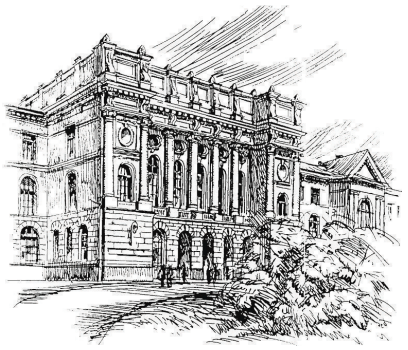
1(214)/2015



Научно-технические ведомости СПбГПУ

Санкт-Петербург. Издательство Политехнического университета

Министерство образования и науки РФ

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбГПУ

(прежнее название «Научно-технические ведомости СПбГПУ. Наука и образование»)

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;

Лопота В.А., чл.-корр. РАН;

Окрепилов В.В., академик РАН;

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

Примаков Е.М., академик 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 Piter the Great St. Petersburg State Polytechnical 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;

Lopota V.A. — corresponding 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;

Primakov E.M. — full member of the Russian Academy of Sciences;

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);

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

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

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

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

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

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

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

Иванов А.В., д-р техн. наук;

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

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

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

JOURNAL EDITORIAL BOARD

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

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

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

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

Boronin V.N. — Dr.Sc. (tech.), prof.;

Gordeev S.K. — Dr.Sc. (tech.), prof.;

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

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

Ivanov A.V. — Dr.Sc. (tech.), prof.;

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

Titkov V.V. — Dr.Sc. (tech.), prof.;

Tolochko O.V. — Dr.Sc. (tech.), prof.

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

Журнал с 2002 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 международной справочной системе «Ulrich´s Periodical 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, 2015

Содержание

Академику М.П. Федорову — 70 лет 7

Васильев Ю.С., Юревич Е.И. *Важнейшая миссия высшей технической школы* 8

Энергетика

Попков Е.Н., Андранович Б., Курилкин А.И. *Математическая модель паровой турбины с противодавлением и учетом тепловой нагрузки электрических станций* 15

Шабанов А.Ю., Зайцев А.Б., Метелев А.А., Пустовалов Ю.П. *Моделирование параметров трения и износа цилиндропоршневой группы двигателя в реальном эксплуатационном цикле* 22

Исаев Ю.М., Сунарчин Р.А., Матросов А.В. *Математическое моделирование электрогидропривода кольцевого затвора гидротурбины* 30

Боришанский К.Н. *Повышение точности регистрации автоколебаний лопаток паровых турбин в условиях эксплуатации* 37

Стогов А.Ю., Беляев А.Н. *Повышение динамической устойчивости автономных энергосистем на основе данных мониторинга переходных режимов* 48

Семенова А.В., Чирков Д.В., Скороспелов В.А. *Многоцелевое оптимизационное проектирование формы лопасти рабочего колеса поворотно-лопастной гидротурбины* 59

Стешенков Л.П., Зысин Л.В. *Обобщение экспериментальных исследований теплообмена при развитом пузырьковом кипении микробиологических сред и модельных жидкостей* 71

Минаев О.П. *Метод уплотнения оснований и сооружений вибропогружателем для шпунта в гидроэнергетическом строительстве* 79

Электротехника

Геркусов А.А. *Оптимизация потерь электроэнергии, передаваемой по воздушным линиям напряжением 110 кВ и выше* 89

Атрошенко Ю.К., Озерова И.П., Стрижак П.А. *Влияние теплового контакта на результаты измерений поверхностных термоэлектрических преобразователей* 97

Кокунов Ю.Ф. *Новые критерии энергетической эффективности асинхронных двигателей с короткозамкнутой обмоткой ротора* 106

Соловьев Ю.В., Таджибаев А.И., Назарычев А.Н. *Метод оценки состояния защищенных проводов при электрическом старении в условиях повышенных загрязнений и увлажнений* 114

Металлургия

Рудской А.И., Соколов Ю.А., Копаев В.Н. *Особенности моделирования процесса получения гранул методом PREP* 123

Горынин В.И., Стольный В.И., Оленин М.И., Цветкова Т.С. *Влияние технологических факторов на качество листовых заготовок из стали 10Х15Н9С3Б1-Ш (ЭП302-Ш)* 130

Аникин А.Е., Галевский Г.В., Руднева В.В. *Развитие научных и технологических основ применения буроугольного полукокса при синтезе карбида кремния* 139

Левченко А.М., Панченко О.В., Жабрев Л.А., Метик А.М., Лоренц И.О. *Вакуумная прокалка флюса как метод снижения количества диффузионного водорода в наплавленном металле при АДФ-сварке* 148

Материаловедение

Галевский Г.В., Руднева В.В., Гарбузова А.К. *Электроосаждение, структура и свойства композиционного покрытия «никель — карбид титана»* 154

Чумаков Е.В. *Исследование корреляции длительных и кратковременных механических свойств металлических материалов* 165

Михайлов В.Г., Коджаспиров Г.Е., Исупов Ф.Ю. *Анализ методов получения «сэндвичей с алюминиевой пеной» для изготовления легких конструкций* 180

Плотников Д.Г., Соколов С.А., Боровков А.И., Михайлов А.А. *Методика оценки прочности металлических конструкций подъемно-транспортных машин* 186

Машиностроение

Демидов Н.Н. *Комбинированная разбивка передаточных чисел для коробок передач транспортных машин* 194

Елисеев В.В., Бахрами М. *Диагностическая машина на проводах линий электропередач: устройство и проблемы механики* 200

Грицай А.С., Каплиенко А.В., Донченко Д.Н., Пайчадзе Б.Б. *Гидродинамические процессы в регулирующем кране поворотно-золотникового типа* 209

Гаврилов П.А. *Учет физической и геометрической нелинейностей при расчете сейсмостойкости крановых металлических конструкций* 216

Васильев А.В., Лопота А.В. *Уточнение типоразмерных групп наземных дистанционно управляемых машин для применения в опасных для человека условиях* 226

Хроника событий

Железняков А.Б. *Космическая деятельность стран мира в 2014 году* 235

Петреня Ю.К. *Главный конструктор гидротурбин (к 100-летию со дня рождения Глеба Степановича Щёголева (1915–1983 гг.))* 245

Демидов А.И. *Х-лучи* 248

Contents

Academician MP Fedorov's 70 year Jubilee 7

Vasiliev Yu.S., Yurevich E.I. *The most important mission of the Higher Technical School* 8

Energetics

Popkov E.N.,Andranovich B.,Kurilkin A.I. *Mathematical model of a steam turbine back pressure and info account the thermal lead of electric power stations* 15

Shabanov A.U., Zaitsev A.B., Metelev A.A., Pystovalov U.P. *Simulation parameters of friction and wear conjugation in the friction cylinder and piston assemblies during the actual operating cycle* 22

Isaev Y.M., Sunarchin R.A., Matrosov A.V. *Mathematical modeling of electrohydraulic drive for hydraulic turbine* 30

Borishanskiy K.N. *Increase of measurements accuracy of steam turbines blades flutter in service* 37

Stogov A.Yu., Belyaev A.N. *The improvement of transient stability of autonomous power systems based monitoring transitional regime* 48

Semenova A.V., Chirkov D.V., Skorospelov V.A. *Multi-objective optimization of Kaplan runner blade shape* 59

Steshenkov L.P., Zyssin L.V. *Cenerallzed of experimental research of heat exchance in development of nucleate boiling microbiological matter and model liquids* 71

Minaev O.P. *Method of compaction of foundations and structures vibratoru for dip tongue in hydropower construction* 79

