

Для перемещения по X управляющие напряжения U_{E3}, U_{E4} подаваемые на БПА *3* и *4*, трансформируются в напряжения U_3, U_4 за счет интегрирующих RC_E-цепочек, где активное сопротивление R является выходным сопротивлением источника питания упругой системы с БПА, а электрическая емкость $C_E = 2\frac{\varepsilon\varepsilon_0 S}{h_p}$ – емкость конденсатора, образованного электродами пьезокерамических элементов биморфа. Здесь ε – относительная диэлектрическая проницаемость пьезоэлектрической среды; ε_0 – ди-

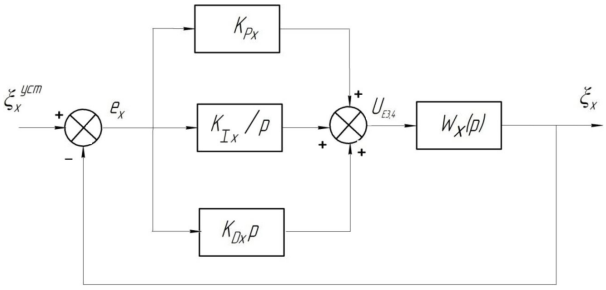


Рис. 6. Структурная схема системы управления по оси *X* с ПИД-регулятором

электрическая проницаемость вакуума; *S* – площадь электрода; h_p – толщина пьезоэлемента. Аналогично для перемещения по оси *Y* управляющие напряжения U_{E1}, U_{E2}, подаваемое на БПА *1* и *2* от источника переменного напряжения, трансформируется в напряжения U_1, U_2.

Рассматривая отклики системы ξ_x и ξ_y на управляющие воздействия U_{Ex} и U_{Ey}, можно представить передаточные функции следующим образом:

$$W_x(p)=W_U(p)W_x(p)=\frac{1}{T_1p+1}\frac{A}{\left(T_x^2p^2+2\zeta_xT_xp+1\right)}$$

и

$$W_Y(p)=W_U(p)W_y(p)=$$
$$=\frac{1}{T_1p+1}\frac{A}{\left(T_y^2p^2+2\zeta_yT_yp+1\right)\left(1+\frac{\lambda l^3c}{6}\right)},$$

в которых передаточная функция первого звена представляет собой апериодическое звено

$$W_U(p)=\frac{1}{T_1p+1},$$

где *p* – оператор Лапласа; $T_1 = RC_E$ – постоянная времени.

Для управления перемещением столика по осям *X* и *Y* с применением обратной связи по положению наиболее эффективно использовать ПИД-регулятор, передаточная функция которого имеет вид

$$W_{PIDx,y}(p)=K_{Px,y}+\frac{K_{Ix,y}}{p}+K_{Dx,y}p,$$

где $K_{Px,y}$, $K_{Ix,y}$ и $K_{Dx,y}$ – коэффициенты усиления для пропорционального, интегрального и дифференциального звеньев для перемещений по осям *X* и *Y* [9, 10]. Как утверждают авторы статьи [11], для микроперемещений перспективным является использование емкостного датчика в качестве датчика положения.

В нашем случае структурная схема системы управления по оси *X* будет иметь вид, показанный на рис. 6 (аналогичная структурная схема для перемещения по оси *Y* не показана). Установочное значение перемещения столика $\xi_x^{уст}$ на первом сумматоре сравнивается с перемещением столика ξ_x, в результате чего на вход ПИД-регулятора подается сигнал рассогласования e_x. Суммарный электрический сигнал со второго сумматора $U_{E3,4}$ подается на БПА *3*, *4*, который преобразуется ими в перемещение столика ξ_x.

Для обеспечения требуемых параметров качества регулирования (быстродействие и коэффициент перерегулирования) необходимо подобрать коэффициенты K_P, K_I и K_D. Это можно выполнить с помощью программы Matlab Simulink.

Моделирование динамики двухкоординатного столика

Для моделирования и исследования системы управления столика использовались параметры биморфных пьезоактюаторов фирмы APC (Stripe Actuator №40-2020): $U_{1-4}=\pm100$ В; $E_M=0{,}22\cdot10^{11}$ Па; $s_1^E = 17\cdot10^{-12}$ Па$^{-1}$; $d_{31} = 550\cdot10^{-12}$ м/В; $h_M = 0{,}16\cdot10^{-3}$ м; $h_p = 0{,}24\cdot10^{-3}$ м; $b = 20\cdot10^{-3}$ м; $l = 3\cdot10^{-2}$ м.

В среде Matlab Simulink были составлены структурные схемы для разомкнутой системы при воздействиях по осям *X* и *Y* (рис. 7).

Реакция упругой системы на единичное ступенчатое воздействие при $U = 100$ В характеризуется весьма сильным колебательным процессом (рис. 8, *а*) – перерегулирование достигает 50 %.