Electrical Engineering

Gerkusov A.A. *Optimization of the losses of electrical energy passed by air lines with voltage 110 kV and more* 89

Atroshenko Yu.K., Ozerova I.P., Strizhak P.A. *Research of the thermal contact conditions influence on the results of superficial thermocouples measurements* 97

Kokunov Yu.F. *New criteria for energy efficiency of induction motors with squirrel-cage rotor winding* 106

Solovyev Yu.V.,Tadzhibaev A.I., Nazarythev A.N. *Development of the method of assessing the covered conductors state due to electrical ageing in moisture and pollution environment* 114

Metallurgy

Rudskoi A.I., Sokolov Yu.A., Kopaev V.N. *Specifics of modelling of the process of receiving granules by prep method* 123

Gorynin V.I., Stolniy V.I., Olenin M.I., Cvetkova T.S. *Influence of technology factors on the quality of sheet preparations from 10Cr15Ni9Si3Nb1-SH* (EP302-SH) steel 130

Anikin A.E., Galevsky G.V., Rudneva V.V. *Development of scientific and technology basies of using of lignite char in the synthesis of silicon carbide* 139

Levchenko A.M., Panchenko O.V., Zhabrev L.A., Metik A.M., Lorents I.O. *Vacuum rebaking as a method for diffusible hydrogen reducing in SAW weld metal* 148

Materials technology

Galevsky G.V., Rudneva V.V., Garbuzova A.K. *Electrodeposition, structure and properties of a composite covering «nickel – titanium carbide»* 154

Chumakov E.V. *Research of metal materials long and short-term mechanical behaviour correlation* 165

Michailov V.G., Kodzhaspirov G.E., Isupov F.Yu. *Analysis of the methods for aluminium foam sandwiches manufacturing to produce lightweight structures* 180

Plotnikov D.G., Sokolov S.A., Borovkov A.I., Michailov A.A. *Strength estimation method for metal structures of hoisting equipment* 186

Mechanical Engineering

Demidov N.N. Combined distribution of gear ratios in the gearbox transport vehicles 194

Eliseev V.V., Bahrami M.R. *A diagnostic machine on power transmission lines: configuration and mechanical challenges* 200

Gricay A.S., Kaplienko A.V., Donchenko D.N., Paychadze B.B. *Hydrodynamic processes in rotary slide valve*..... 209

Gavrilov P.A. *Seismic analysis of cranes regarding geometric and physical nonlinearities* 216

Vasiliev A.V., Lopota A.V. *Mass-dimensional groups elaboration of ground remotely operated vehicles for hazardous environments*..... 226

Chronicle of events

Zheleznyakov A.B. *Cosmic activities of the countries of the world in 2014* 235

Petrenia Iu.K. *Chief designer of hydroturbines (to the centenary anniversary of Gleb Stepanovich Schogolev (1915–1983)*..... 245

Demidov A.I. *X-ray*..... 248

АКАДЕМИКУ М.П. ФЁДОРОВУ — 70 ЛЕТ



Редакционная коллегия журнала поздравляет президента Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого академика РАН профессора М.П. Фёдорова с юбилеем и желает ему крепкого здоровья, благополучия и новых достижений в научных исследованиях.

Профессор Михаил Петрович Фёдоров — известный ученый в области гидроэнергетики и комплексного использования водных ресурсов. Он автор более 400 научных трудов, в том числе 23 монографий, а также учебников и изобретений. Его работы внесли значительный вклад в решение проблемы оптимизации параметров и режимов работы ГЭС и ГАЭС с учетом факторов надежности сооружений и оборудования в электроэнергетических и водохозяйственных системах, а также в энергокомплексах с атомными электростанциями. Результаты его научных работ были использованы при проектировании и строительстве ряда уникальных энергетических объектов, таких, как Саяно-Шушенская ГЭС, комплексная водохозяйственная система на р. Сулак (Дагестан), Южно-Украинский энергетический комплекс, включающий АЭС, ГЭС и ГАЭС. Под руководством М.П. Фёдорова были разработаны научные основы формирования природно-технических систем с гидроэнергетическими объектами, обеспечивающие экологически безопасное использование возобновляемых гидроэнергетических ресурсов в условиях ужесточения природоохранных требований.

М.П. Фёдоров в 2003–2011 гг. работал ректором Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого, а в 2015 году стал его президентом. Под руководством М.П. Фёдорова было налажено успешное международное сотрудничество со многими зарубежными высшими учебными заведениями, исследовательскими организациями и промышленными компаниями, а также реализован ряд крупных международных научно-исследовательских проектов в области науки, образования и инноватики с участием ведущих российских и зарубежных вузов.

М.П. Фёдоров имеет большой авторитет среди отечественной и мировой научно-технической общественности. Он является президентом Российского научно-технического общества энергетиков и электротехников, членом бюро отделения энергетики, машиностроения, механики и процессов управления РАН, почетным доктором университета Лондон Сити (Великобритания), университета IOND (Япония), высшей Политехнической школы побережья Республики Эквадор (г. Гуаякиль), университета им. Готфрида Вильяма Лейбница г. Ганновера (Германия), членом редакционных советов ведущих российских и зарубежных научных изданий, читает лекции в ряде университетов Европы, Ближнего Востока, Юго-Восточной Азии, автор более 30 зарубежных публикаций. Среди его учеников 6 докторов и более 20 кандидатов наук.

М.П. Фёдоров — дважды лауреат премии Правительства РФ в области образования (2005, 2010), лауреат премии Правительства Санкт-Петербурга в области технических наук (2008), имеет почетные звания «Заслуженный деятель науки РФ» (1996) и «Почетный работник высшего и профессионального образования РФ» (2001), награжден отечественными и зарубежными наградами (орден «Знак Почета» (1987), «Орден почета» (1999), орден «За заслуги перед Отечеством IVст.» (2005), «Орден Дружбы» (2010), «Орден Дружбы Социалистической республики Вьетнам» (2009)).

DOI 10.5862/JEST.214.1
УДК 377; 378

Ю.С. Васильев, Е.И. Юревич

ВАЖНЕЙШАЯ МИССИЯ ВЫСШЕЙ ТЕХНИЧЕСКОЙ ШКОЛЫ

Yu.S. Vasiliev, E.I. Yurevich

THE MOST IMPORTANT MISSION OF THE HIGHER TECHNICAL SCHOOL

Рассмотрены новые задачи высшей школы в условиях ориентации России на инновационное развитие. Приоритет — подготовка элитных специалистов, главных конструкторов, ориентированных на создание принципиально новой техники. Это требует развития сотрудничества со средней школой по подготовке соответствующих абитуриентов на базе технических кружков и центров.

ИННОВАТИКА; ПРОРЫВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ; НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОЕ ТВОРЧЕСТВО; ВЫСШАЯ ТЕХНИЧЕСКАЯ ШКОЛА.

New challenges for High school in terms of Russia's commitment to the innovative development were discussed. The priority is training of elite specialists — new chief designers, focused on creation of revolutionary technology. It requires development of cooperation with secondary school in training of worthy prospective students as part of technical club activities.

INNOVATION THEORY, ENABLING TECHNOLOGY, SCIENTIFIC-TECHNICAL CREATION, THE HIGHER TECHNICAL SCHOOL.

Инновационный путь развития России требует от высшей технической школы соответствующей корректировки стоящих перед ней традиционных задач и решения возникающих новых. Основой такого развития, совершенно очевидно, являются научно-технические новации и их реализация в промышленном производстве и на потребительском рынке. Сами эти новации могут быть разной степени новшества — от простых рационализаторских предложений до принципиально новых поколений техники и принципов ее построения, приводящих к появлению целых научно-технических направлений деятельности.

Основная закономерность технического развития заключается, как известно, в последовательности довольно продолжительного эволюционного ее совершенствования и скачкообразного перехода на принципиально новый вид техники, новое ее поколение. Для реализации инновационного пути необходимо, очевидно, ориентироваться на последний тип развития — скачкообразный.

Из истории развития техники известно, что странам, однажды отставшим в каком-либо ее виде, невозможно ликвидировать это отставание путем даже форсированного воспроизведения пути, пройденного их создателями. Так можно лишь уменьшить это отставание. Есть только один способ решения подобной задачи: проанализировав пройденную впередиидущими создателями новой техники траекторию развития и не повторяя ее, выработать свой, более короткий путь развития, который должен позволить перегнать лидеров, не догоняя. Суть такого пути и есть качественно новые научно-технические решения, инновации.

Приведем два примера подобного инновационного прорыва из опыта Центрального НИИ робототехники и технической кибернетики (ЦНИИ РТК). Первый пример — создание системы управления мягкой посадкой космических аппаратов, основанной на использовании конечного участка спектра электромагнитного излучения. В результате возникло новое научно-техническое направление, получившее название «фотонная техника». Это был прорыв, качественный скачок в техническом освоении этого участка электромагнитного излучения, который

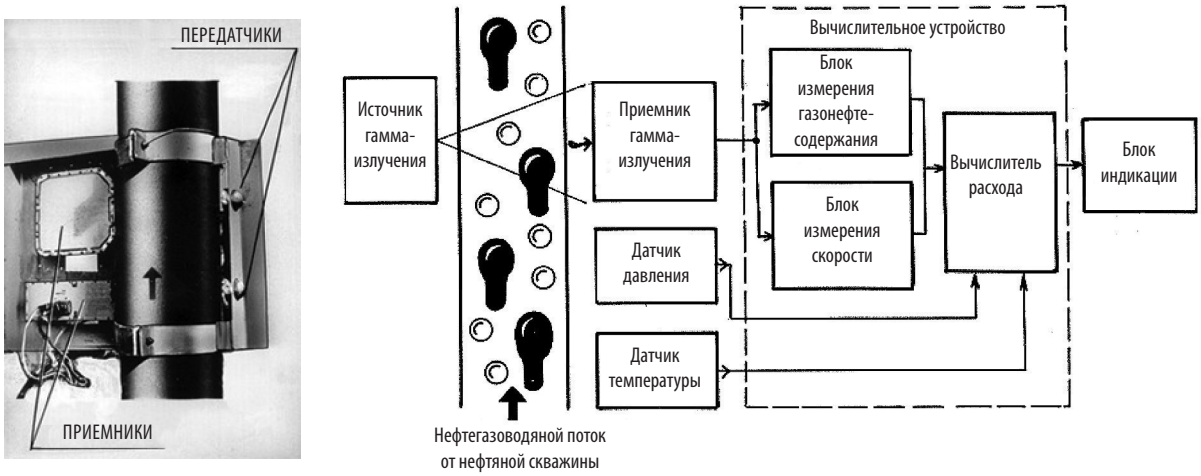


Рис. 1. Система «Пульсар», впервые измеряющая массовый расход нефти с выделением примесей воды и газа

на 5–6 порядков превосходит диапазон, освоенный радиотехникой. Поскольку это была принципиально новая техника, большинство ее образцов до настоящего времени не имеет аналогов в мире. Объясняется это тем, что для освоения такой принципиально новой техники требуются большие усилия не только научные, но и по созданию новой элементной базы, организации ее производства, испытаний и т. п.

На рис. 1 и 2 приведены примеры качественно новой техники [1].

Аналогичный качественный прорыв произошел с отечественной робототехникой, которая у нас также возникла и развилась в ЦНИИ РТК. При создании первых технологических машин с ЧПУ, положивших начало комплексной гибкой автоматизации производства, возникла потребность в принципиально новом виде автоматических манипуляционных машин, которые получили название роботов. Оказалось, что эти машины вообще не укладываются в общепринятую классификацию машин и породили новое научно-техническое направление — робототехнику, которая ознаменовала и возглавила новый этап развития всей нашей цивилизации, этап принципиально новой, «умной» техники.

Приведенные примеры — это научно-технические направления, возникшие в Санкт-Петербургском политехническом университете (СПбГПУ) и развившиеся в созданном им ЦНИИ РТК; здесь Россия реально может опередить другие страны путем очередных инновационных прорывов.

Из изложенного следует вывод: для реализации избранного Россией инновационного пути развития всем отраслям нашего хозяйства следует на основе тщательного анализа тенденций и перспектив всех видов техники определить стратегические прорывные направления развития и разработать программы их воплощения.

В этом деле высшая техническая школа должна принять активное и даже инициативное участие как научная организация. И здесь может пригодиться опыт ЦНИИ РТК, который мог возникнуть только в условиях вуза, и чье превращение в один из ведущих научных центров

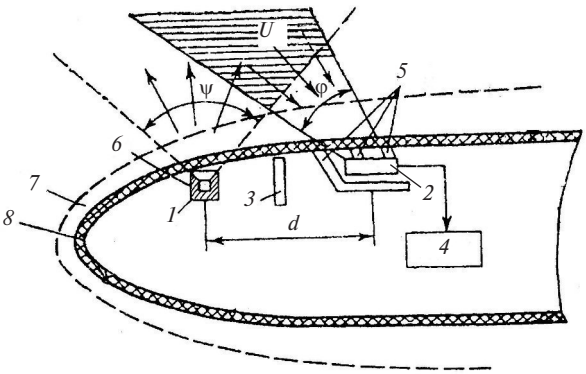


Рис. 2. Схема размещения системы измерения воздушных параметров (плотность, скорость, углы) летательных аппаратов на гиперзвуке через возмущенный поверхностный слой воздуха:

1 — передатчик; *2* — детектор; *3* — экран; *4* — блок обработки информации; *5* — коллиматоры детектора; *6* — коллиматор источника излучения; *7* — ударная волна; *8* — обшивка летательного аппарата

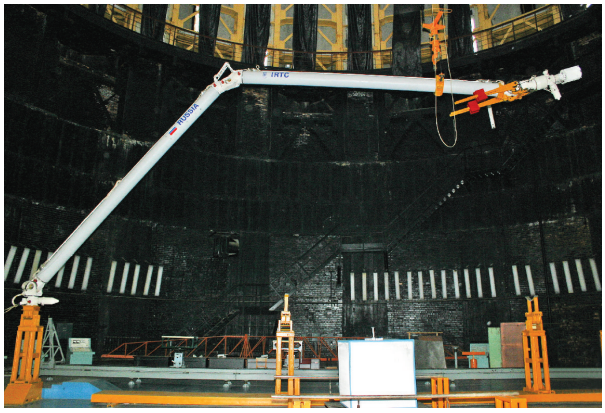


Рис. 3. Космический манипулятор для корабля «Буран»

страны связано именно с проиллюстрированным здесь инновационным научным подходом к созданию новой техники самого различного назначения. Если раньше ЦНИИ РТК был «белой вороной» не только в системе высшей школы, но и в стране в целом, то сегодня его опыт может стать примером организации, ориентированной именно на инновационный стиль работы.

Указанный подход принципиально отличается от практики отвечавших за научно-техническое развитие страны организаций Академии наук и отраслевых институтов. От первых — ориентацией на создание и доведение до производства и эксплуатации новой техники, а от вторых — сугубо научным подходом при поиске новых технических решений, без отраслевых ограничений и опоры на прототипы и аналоги.