Установившиеся значения перемещений при ступенчатом воздействии $U = 100$ В по оси *X* – $3{,}98\cdot10^{-4}$ м, по оси *Y* – $3{,}90\cdot10^{-4}$ м. Различие перемещений связано в основном с тем, что по оси

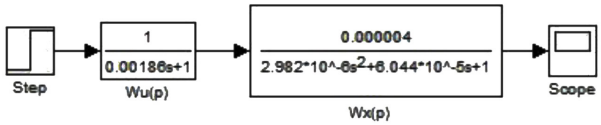


Рис. 7. Структурная схема динамической системы с БПА без обратной связи при воздействии по оси *X*

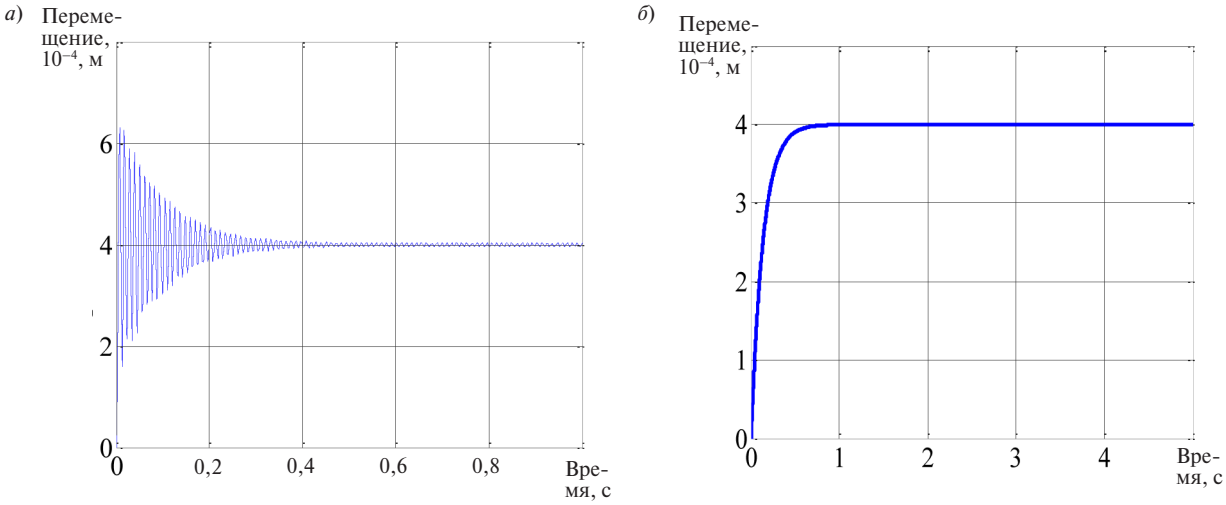


Рис. 8. Переходный процесс системы для оси X при $U = 100$ В: *а*) без обратной связи; *б*) с обратной связью и с ПИД-регулятором

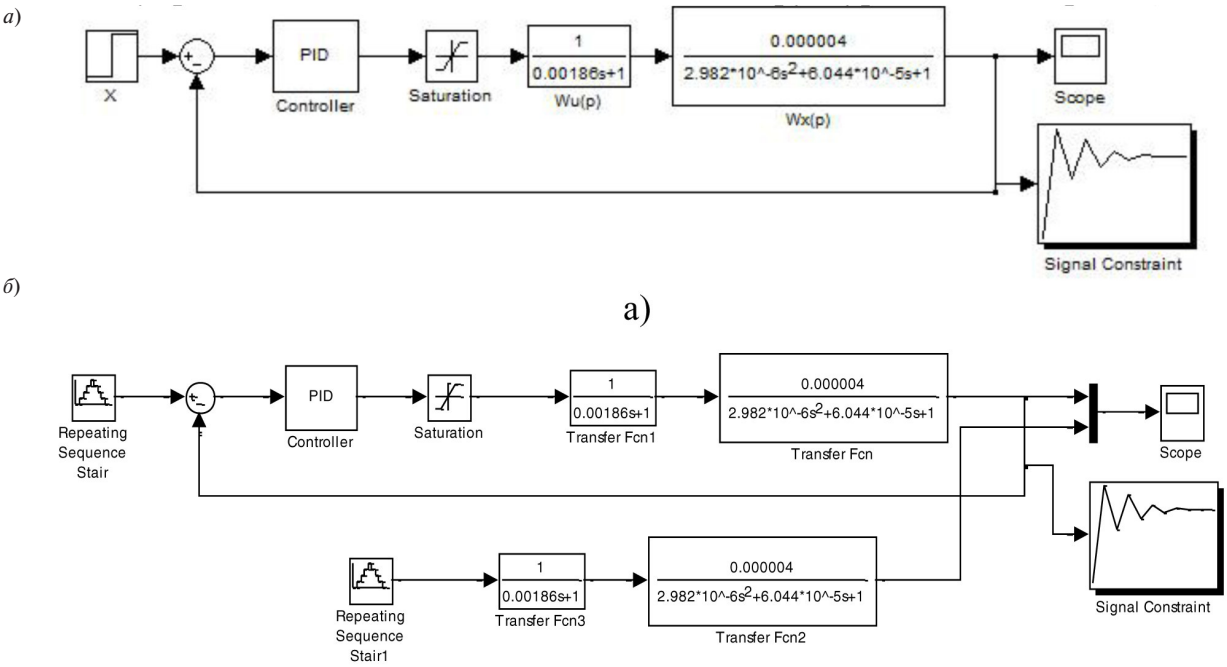


Рис. 9. Структурная схема системы управления по оси X с ПИД-регулятором: *а*) при единичном ступенчатом воздействии; *б*) при шаговом воздействии

Y на упругую систему дополнительно действует пружина с коэффициентом жесткости $C = 0{,}1C_p$. Быстродействие в обоих случаях – около 0,5 с.

Для системы управления с обратной связью и ПИД-регуляторами в цепях управления для X и Y были составлены структурные схемы (рис. 9).

Для определения коэффициентов ПИД-регуляторов был применен блок Signal Constraint программы Matlab Simulink.

В результате определены следующие значения коэффициентов усиления пропорционального, интегрального и дифференциального звеньев для движения по оси Y: $K_{py} = 1{,}30 \cdot 10^4$,

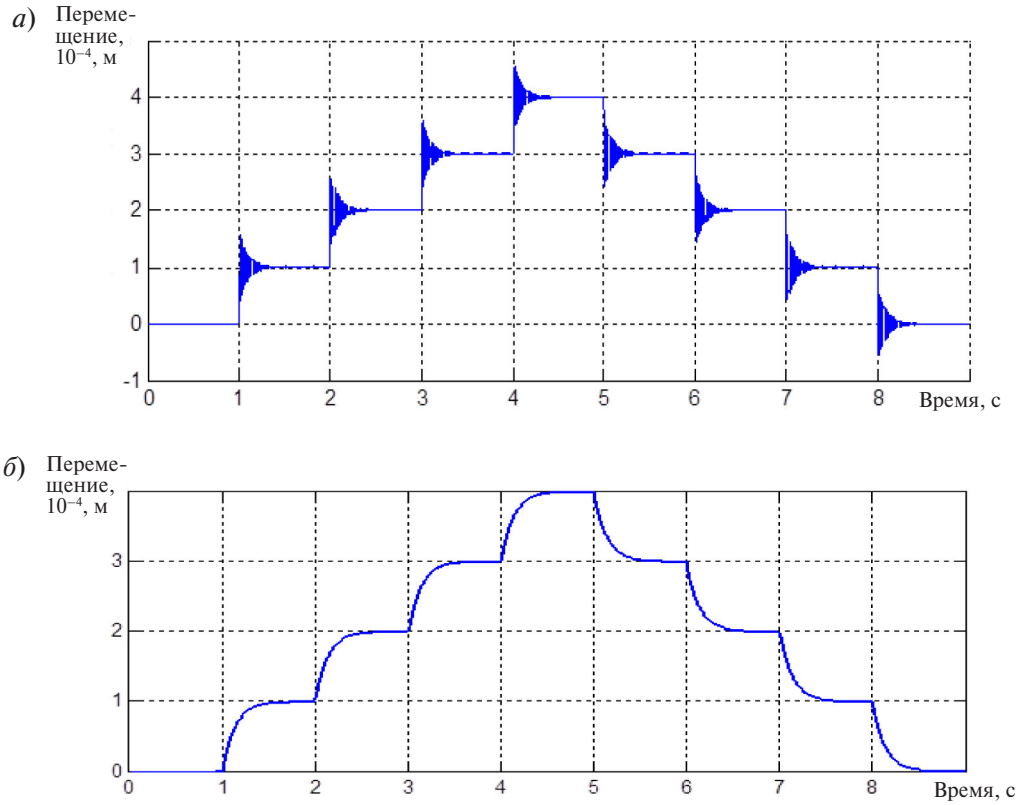


Рис. 10. Зависимость перемещения столика вперед и назад по оси *X* при шаговом ступенчатом воздействии $U = 25$ В и частоте следования шагов 1 Гц для системы управления: *а*) без обратной связи; *б*) с обратной связью и ПИД-регулятором

K_{Iy}=1,95·10^6 и K_{Dy}=1,16; по оси ***X***: K_{Px}= 6,01·10^{-12}, K_{Ix}=1,82·10^6 и K_{Dx}= 5,00. Для полученных коэффициентов усиления графики переходных процессов в системе при ступенчатом воздействии U= 100 В соответствуют переходным процессам апериодических звеньев без перерегулирования (рис. 8, *б*) при быстродействии, удовлетворяющем требованиям задания – до 0,5 с.

При работе с микрообъектами часто используют автоматический режим работы с многократным шаговым перемещением столика по координатам *X* и *Y* для получения данных или осуществления физических воздействий на площадке порядка 1×1 мм^2. Поэтому целесообразно рассмотреть поведение системы по осям *X* и *Y* при ступенчатом возрастающем и ниспадающем входных сигналах. Для компьютерного моделирования разработаны структурные схемы системы управления с ПИД-регулятором при шаговом ступенчатом воздействии по осям *X* (рис. 9) и *Y*.

Компьютерное моделирование по структурной схеме (см. рис. 9) показало, что при частоте следования сигналов 1 Гц и шаге изменения напряжения $U = 25$ В графики перемещений столика по осям *X* и *Y* также имеют апериодический характер (рис. 10, *б*), в отличие от перемещений системы без обратной связи (рис. 10, *а*).