Рис. 4. Робототехнический комплекс РТК-05 для поиска и эвакуации источников радиоактивного излучения и других опасных объектов

Такой актуальный сегодня подход к созданию новой техники в действительности не оригинален, а является естественным для нашей политехнической научной школы, да, пожалуй, и для отечественной высшей школы в целом. И это показывает ее важную, можно даже сказать, решающую роль, которую она может сыграть в восстановлении научно-технического потенциала современной России. Дело в том, что в прошлом веке, как известно, произошло кардинальное изменение взаимоотношений науки и техники в развитии современной цивилизации. Если до этого определяющую роль играло развитие техники, а развивающаяся на ее основе наука все более и более эффективно помогала ей, то последняя техническая революция в прошлом веке быстро переросла в научную революцию, а техника отступила на второе место — реализатора очередных достижений науки (атомная энергия, нано- и биотехнологии и т. д.). В этой связи неизмеримо возрастает роль высшей школы, так как принципиально новый, инновационный подход к научно-техническому развитию под силу только вузам.

Заметим при этом, что речь идет не о смене исходного подхода к развитию на основе прогресса техники на новый «научный» подход. Первый будет существовать всегда. Просто параллельно возник и стал определяющим второй подход, который требует осмысления. Из изложенного, в частности, следует безусловная необходимость еще большего усиления фундаментальной подготовки учащихся. И общий вывод: вузам не следует ждать каких-то поручений и рекомендаций, а необходима инициатива в организации и отработке решений поставленных задач.

В свое время, в эпоху индустриализации, был выдвинут лозунг «догнать и перегнать» (ДИП) все страны в этом отношении. Тогда он правильно ориентировал общественность, поскольку надо было практически с нуля создать различные машиностроительные и приборостроительные производства. От высшей школы тогда потребовалось срочно организовать в преимущественно крестьянской стране подготовку инженерных кадров. Всюду начали возникать технические

вузы. Руководство каждого областного центра считало своим долгом обзавестись ими. Проблема была решена, и была создана современная отечественная высшая школа.

Однако сегодня перед современной Россией стоит другая задача — выйти на передовой мировой уровень научно-технического развития. Здесь лозунг «Догнать и перегнать» уже не годится. Как выше отмечено, закономерности развития техники таковы, что нужна принципиально другая стратегия именно инновационного развития.

Какие же новые задачи это ставит перед нашей высшей школой?

Отечественная система высшего образования хорошо известна в мире прежде всего уровнем фундаментальной подготовки. Вместе с тем периодически, особенно когда перед страной вставали проблемы очередного научно-технического рывка с освоением качественно новой наукоемкой техники, возникала задача подготовки соответствующих специалистов, ориентированных на научно-техническое творчество.

В ответ на запрос в разные годы возникали новые оригинальные системы подготовки таких кадров. Один из первых опытов был осуществлен в Ленинградском политехническом институте в 20–30-е годы прошлого столетия по инициативе А.Ф. Иоффе. Завершился он, как известно, созданием Физико-технического института Академии наук.

Примером подготовки научных сотрудников в области естественных и технических наук является и Академический университет, созданный академиком Ж.И. Алфёровым. Его начало было положено в 1990 году созданием Научно-образовательного центра Физико-технического института им. А.Ф. Иоффе РАН. В настоящее время Санкт-Петербургский академический университет состоит из трех центров: нанотехнологий, высшего образования и среднего образования (лицей «Физико-техническая школа»). В университете работают две кафедры СПбГПУ.

Вспомним и еще один важный шаг, который был инициирован академиком П.Л. Капицей тоже для подготовки научных кадров физико-технического направления. Он завершился созданием вуза нового типа — МФТИ, который выделился из МГУ. Если учебная система Ленинградского, а теперь Санкт-Петербургского Физтеха базируется на совмещении учебного процесса с практической работой, как правило, в лабораториях одного базового института, то МФТИ ориентируется на систему базовых кафедр в различных НИИ. Вместе с тем оба варианта предполагают прежде всего отбор будущих абитуриентов еще в средней школе.

Аналогичные варианты модернизации системы высшей школы в указанном направлении возникли и в восточных регионах страны — в вузах Новосибирска, Иркутска, Томска, Владивостока. Особенно успешно эта работа ведется Сибирским отделением РАН на базе Новосибирского университета. Там уже десятки лет студенты со второго курса начинают работать в лабораториях институтов РАН. На олимпиадах отбираются талантливые абитуриенты.

Важность и эффективность этих инициатив подтверждается тем, что они исходят прежде всего не от вузов, а от «потребителей» подготавливаемых ими кадров.

Аналогичные поиски ведутся и за рубежом, в частности в некоторых европейских вузах.

В СПбГПУ во второй половине XX века была продолжена работа по развитию «системы Физтеха» уже помимо Физико-технического направления, в частности при создании отраслевого факультета на базе объединения «Ленинец», а затем факультета при ЦНИИ РТК. Эти шаги следует рассматривать как дальнейшее развитие этой системы применительно к новым научно-техническим направлениям, сформировавшимся на рубеже XXI века.

В ЦНИИ РТК потребность в организации самостоятельной системы подготовки специалистов была вызвана двумя причинами. Первая наиболее очевидная — это отсутствие соответствующих учебных специальностей в рамках традиционных учебных направлений. Вторая, более принципиальная — неподготовленность выпускников наших вузов к творческой деятельности по созданию новой техники. Можно сказать и сильнее: даже имеющиеся у абитуриентов творческие способности и соответствующие стремления зачастую оказываются в вузах не востребованными и глушатся в предельно формализованном процессе усвоения предписанных стандартами знаний. Эти причины и заставили в свое время ЦНИИ РТК организовать свои кафедры, свой учебный процесс.

Конечно, традиционное обучение знаниям необходимо, и наши вузы в целом дают их на достаточно хорошем уровне. Здесь нужны и стандарты, и обучающие по ним традиционные преподаватели — эрудиты. Но как готовить творцов инноваций? Поскольку творческие способности в своей основе — генетические, здесь путь один — поиск талантов в процессе обучения и их индивидуальная поддержка в освоении существующих технологий и инструментария инженерного творчества. Методы поиска известны — это тестирование, конкурсы, олимпиады и т. п. А вот программы и методики в основном, по-видимому, факультативной индивидуальной подготовки таких элитных специалистов еще предстоит разработать. В них должно войти все, что известно по теории и методам научно-технического творчества, по применению компьютерных технологий и развитию практических навыков такой деятельности.

К этой проблематике непосредственно относятся результаты исследований в области мышления человека. По существу, именно творческое начало составляет суть в основном бессознательного образного мышления человека и лежит в основе всех видов человеческой деятельности, включая прежде всего искусство, науку и технику, т. е. инженерное дело. И везде оно является самым загадочным, неконтролируемым и тем более неподдающимся унификации и планированию процессом. При этом в каждой сфере человеческой деятельности оно имеет свою специфику. Так, если ученый должен во всем сомневаться, но зато быть совершенно и доказательно уверен в результатах своей деятельности, то истинный инженер-творец, наоборот, должен быть уверенным в положительном результате очередной разработки, но полон сомнений и желания все сделать заново по ее завершению. Если специалистов с такими подходам к делу и настроем поменять местами, то бывший инженер ничего не откроет в науке, а ученый не создаст в технике. Исключением, которое только подтверждает это правило, являются очень близкие друг другу ученые-организаторы и главные конструкторы — создатели принципиально новой техники. Такие уникальные личности неизбежно носят в себе противоречие, конфликт между этими двумя началами, который все время требует мучительных компромиссов.