Найденные в результате компьютерного моделирования коэффициенты ПИД-регулятора позволяют разработать систему управления столиком для перемещения в шаговом режиме по обеим осям без перерегулирования и с приемлемым быстродействием.

Заключение

Создание двухкоординатных операционных столиков с параллельной кинематикой и биморфными пьезоэлектрическими актюаторами в качестве приводов – реальная и выполнимая задача.

Системе управления столика без обратных связей по положению свойственны переходные процессы, характерные для колебательных систем с большой степенью перерегулирования (до 50 %). Быстродействие такой системы удовлетворяет требованиям (не превышает 0,5 с).

Система управления столика с обратной связью по положению и ПИД-регулятором позволяет избавиться от перерегулирования. При подобранных при помощи программного блока Signal Constraint коэффициентах усиления система стала близка по характеру к апериодическому звену первого порядка. Быстродействие системы осталось на том же уровне.

Результаты компьютерного моделирования позволяют разработать систему управления столиком с ПИД-регулятором для перемещения в шаговом режиме по обеим осям без перерегулирования и с достаточным для решения задач позиционирования быстродействием.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Подгорный О.В., Лазарев В.Н., Говорун В.М.** Лазерная микродиссекция в биологии и медицине [Электр. ресурс] // URL: http://www.tsitologiya.cytspb.rssi.ru/54_5/podgorny_ms.pdf (дата обращения 11.01.2016).

2. Лазерная микродиссекция и катапультирование PALM [Электр. ресурс] URL: www.img.ras.ru/files/PUBLIC/CCU/Microdissector.pdf (дата обращения 11.01.2016).

3. **Никольский А.А.** Точные двухканальные следящие электроприводы с пьезокомпенсаторами. М.: Энергоатомиздат, 1988. 160 с.

4. **Зиеп Хоанг Ф., Смирнов А.Б.** Двухкоординатный столик с пьезоприводом // Научный форум с международным участием «Неделя науки СПбПУ»: материалы научно-практической конференции 1-6 декабря 2014. Институт металлургии, машиностроения и транспорта СПбПУ. Ч. 2. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2015. С. 13–17.

5. **Патент РФ на изобретение № 2529126.** Пьезоэлектрический схват / Смирнов А.Б., Крушинский И.А., Борисевич А.В. Приоритет 25.04.2013.

6. **Смирнов А.Б., Крушинский И.А.** Исследование пьезоэлектрического схвата с резонансным очувствлением и микропозиционированием //Изв. вузов. Приборостроение. 2010. Т. 53. № 2. С. 33–37.

7. **Смирнов А.Б.** Элементная база автоматических машин и оборудования. Мехатронные модули микроперемещений технологических машин: Учеб. пособие. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2008. 172 с. [Электр. ресурс] URL: http://elib.spbstu.ru/dl/2/3878.pdf/view (дата обращения 11.01.2016).

8. **Скучик Е.** Простые и сложные колебательные системы. М.: Мир, 1970. 557 с.

9. **Fang-Jung Shiou [et al]**: Development of a real-time closed-loop micro-/nano-positioning system embedded with a capacitive sensor. Meas. Sci. Technol. // 2010.21 054007. [Электр. ресурс] URL: http://iopscience.iop.org/0957-0233/21/5/054007/ (дата обращения 11.01.2016).

10. **Ravi Kant Jain, Somajyoti Majumder, Bhaskar Ghosh**. Design and analysis of piezoelectric actuator for micro gripper // International Journal of Mechanics and Materials in Design. September. 2015. Vol. 11. Iss. 3. P. 253–276.

11. **Yangmin Li, Qingsong Xu.** Development and Assessment of a Novel Decoupled XY Parallel Micropositioning Platform // IEEE. Asme Transactions On Mechatronics. 2010. Vol. 15, No. 1. P. 125–135.

REFERENCES

1. **Podgornyy O.V., Lazarev V.N., Govorun V.M.** Lazernaya mikrodissektsiya v biologii i meditsine [Laser microdissection for biology medicine]. *Availaible: [Elektr. resurs]. URL: http://www.tsitologiya.cytspb.rssi.ru/54_5/podgorny_ms.pdf* (data obrashcheniya 11.01.2016). (rus)

2. Lazernaya mikrodissektsiya i katapultirovaniye PALM [Laser microdissection and bailouts PALM].*Available: www.img.ras.ru/files/PUBLIC/CCU/Microdissector. pdf* (Accessed 11.01.2016). (rus)

3. **Nikolskiy A.A.** Tochnyye dvukhkanalnyye sledyashchiye elektroprivody s pyezokompensatorami [Precision two-channel tracking drive with piezoelectric compensators]. M.: Energoatomizdat, 1988. 160 s.(rus).

4. **Ziep Hoang Phi, Smirnov A.B.** Dvukhkoordinatnyy stolik s pyezoprivodom [Operating XY stage with piezodrive]. *Nauchnyy forum s mezhdunarodnym uchastiyem «Nedelya nauki SPbPU»: materialy nauchno-prakticheskoy konferentsii 1-6 dekabrya 2014. Institut metallurgii, mashinostroyeniya i transporta SPbPU. Ch. 2. [The scientific forum with international participation «Science Week SPbSPU»].* SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2015. S.13-17 (rus).

5. **Patent RF na izobreteniye № 2529126.** Pyezoelektricheskiy skhvat [Patent for Piezoelectric gripper of robot] / Smirnov A.B., Krushinskiy I.A., Borisevich A.V. Prioritet 25.04.2013.

6. **Smirnov A.B., Krushinskiy I.A.** Issledovaniye pyezoelektricheskogo skhvata s rezonansnym ochuvstvleniyem i mikropozitsionirovaniyem [The study of piezoelectric gripper with resonant sensitization and micropositioning]. *Izv. Vuzov. Priborostroyeniye*. 2010. T. 53, № 2. S. 33–37(rus).

7. **Smirnov A.B.** Elementnaya baza avtomaticheskikh mashin i oborudovaniya. Mekhatronnyye moduli mikroperemeshcheniy tekhnologicheskikh mashin [Element base of automatic machinery and equipment. Mechatronic modules micromovings technological machines]. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2008. 172 s. (rus). *Available: http://elib.spbstu.ru/dl/2/3878.pdf/view* (Accessed 11.01.2016). (rus)

8. **Skuchik Ye.** Prostyye i slozhnyye kolebatelnyye sistemy [Simple and complex oscillatory systems]. M.: Mir, 1970. 557 s. (rus)

9. **Fang-Jung Shiou [et al]**. Development of a real-time closed-loop micro-/nano-positioning system embedded with a capacitive sensor. 2010. *Meas. Sci. Technol. 21 054007. [Elektr. resurs] Available: http://iopscience.iop.org/0957-0233/21/5/054007/* (Accessed 11.01.2016).

10. **Ravi Kant Jain, Somajyoti Majumder, Bhaskar Ghosh**. Design and analysis of piezoelectric actuator for micro gripper. *International Journal of Mechanics and Materials in Design*. 2015, Vol. 11, Iss. 3. P. 253–276.

11. **Yangmin Li, Qingsong Xu**. Development and Assessment of a Novel Decoupled XY Parallel Micropositioning Platform. *IEEE. Asme Transactions On Mechatronics*. Vol. 15, No. 1. 2010. P. 125–135.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

СМИРНОВ Аркадий Борисович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: 123smirnov@list.ru

SMIRNOV Arkadii B. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: 123smirnov@list.ru

ЗИЕП ХОАНГ Фи – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: longhoang1791986@yahoo.com

DIEP HOANG Phi – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: longhoang1791986@yahoo.com

ПОЛИЩУК Михаил Нусимович – кандидат технических наук доцент, Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: polishchuck@mail.ru

POLISHCHUK Mikhail N. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: polishchuck@mail.ru

DOI 10.5862/JEST.238.19
УДК 94(47).084.3:378.4(47023-25)(09)

М.М. Козлов, С.Г. Лагушкин

М.В. ФРУНЗЕ И ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

M.M. Kozlov, S.G. Lagushkin

M.V. FRUNZE AND POLYTECHNIC INSTITUTE

В истории Политехнического университета есть замечательные выпускники, добившиеся больших достижений в науке, промышленности и политике. Одним из них был М.В. Фрунзе.

СЕМЬЯ; УЧЕБА; ОБРАЗОВАНИЕ; ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ; ВЫПУСКНИКИ; РЕВОЛЮЦИЯ; ВООРУЖЕННЫЕ СИЛЫ.

In the history of the Polytechnic university there are remarkable graduates. They have made achievements in science, industry and policy. One of them is M.V. Frunze.

FAMILY; STUDY; EDUCATION; POLYTECHNIC UNIVERSITY; GRADUATES; REVOLUTION; ARMED FORCES.

В коридорах Главного учебного корпуса разместилась галерея «Политехники, прославившие страну». Она представляет выпускников, внесших значимый вклад в различные отрасли науки, народного хозяйства страны, а также людей, совершивших конкретные мужественные поступки, государственных деятелей, игравших ключевые роли на конкретных этапах в истории нашего государства. Среди тех, кто в силу объективных и субъективных причин оказывался на острие событий, был и студент-политехник Михаил Васильевич Фрунзе. Ранее уже были публикации, обращенные к биографии Фрунзе [1], а настоящая статья связана с двумя обстоятельствами. Во-первых, 2 февраля 2015 года исполнилось 130 лет со дня рождения М.В. Фрунзе и, во-вторых, приближается 71-я годовщина Великой Победы, а как известно, М.В. Фрунзе был одним из тех, кто заложил фундамент отечественных вооруженных сил.

Детство. Михаил Васильевич Фрунзе родился 21 января (13 февраля) 1885 года в городе Пишпеке Семиреченской области (ныне столица республики Киргизстан) в семье отставного фельдшера и воронежской крестьянки. Миша был вторым из пяти детей. Отец рано умер (будущему военачальнику было тогда всего 12 лет), семья нуждалась, и за образование двух старших братьев платило государство. В семье росли две девочки и три мальчика. Особо теплые отноше-

ния М.В. Фрунзе до конца своих дней сохранил со старшим братом – Константином, ставшим врачом.