Поскольку речь идет о проблеме подготовки кадров, естественно, это требует и соответствующего преподавательского контингента. Сегодня подавляющая часть преподавательского состава наших технических вузов относится к типу преподавателей-ученых, которые передают знания будущим специалистам, сами, как правило, не являясь практиками в этом деле. Меньшинство преподавателей составляют представители промышленности и отраслевых НИИ — действительно опытные разработчики новой техники, которые однако оказываются почти чужеродным элементом в среде преподавателей первого типа. Более того, не только между ними, но и между такими преподавателями-«эрудитами» и самим «продуктом», который требуется сегодня от вуза, — творческими личностями, «генераторами идей» весьма часто возникает психологическая несовместимость и даже известный антагонизм. Поэтому методически объединить «коня и трепетную лань» в едином целенаправленном учебном процессе будет достаточно трудно.

Что касается более или менее бесспорных организационных принципов, которые надо положить в основу развития этой работы, то они сводятся к следующему:

1. С целью отбора и подготовки абитуриентов, способных к техническому творчеству, необходимо разработать программы сотрудничества вузов со средними школами в виде помощи кружкам и центрам технического творчества, в том числе силами студентов, с проведением олимпиад, конкурсов, выставок.

2. В учебных планах стандартных специальностей, в рамках которых планируется проводить подготовку будущих создателей новейшей техники, наряду с дисциплинами по проектированию технических систем и последующими дисциплинами по отдельным ее разделам (САПР и т. п.), в программах остальных дисциплин следует предусмотреть сведения о том, как были добыты изучаемые знания, об их практическом применении и о еще не решенных проблемах.

3. В цикле факультативных дисциплин для подготовки элитных специалистов по созданию новой техники должны быть предусмотрены курсы по теории и методам научно-технического творчества, принятия соответствующих решений и их компьютерного обеспечения, по мето-

дам психологического развития и поддержки творческих способностей. Такие дисциплины должны вести опытные специалисты-практики по созданию новой техники.

4. Студентов этих групп надлежит в порядке практики знакомить с работой коллективов разработчиков новой техники, дать им возможность побывать в атмосфере научно-технического поиска и принять в нем практическое участие.

5. После окончания учебы наиболее талантливым студентам, в выпускных работах которых имеются интересные инновационные идеи, для их дальнейшего становления в этом направлении целесообразно предоставлять возможность создавать при вузах малые предприятия, чтобы они реализовали свои идеи с опорой на поддержку учеными вуза, а для нашего университета — и при материально-технической и производственной поддержке ЦНИИ РТК.

Кстати, одной из возможностей повысить заинтересованность самих студентов в том, чтобы включиться в подготовку таких элитных кадров, может стать организация их целевой подготовки по заказам отдельных организаций на договорной коммерческой основе.

Конечно, и сегодня задача подготовки стандартных технических специалистов остается за вузами уже потому, что она носит и важный социальный аспект — обеспечить окончившим среднюю школу возможность получить высшее образование, в том числе техническое. Однако для России, вставшей на инновационный путь развития, актуальной задачей высшей школы стала именно подготовка элитных специалистов — творцов новой техники, создателей инноваций.

В свое время Г. Маркони, будучи талантливым инновационным деятелем, создал в Европе радиопромышленность. Но, для того чтобы это стало возможным, вначале должен был появиться изобретатель радио А.С. Попов. Вот и сегодня России, чтобы реализовать путь инновационного развития, необходимы новые Поповы, Зворыкины, Туполевы, Королевы, Курчатовы. И их целеустремленно должна готовить наша высшая школа.

Что касается деятельности Г. Маркони, то к изложенному, конечно, надо добавить и необходимость подготовки таких специалистов по реализации научно-технических новшеств на производстве и потребительском рынке — своих Маркони. Это совершенно другая специальность, требующая других способностей. Таких специалистов по инноватике уже выпускает наш университет. Заметим только, что как показывает опыт, среди подобных специалистов наиболее успешными становятся именно окончившие вуз и получившие опыт по проектированию технических систем. Вторая и тоже сравнительно новая задача высшей школы — готовить предпринимателей-рыночников. Но заметим, что большинство из названных выше зачинателей новых научно-технических направлений ради реализации своих идей стало именно такими крупнейшими предпринимателями. Так что, и в этом деле у нас есть своя поучительная история, есть с кого брать пример [2]. Конечно, это уже сверхзадача — подготовка таких будущих носителей крупных научно-технических идей и одновременно организаторов их реализации. Это прежде всего задача воспитания в соответствующей творческой атмосфере.

Государственная важность подготовки таких специалистов для современной России очевидна. Однако почему-то и в давние времена считалось, что они традиционно не соответствуют российскому характеру. А противоположные примеры (П. Демидов, П. Рябушинский, Г. Елисеев, С. Морозов, П. Обухов, Н. Путилов и др.) воспринимались как исключения. Не будем докапываться до истины, но примем, что определенная доля правды в этом есть. Тем более, так же традиционно считается, что российские инженеры сильны прежде всего в создании новой техники, т. е. в изобретательстве, а не в предпринимательстве.

Анализируя изложенное учтем два важных обстоятельства. Первое: практически все российские предприниматели не были профессиональными посредниками между изобретателями и производителями, когда предмет изобретения вторичен и? главное, чтобы он был потенциально прибыльным. Первичным для них был, как правило, именно определенный интересный им вид техники, продукции. Второе: бесспорный приоритет в инженерно-технической деятельности в России составляет не предпринимательство (оно вторично), а создание новой техники.

Изложенное позволяет обосновать следующие принципы решения рассматриваемой задачи:

1. Нельзя готовить менеджеров как посредников по внедрению любых видов техники. Они должны быть ориентированы на конкретную область техники и быть в ней специалистами, т. е. получать образование по соответствующей второй специальности или специализации в рамках этой специальности.

2. Готовить надо специалистов по всему инновационному циклу, но с основой на подготовку кадров, ориентированных на создание конкретного вида новой техники. При этом, например, после четвертого курса обучения (то есть, уже бакалавры) студенты будут распределяться на две специальности (специализации) — на разработчиков техники и специалистов по инноватике.

3. Параллельно может быть организована переподготовка и приобретение такой второй специальности для уже сложившихся специалистов, почувствовавших на практике потребность в этом.

Итак, мы рассмотрели, что ждет от высшей школы новая Россия. Что для этого требуется от вузов, выше было сказано. Полагаем, что изложенное дополняет нашу Университетскую доктрину [3].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Юревич Е.И.** Фотонная техника. СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2003.

2. **Васильев Ю.С.** 110 лет на службе России: Сборник статей о политехническом университете. СПб.: Наука, 2009.

3. Новые университеты для новой России (Университетская доктрина): Материалы X съезда Российского союза ректоров. М.: Изд-во МГУ, 2014.

REFERENCES

1. **Yurevich E.I.** Fotonnaya tekhnika. [The photonic technique.]. SPb.: izd. SPbGPU, 2003. (rus.)

2. **Vasilyev Yu.S.** 110 let na sluzhbe Rossii [110 years in the service of Russia]: Sbornik statey o politekhnicheskom universitete. SPb.: Nauka, 2009. (rus.)