Учеба. Фрунзе блестяще окончил начальную школу в Пишпеке и был направлен для продолжения обучения в гимназию города Верный (ныне Алматы). Предметы Мише давались легко, особенно языки, а директор гимназии и вовсе считал ребенка гениальным. Учебное заведение Михаил окончил в 1904 году с золотой медалью и был рекомендован для зачисления в высшее учебное заведение.

В конце XIX века в Российской империи начинается эпоха массового создания инженерных вузов. Между 1894 и 1917 годами были учреждены восемь таких высших учебных заведений, в том числе политехнические [3]. М.В. Фрунзе выбирает столичный – Санкт-Петербургский политехнический институт Петра Великого, и в сентябре 1904 года его зачисляют на первый курс экономического отделения. К сожалению, его студенческая юность была скоротечна, и в 1907 году ввиду сложившихся чрезвычайных обстоятельств он забирает свои документы.

М.В. Фрунзе и революция. В революцию гимназист, пристально следивший за сводками с Русско-японской войны, окунулся не сразу. «Жаль, что у нас в России среди студенчества опять происходят беспорядки. Это на руку японцам. Они очень рассчитывают на эти беспорядки», – пишет он другу в марте 1904-го. Однако уже к ноябрю петербургский студент Фрунзе сочувствует социал-демократам и мечтает о создании собственной партии национал-прогрессистов [4]. Окончательно связало его с революцией, по его же признанию, «кровавое воскресение»: он участвовал в митинге на Дворцовой площади и даже был ранен в руку. В годы

Аттестат зрелости [2]

Дан сей Фрунзе Михаилу, вероисповедания православного, сыну фельдшера, родившемуся в городе Пишпеке Семиреченской области, 21 января 1885 года, обучавшемуся восемь лет в Верненской гимназии и пробывшему один год в VIII классе, в том, во-первых, что на основании наблюдений за все время обучения его в Верненской гимназии поведение его вообще было отличное, исправность в посещении и приготовлении уроков, а также в исполнении письменных работ отличная, прилежание отличное и любознательность ко всем вообще предметам отличная, и, во-вторых, что он обнаружил нижеследующие познания:

Наименование предметов гимназического курса	Отметки, выставленные в пед. совете	На испытаниях в мае 1904 г.
По закону Божию	5 (пять)	5 (пять)
Русскому языку с церковно-славянским	5 (пять)	5 (пять)
и словесности	5 (пять)	5 (пять)
Логике	5 (пять)	5 (пять)
Латинскому языку	5 (пять)	5 (пять)
Греческому языку	5 (пять)	5 (пять)
Математике	5 (пять)	5 (пять)
Математической географии	5 (пять)	5 (пять)
Физике	5 (пять)	5 (пять)
Истории	5 (пять)	5 (пять)
Географии	5 (пять)	5 (пять)
Французскому языку	5 (пять)	5 (пять)
Немецкому языку	5 (пять)	5 (пять)

Во внимании к постоянному отличному поведению, прилежанию и к отличным успехам в науках, в особенности же в историко-филологических, педагогический совет постановил наградить его золотою медалью и выдать ему аттестат, предоставляющий все права, обозначенные в &&129–132 Высочайше утвержденного 30 июля 1871 года устава гимназий и прогимназий.

Июня 2 дня 1904 года, г. Верный Семиреченской области.

Директор гимназии М.В. Вахрушев

первой русской революции М.В. Фрунзе – в самом центре событий. Направленный в Иваново-Вознесенский промышленный район, он становится одним из организаторов Советов рабочих депутатов. Во главе боевого отряда ткачей принимает участие в вооруженном восстании в Москве. За террористическую деятельность Фрунзе дважды приговаривали к смерти. Однако соратникам Фрунзе удалось сфабриковать ему алиби. В итоге смертный приговор смягчили – надавила и общественность, среди прочих на дело повлиял литератор Владимир Галактионович Короленко. Затем каторга, поселение в Иркутской губернии, побег, участие в Февральской 1917 года революции во главе все тех же боевых отрядов ткачей.

Гражданская война. О своей стремительной военной карьере Фрунзе впоследствии вспоминал: «Начальное военное образование получил, стреляя в урядников в Шуе, среднее – против Колчака, а высшее – на Южном фронте, разгромив Врангеля». Чем объясняется такой взлет? Фрунзе обладал личной храбростью, любил находиться впереди войск: в 1919 году под Уфой командарм был даже контужен. Подобно Тухачевскому, он не колебался карать восставших крестьян за «классовую несознательность». Но, главное, он проявил талант организатора и умение подобрать компетентных специалистов. Об этом вспоминал впоследствии один из таких военспецов – опытный царский офицер, бывший генерал-майор Генштаба Федор Федорович Новицкий. М.В. Фрунзе в Гражданскую войну подобно Г.К. Жукову переводится правительством молодой Советской республики с фронта на фронт, с одного решающего направления на другое. Наивысшая точка полководческого мастерства М.В. Фрунзе была поставлена при освобождении Крымского полуострова в ноябре 1920 года

М.В. Фрунзе во внешней политике. После победы над Врангелем и успешной борьбы с отрядами «батьки» Махно и петлюровцев М.В. Фрунзе получает серьезную дипломатическое поручение. В 1921 году он направляется в Турцию для подписания договора с Кемалем Ататюрком. Ехал нелегально: под одним из прежних своих псевдонимов – Михаила Михайлова, на итальянском пароходе, с письмом от Ленина о согласии Советского правительства на территориальные уступки в пользу новой революционной Турции. А следом шло советское судно с миллионом рублей золотом и вооруже-

нием. Молодое советское государство, укрепившись, искало себе союзников.

М.В. Фрунзе во главе вооруженных сил. В марте 1924 года командарм-самоучка входит в руководство Реввоенсовета СССР и наркомата по военным и морским делам, а год спустя возглавляет оба ведомства, сменив на этом посту Л.Д. Троцкого. Под его началом проводится военная реформа, сам он пишет ряд военно-теоретических работ и становится автором военной доктрины только что созданного Советского Союза. Это пик его военной и государственной карьеры.

Семья М.В. Фрунзе. В эти же годы беспокойство М.В. Фрунзе вызывает здоровье членов семьи: жена страдает чахоткой; произошел несчастный случай с дочкой Таней. Две автомобильные аварии и обострение язвенной болезни у самого М.В. Фрунзе. Все это затрудняет, но не останавливает его работу над планами совершенствования вооруженных сил страны.

К сожалению, подорванный тюрьмой и ссылкой организм наркома не выдержал. 31 октября 1925 года в ходе операции по поводу язвенной болезни сердце сорокалетнего полководца остановилось. Кончину мужа не перенесла и супруга Фрунзе; в отчаянии женщина покончила с собой. Их детей – Таню и Тимура – воспитывала семья Климента Ворошилова.

В главном учебном корпусе Санкт-Петербургского политехнического университета при входе в Актовый зал установлена мемориальная доска, посвященная годам учебы М.В. Фрунзе в университете.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Козлов М.М.** Михаил Васильевич Фрунзе – студент-политехник, революционер, нарком СССР // Генералы духа. Книга 1-я. СПб.: Петрополис, 2001. С. 530–546.

2. **Фрунзе М.В.** Неизвестное и забытое: публицистика, мемуары, документы, письма. М.: Наука, 1991. 20 с.

3. **Лагушкин С.Г.** Университетское инженерное образование. К истории вопроса // V Международная научно-методическая конференция «Высокие интеллектуальные технологии образования и науки» / Материалы научно-методической программы «Университеты России». 30 – 31 января 1998 года. СПб.: Изд-во Политехн ун-та ,1998.

4. **Анохин А.** 7 интересных фактов о Михаиле Фрунзе/ Русская семерка. Интернет ресурс: https//russian7.ru/2014/02/7-interesnyx-factov-o-mixaile-frunze/. (Дата обращения 14.03.2016. 11-00).

REFERENCES

1. **Kozlov M.M.** Mikhail Vasilyevich Frunze – student-politekhnik, revolyutsioner, Narkom SSSR [Mikhail Frunze - student -. Polytechnics, revolutionary, People’s Commissar of the USSR]//Generaly dukha, Kniga 1-ya., SPb.: Petropolis, 2001. S. 530–546.

2. Frunze M.V. Neizvestnoye i zabytoye: publitsistika, memuary, dokumenty, pisma [The unknown and forgotten: journalism, memoirs, documents, pisma]. M.: Nauka, 20 s.

3. **Lagushkin S.G.** Universitetskoye inzhenernoye obrazovaniye. K istorii voprosa. *[University education in engineering. To the question of history]//V Mezhdunarodnaya nauchno-metodicheskaya konferentsiya «Vysokiye intellektualnyye tekhnologii obrazovaniya i nauki» / Materialy nauchno-metodicheskoy programmy «Universitety Rossii»*. 30–31 yanvarya 1998 goda. SPb.: Izd-vo Politekhn un-ta,1998.

4. **Anokhin A.** 7 interesnykh faktov o Mikhaile Frunze [7 interesting facts about Mikhail Frunze]/ Russkaya semerka. Artem Anokhin. *Internet resurs: https//russian7.ru/2014/02/7-interesnyx-factov-o-mixaile-frunze/*. (Data obrashcheniya 14.03.2016. 11-00).

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

КОЗЛОВ Михаил Михайлович – кандидат физико-математических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: Kozlov2106@mail.ru

KOZLOV Mikhail M. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: Kozlov2106@mail.ru

ЛАГУШКИН Сергей Георгиевич – кандидат исторических наук доцент, помощник председателя Попечительского Совета Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: slagushkin@mail.ru

LAGUSHKIN Sergei G. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: slagushkin@mail.ru

Научное издание

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбГПУ

№1(238)/2016

Учредитель – Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

Издание зарегистрировано в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства
в сфере массовых коммуникаций и охраны культурного наследия
(свидетельство ПИ № ФС77-25981 от 13 октября 2006 г.)

Научный редактор, корректор — канд. техн. наук доцент *Л.В. Спиридонова*
Технический секретарь — *О.А. Матенев*
Компьютерная верстка *Г.Н. Кинзябулатовой*

Телефон редакции (812) 294-47-72

E-mail: ntv-nauka@spbstu.ru

Подписано в печать 31.03.2016. Формат 60×84 1/8. Бум. тип. № 1.
Печать офсетная. Усл. печ. л. 23.75. Тираж 1000. Заказ 14176b.