3. Novyye universitety dlya novoy Rossii (Universitetskaya doktrina)[New universities for the New Russia (University doctrine)]: Materialy X syezda Rossiyskogo soyuza rektorov. M.: MGU, 2014. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ВАСИЛЬЕВ Юрий Сергеевич — доктор технических наук научный руководитель Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого, академик РАН. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: president@spbstu.ru

ЮРЕВИЧ Евгений Иванович — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: yurevich@rtc.spbstu.ru

AUTHORS

VASILIEV Yuriy S. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: president@spbstu.ru

YUREVICH Evgeniy I. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: yurevich@rtc.spbstu.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.5862/JEST.214.2
УДК 621.316

Е.Н. Попков, Б. Андранович, А.И. Курилкин

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПАРОВОЙ ТУРБИНЫ С ПРОТИВОДАВЛЕНИЕМ И УЧЕТОМ ТЕПЛОВОЙ НАГРУЗКИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СТАНЦИЙ

E.N. Popkov, B. Andranovich, A.I. Kurilkin

MATHEMATICAL MODEL OF A STEAM TURBINE BACK PRESSURE AND INTO ACCOUNT THE THERMAL LOAD OF ELECTRIC POWER STATIONS

Проведен анализ влияния паровых турбин с противодавлением на характер протекания электромеханических переходных процессов с учетом изменения частоты в электроэнергетических системах (ЭЭС). Разработаны рекомендации по математическому моделированию паровых турбин с противодавлением для выполнения расчетов переходных процессов в ЭЭС.

ПАРОВАЯ ТУРБИНА С ПРОТИВОДАВЛЕНИЕМ; ТЕПЛОВОЙ ПОТРЕБИТЕЛЬ; ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИЕ ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ С УЧЕТОМ ИЗМЕНЕНИЯ ЧАСТОТЫ; ИМИТАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ; ДЕФИЦИТНАЯ ЭНЕРГОСИСТЕМА.

Presented is the detailed analysis of the effect the back-pressure turbine has on . the electromechanical transient processes with regard to the frequency variation in deficient areas at heat power plants and other heavy users of thermal energy. Developed are the recommendations for mathematical modeling of the back-pressure turbines for the electric power system and grids transient calcularions.

BACK-PRESSURE TURBINE, HEAT ENERGY CONSUMER, ELECTROMECHANICAL TRANSIENT PROCESSES CONSIDERING FREQUENCY VARIATION, SIMULATION MODEL, DEFICIT POWER SYSTEM.

Введение

Длительное время математическое моделирование электромеханических переходных процессов (ЭМПП) с учетом изменения частоты ($f_{ЭС}$) в электроэнергетических системах (ЭЭС) России предполагало использование упрощенных математических моделей теплового и турбинного оборудования электростанций, устройств регулирования частоты и активной мощности, узлов нагрузки, а также динамических моделей тепловой сети (ТС). Данное обстоятельство обусловлено физическим отсутствием мощных программно-вычислительных комплексов российского производства, позволяющих использовать при проведении исследований подробные математические модели отдельных элементов ЭЭС и ТС. В связи с этим многие научные и проектные организации при разработке динамических моделей энергосистем не уделяют должного внимания типам теплосилового и турбинного оборудования тепловых электростанций (ТЭС) и принимают в качестве расчетных моделей либо обобщенные модели теплосило-

вого оборудования либо имитационные модели конденсационных электростанций. В настоящее время на технической базе Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого разрабатываются новые программно-вычислительные средства, позволяющие выполнять расчеты электромеханических переходных процессов в ЭЭС с высокой точностью и за небольшое время.

Исследование ЭМПП с учетом изменения $f_{ЭС}$ в ЭЭС, в составе которых присутствуют тепловые электростанции (ТЭС), имеющие паровые турбины с противодавлением (ПТД), — весьма актуальная задача для промышленных энергообъединений, работающих параллельно с крупными ЭЭС через слабые электрические связи или изолированно от них. Яркий пример таких ЭЭС — энергосистема Архангельской области.

С точки зрения регулирования режима ЭЭС наиболее важным отличием паровых турбин типа «Р»* от паровых турбин типов «К», «ПТ», «Т» и др. при работе по тепловому графику нагрузок является то, что ПТД имеют всего два параметра управления: угловую скорость вращения ротора и противодавление. Поддержание указанных параметров в допустимых диапазонах осуществляется соответственно регулятором частоты вращения ротора (РЧВ) и регулятором противодавления (РПД) [2].

При работе ПТД «в сети» механизм управления турбиной изначально выставляют в положение, соответствующее максимальному пропуску пара через турбину. Поскольку расход пара через турбину определяется давлением пара, подаваемого потребителю, то при изменении потребления тепловой энергии изменяется и давление на выходе турбины. Для того чтобы восстановить заданную величину давления, регулятор противодавления воздействует на открытие/закрытие регулировочных клапанов. При нормальной работе ПТД по тепловому графику нагрузок «в сети» необходимость в использовании РЧВ отсутствует. Рассматриваемый регулятор применяется только в пусковых и аварийных режимах сброса мощности, а после синхронизации генератора с сетью выводится из работы [3, 4].

При работе турбины по электрическому графику регулирование числа оборотов турбины производится центробежным регулятором скорости так же, как и у конденсационной турбины, при этом постоянство давления пара в линии противодавления поддерживается быстродействующей редукционно-охладительной установкой (БРОУ). РПД в этом случае выводится из работы [5]. Однако в большинстве случаев данный режим работы ПТД не применяется ввиду существенного снижения коэффициента полезного действия энергоустановки.

С точки зрения протекания электромеханических переходных процессов с учетом изменения частоты паровые турбины с противодавлением, работающие по тепловому графику нагрузок, практически не оказывают влияния на показатели качества рассматриваемого переходного явления. Из-за особенностей производства электроэнергии паровые турбины типов «Р», «ТР» и «ПР» не принимают участия в первичном регулировании частоты, т. е. мощность ПТД в течение рассматриваемого процесса остается постоянной. Однако в случае недопустимого отклонения частоты в ЭЭС от номинальных значений может произойти нарушение нормального производственного процесса потребителя тепловой нагрузки в результате отключения механизмов, подключенных к устройствам автоматической частотной разгрузки, с последующим сбросом тепловой нагрузки. Последнее обстоятельство может приводить к усугублению дефицита активной мощности энергорайона в результате действия РПД, срабатыванию технологических защит котлоагрегатов и останову ПТД. Анализ сценариев развития подобных аварий в отечественных и зарубежных энергосистемах показывает, что время от момента срабатывания устройств автоматической частотной разгрузки до полного сброса тепловой нагрузки крупных промышленных предприятий может составлять от 100 до 600 секунд. При этом снижение активной мощности паровых турбин типа «Р», «ТР» и «ПР» в результате таких аварийных возмущений может превышать объем отключаемой тепловой нагрузки в 2–3 раза [6, 7].

Имитационное моделирование паровых турбин с противодавлением при расчете ЭМПП с учетом изменения частоты

С целью проведения сравнительного анализа различных вариантов имитационных моделей ПТД, были рассмотрены следующие способы

* Паровая стационарная турбина, отработавший пар которой полезно используется [1]

моделирования паровых турбин с противодавлением, работающих по тепловому графику нагрузок:

1) ПТД представляются математическими моделями конденсационных турбин с подробным учетом тепловой части и главного регулятора давления пара (имитационная модель TURBOIL) [8, 9];

2) выдача мощности ПТД при протекании ЭМПП с учетом изменения частоты остается постоянной (имитационная модель PCONST);

3) выдача мощности ПТД определяется величиной противодавления турбины (имитационные модели TEPLO и TEPLO′, различающиеся учетом технологических защит котлоагрегатов).