Отпечатано с готового оригинал-макета,
предоставленного Издательством Политехнического университета,
в Типографии Политехнического университета.
195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
Тел.: (812) 552-77-17; 550-40-14.

УСЛОВИЯ ПУБЛИКАЦИИ СТАТЕЙ

в журнале «Научно-технические ведомости СПбГПУ»

1. ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ

Журнал «Научно-технические ведомости СПбГПУ» является периодическим печатным научным рецензируемым изданием:

— зарегистрирован в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия (свидетельство ПИ № ФС77-25981 от 13 октября 2006г.) и распространяется по подписке через объединенный каталог «Пресса России» (индекс 18390);

— имеет международный стандартный номер сериального периодического издания (ISSN 1994-2354);

— внесен Высшей аттестационной комиссией Минобразования РФ в Перечень периодических научных и научно-технических изданий, в которых рекомендуется публикация основных результатов диссертаций на соискание ученой степени доктора наук, ученой степени кандидата наук;

— с 2009 г. входит в национальную информационно-аналитическую систему «Российский индекс научного цитирования (РИНЦ)»;

— сведения о публикациях представлены в Реферативном журнале ВИНИТИ РАН и включены в фонд научно-технической литературы (НТЛ) ВИНИТИ РАН, а также в международную систему по периодическим изданиям “Ulrich’s Periodicals Directory”.

Журнал публикует результаты работ в следующих областях науки и техники: энергетика, электротехника, материаловедение, металлургия, машиностроение.

Редакция журнала соблюдает права интеллектуальной собственности и со всеми авторами научных статей заключает издательский лицензионный договор.

Публикация материалов, в том числе соискателей ученых степеней, осуществлятся бесплатно.

2. ТРЕБОВАНИЯ К ПРЕДСТАВЛЯЕМЫМ МАТЕРИАЛАМ

2.1. Представление материалов

В статье должны быть кратко изложены новые и оригинальные результаты исследований, полученные авторами; следует избегать повторений, излишних подробностей и известных положений, подробных выводов, формул и уравнений (приводить лишь окончательные формулы, пояснив, как они получены).

При написании оригинальной научной статьи и оформлении рукописи авторы должны придерживаться следующих правил. Статья должна представлять собой описание выполненных исследований с указанием их места в соответствующей области наук и обсуждением значения выполненной работы. Рукопись должна содержать достаточное количество информации и ссылок на общедоступные источники для того, чтобы работа могла быть повторена независимо от авторов.

Название статьи должно быть кратким, но информативным. Обращаем Ваше внимание на то, что журнал издается как на русском, так и на английском языке. В связи с этим, не следует использовать аббревиатуру в названии статьи.

Аннотация должна давать читателю сжатую информацию о содержании статьи. Аннотация должна быть информативной и отражать не только основные цели статьи, но и главные результаты и выводы работы. Аннотация не является частью текста и сама по себе должна являться законченным описанием.

Ключевые слова должны отражать основную проблематику статьи и должны приводиться на русском языке для русской и на английском для англоязычной версии статьи. Количество ключевых слов – не менее трех и не более семи.

Адрес для корреспонденции должен содержать фамилию автора для корреспонденции (не обязательно первого автора), его полный почтовый адрес, телефон, факс, e-mail.

При необходимости Редколлегия может потребовать представления Акта экспертизы.

Представление всех материалов осуществляется в электронном виде через личный кабинет ЭЛЕКТРОННОЙ РЕДАКЦИИ по адресу: http://journals.spbstu.ru

Статьи подаются в формате .docx (MS Word 2007–2010). Файл статьи, подаваемый через электронную редакцию, должен содержать только сам текст, без названия, списка литературы, фамилий и данных авторов. Список литературы, название статьи, вся информация об авторах задаются при подаче через электронную редакцию в отдельных полях. В тексте статьи должны быть ссылки на все источники из списка литературы. Порядковый номер источника в тексте статьи указывается в квадратных скобках.

2.2. Оформление материалов

2.2.1. Объем статей, как правило, 15–20 страниц формата А-4. Количество рисунков и фотографий (в том числе цветных) не должно превышать 4, таблиц – 3.

2.2.2. Число авторов — не более трех от одной организации и не более пяти от разных организаций. Статья должна быть подписана всеми авторами. Авторами являются лица, принимавшие участие во всей работе или ее главных разделах. Лица, участвовавшие в работе частично, указываются в сносках.

2.2.3. Статья должна содержать следующие разделы:

номер УДК в соответствии с классификатором;

фамилии авторов на русском и английском языках;

название на русском и английском языках;

аннотация — 3–5 предложений на русском и английском языках;

ключевые слова – не менее 2 и не более 7 на русском и английском языках;

введение (актуальность, краткое обоснование существующей проблемы) — 1,0–1,5 стр.;

цель работы (краткая четкая формулировка поставленной задачи);

методика проведения исследований и расчетов, включая краткую информацию об использованных приборах, методах и точности экспериментальных измерений и теоретических расчетов и т. д.;