Подробная математическая модель паровой турбины с противодавлением (цифровая модель TEPLO) включает следующие блоки уравнений [6]:

1) *уравнения системы регулирования ПТД*

$$\frac{d\mu}{dt} = \frac{1}{T_c}\left(K_{\text{РПД}}\Delta P'_{\text{кол}} - \mu + \mu_{\text{зд}}\right); \quad (1)$$

$$\mu_{\min} \le \mu \le \mu_{\max}; \quad (2)$$

$$K_{\text{РПД}} = K_{\text{д}} + \frac{1}{\sigma_{\text{РПД}}}; \quad (3)$$

$$\Delta P_{\text{кол}} = P_{\text{кол}\,0} - P_{\text{кол}}; \quad (4)$$

$$\left.\begin{aligned} &\Delta P'_{\text{кол}} = \Delta P_{\text{кол}} - P_{1\text{РПД}} \ \text{ при } \ \Delta P_{\text{кол}} > P_{1\text{РПД}};\\ &\Delta P'_{\text{кол}} = 0 \ \text{ при } \ P_{1\text{РПД}} \le \Delta P_{\text{кол}} \le P_{2\text{РПД}};\\ &\Delta P'_{\text{кол}} = \Delta P_{\text{кол}} - P_{2\text{РПД}} \ \text{ при } \ \Delta P_{\text{кол}} < P_{2\text{РПД}}, \end{aligned}\right\} \quad (5)$$

где μ — перемещение поршня сервомотора, о. е.; T_c — постоянная времени сервомотора, с; $K_{\text{РПД}}$ — коэффициент передачи РПД; $\Delta P_{\text{кол}}$ — изменение давления пара в коллекторе, о. е.; $\mu_{\text{зд}}$ — исходная мощность ПТД, о. е.; $\mu_{\max}$ — ограничение перемещения поршня сервомотора, соответствующее полному открытию клапанов ПТД, о. е.; $\mu_{\min}$ — ограничение перемещения поршня сервомотора, соответствующее полному закрытию клапанов ПТД, о. е.; $K_{\text{д}}$ — коэффициент саморегулирования по давлению; $\sigma_{\text{РПД}}$ — статизм РПД, о. е.; $P_{\text{кол}\,0}$ — уставка РПД, о. е.; $P_{\text{кол}}$ — текущее значение давления в коллекторе, о. е.; $P_{1\text{РПД}}$ — верхняя граница зоны нечувствительности РПД, о. е.; $P_{2\text{РПД}}$ — нижняя граница зоны нечувствительности РПД, о. е.;

2) *уравнения паровой турбины с противодавлением*

$$\frac{dP_{\text{турб}}}{dt} = \frac{1}{T_{\text{п}}}(D - P_{\text{турб}}); \quad (6)$$

$$D = \mu P_{\text{т}}, \quad (7)$$

где $P_{\text{турб}}$ — текущая мощность ПТД, о. е.; $T_{\text{п}}$ — постоянная времени паровых объемов за регулирующими клапанами турбины, с; D — текущее значение расхода пара в турбину, о. е.; $P_{\text{т}}$ — давление пара перед турбиной, о. е.;

3) *уравнения парогенерирующей части ПТД*

$$\frac{dP_{\text{к}}}{dt} = \frac{1}{T_{\text{к}}}\left(D_{\text{зд}} - D - \Delta D_{\text{гр}} + \Delta D_{\text{с н}}\right); \quad (8)$$

$$P_{\text{т}} = P_{\text{к}} - k_R D^2; \quad (9)$$

$$P_{\text{к min}} \le P_{\text{к}} \le P_{\text{к max}}, \quad (10)$$

где $P_{\text{к max}}$ — величина давления на выходе котла, ограничиваемая БРОУ, о. е.; $P_{\text{к min}}$ — минимальная величина давления на выходе парогенератора по условиям устойчивой работы котлоагрегата, о. е.;

4) *уравнения теплового потребителя*

$$\frac{d\Delta D_{\text{потр1}}}{dt} = \frac{1}{T_{\text{потр}}}\left(\Delta D - \Delta D_{\text{потр1}}\right); \quad (11)$$

$$\Delta D_{\text{потр2}} = \Delta P_{\text{кол}} k_{\text{потр}}, \quad (12)$$

где $T_{\text{потр}}$ — постоянная сброса тепловой нагрузки потребителем, с; ΔD — изменение расхода пара в турбину в результате срабатывания АЧР, о. е.; $\Delta D_{\text{потр 1}}$ — изменение потребления пара из коллектора в результате ΔD, о. е.; $k_{\text{потр}}$ — коэффициент, отражающий изменение $\Delta D_{\text{потр 2}}$; $\Delta D_{\text{потр 2}}$ — изменение расхода потребляемого пара при изменении давления в коллекторе, о. е.;

5) *уравнение коллектора пара*

$$\frac{dP_{\text{кол}}}{dt} = \frac{1}{T_{\text{кол}}}\left(\mu_{\text{потр зд}} + \Delta D_{\text{потр 1}} - \Delta D_{\text{потр 2}} - D\right), \quad (13)$$

где $P_{\text{кол}}$ — текущее значение давления в коллекторе, о. е.; $T_{\text{кол}}$ — постоянная времени коллектора, с; $\mu_{\text{потр зд}}$ — расход пара, заданный потребителем, о. е.; $\Delta D_{\text{потр 1}}$ — изменение потребления пара из коллектора в результате аварии у теплового потребителя, о. е.; $\Delta D_{\text{потр 2}}$ — изменение расхода потребляемого пара при изменении давления в коллекторе, о. е.; D — текущее значение расхода пара в турбину, о. е.;

6) *уравнения технологических защит барабанных котлов ТЭЦ* *

$$\int (f_{\text{доп1}} - f)\,dt > A; \qquad (14)$$

$$\int (f - f_{\text{доп2}})\,dt < B, \qquad (15)$$

где f — текущее значение частоты переменного тока в ЭЭС, Гц; $f_{\text{доп 1}}, f_{\text{доп 2}}$ — условные допустимые уровни отклонения f, Гц; A, B — условные уставки технологических защит котлоагрегатов, равные площадям частотно-временных зон при изменении f, Гц·с.

Имитационное моделирование поведения паровых турбин с противодавлением в процессе протекания ЭМПП с учетом изменения частоты было выполнено на примере крупного дефицитного энергорайона ЭС-1, энергоснабжение которого производится от теплоэлектроцентрали ТЭЦ-1. Связь энергорайона с внешней энергосистемой осуществляется по двум воздушным линиям класса напряжения 110 кВ и двум автотрансформаторам связи 35/110/220 кВ. Основную часть нагрузки ЭС-1 (более 70 %) составляет промышленная (местный ЦБК), в связи с чем некоторая часть энергоснабжающих фидеров предприятия подключена к устройствам автоматической частотной разгрузки (АЧР). Возникновение ЭМПП с учетом изменения частоты в энергорайоне обусловлено выделением последнего на изолированную от Единой энергосистемы (ЕЭС) работу.

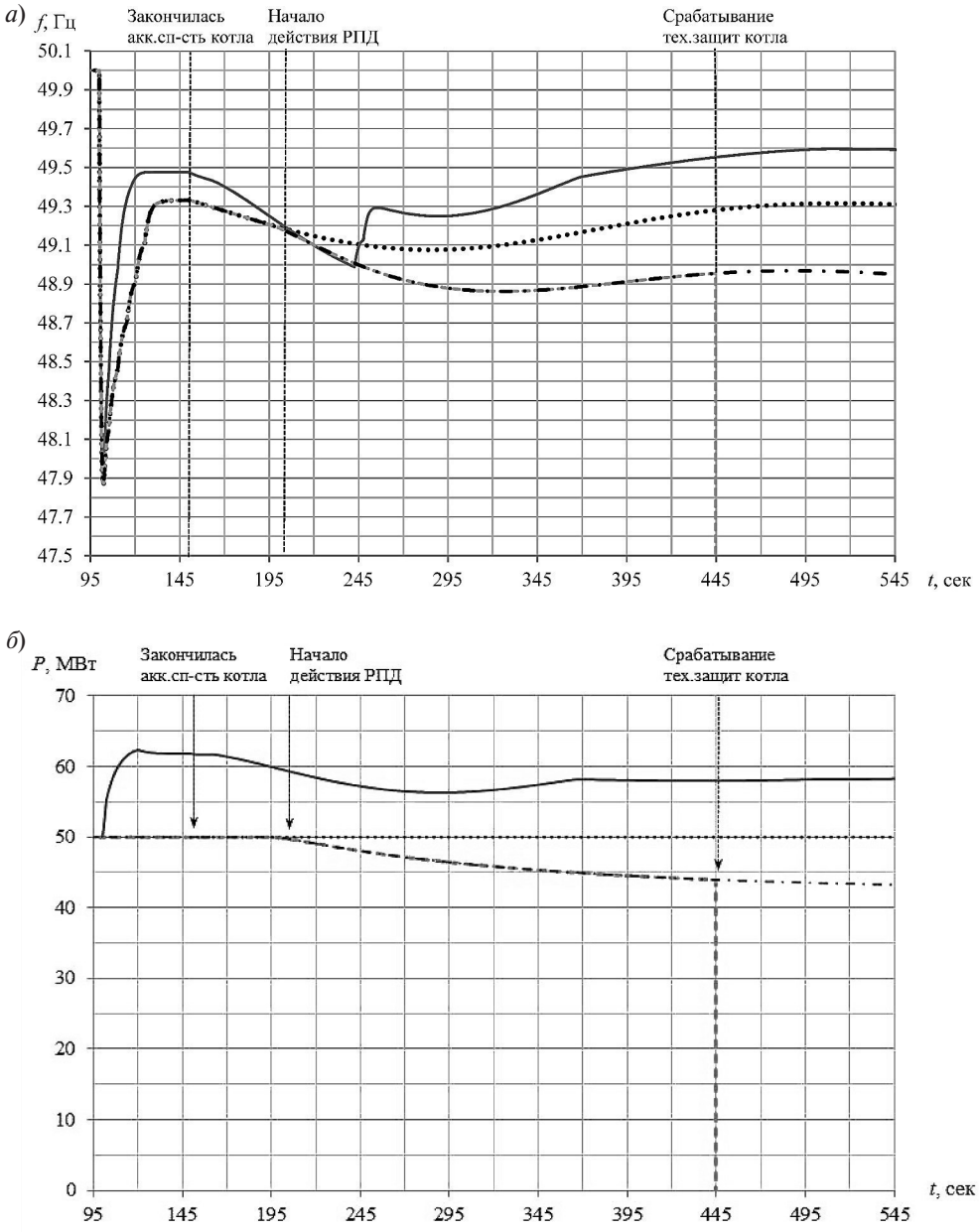
При проведении расчетов было принято, что в момент аварийного отключения воздушных линий, связывающих ЭС-1 с ЕЭС, на ТЭЦ-1 в работе находятся две конденсационные турбины типа К-100–90 с генераторами типа ТВФ-100–2 и паровая турбина типа Р-50–130/13–21 с генератором типа ТВФ-63–2. Теплофикационные турбины типа «ПТ» и др. на ТЭЦ-1 выведены в ремонт. В исходном режиме конденсационные турбины загружены соответственно на 90 и 100 МВт, а паровая турбина с противодавлением — на номинальную мощность (50 МВт).

Математическое моделирование ЭМПП при условии изменения частоты в ЭЭС было выполнено с использованием бельгийского программно-вычислительного комплекса Eurostag. Осциллограммы электромеханического переходного процесса в дефицитной части энергосистемы при различных способах имитационного моделирования паровых турбин с противодавлением приведены на рис.

Из рисунка видно, что в результате возникновения аварийной ситуации в ЭС-1 происходит быстрое снижение $f_{\text{ЭС}}$ до уровня 47,9 Гц, сопровождающееся срабатыванием пяти очередей АЧР-1 и АЧР-2Н. На момент окончания действия аккумулирующей способности парогенераторов $T_{\text{акк}}$ (t_1 = 176,5 с) установившееся значение частоты в ЭС-1 равно 49,3 Гц, мощности конденсационных турбин составляют 100 МВт, а мощность ПТД осталась равной 50 МВт. После окончания действия $T_{\text{акк}}$ парогенерирующего оборудования ТЭЦ-1 происходит быстрое снижение давления острого пара конденсационных турбин, сопровождающееся дальнейшим понижением частоты переменного тока в энергосистеме. В процессе регулирования давления главным регулятором давления пара мощность конденсационных турбин возвращается к установившемуся значению на момент окончания действия $T_{\text{акк}}$ (t_2 = 445 с). Мощность паровых турбин с противодавлением в процессе первичного регулирования частоты остается неизменной до вступления в действие РПД (t_3 = 228 с), которое обусловлено сбросом нагрузки тепловой сети в результате нарушения технологического процесса ЦБК после срабатывания устройств АЧР. Снижение мощности ПТД в процессе регулирования противодавления приводит к дальнейшему снижению $f_{\text{ЭС}}$, срабатыванию технологических защит от упуска воды в барабане котлов ТЭЦ-1 и полному погашению ЭС-1. Указанное (натурное) развитие аварийных процессов соответствует результатам математического моделирования, полученным с использованием имитационной модели TEPLO.

Сравнительный анализ кривых, представленных на рисунке, показал, что имитационное моделирование ПТД при помощи математических моделей PCONST позволяет корректно воспроизводить протекание ЭМПП с учетом изменения $f_{\text{ЭС}}$ только до момента времени t_3 (вступление в действие РПД). Таким образом, пренебрежение влиянием крупных тепловых потребителей на протекание длительных переходных процессов может приводить к некорректным результатам расчетов ЭМПП в энергорайонах с ТЭЦ на интервалах времени более 100–150 с, а также неучету действия технологи-

* Не учтены в имитационной модели TEPLO′.



Осциллограммы (*а* — частота переменного тока; *б* — мощность паровых турбин) переходного процесса в дефицитной части энергосистемы в зависимости от способа имитационного моделирования

(••••••— PCONST —— — TURBOIL;- - - - - — TEPLO;— · — — TERLO паровых турбин с противодавлением)

ческих защит котлоагрегатов и последующей лавины частоты в энергорайоне.

При имитации поведения паровой турбины с противодавлением с помощью математической модели конденсационного блока наблюдается участие ПТД в первичном регулировании частоты, при этом мощность ПТД изменяется от номинальной мощности турбины (50 МВт) до номинальной мощности генератора (63 МВт). В процессе регулирования частоты происходит срабатывание пяти очередей АЧР-1 и трех очередей АЧР-2Н, в результате чего на момент окончания действия аккумулирующей способности парогенераторов ТЭЦ-1 $f_{ЭС}$ устанавливается на уровне 49,5 Гц. Последующее за окончанием действия $T_{акк}$ снижение давления острого пара при-

водит к уменьшению мощности паровых турбин ТЭЦ-1, а частота в ЭС-1 достигает уставок срабатывания 4-й и 5-й очереди АЧР-2Н, восстанавливаясь на уровне 49,6 Гц. Срабатывания технологических защит котлоагрегатов не происходит.

Очевидно, что использование математических моделей конденсационной турбины в качестве имитационных моделей ПТД, работающих по тепловому графику нагрузок, приводит к получению результатов расчетов, существенно отличающихся от действительности на всех интервалах времени протекания переходного процесса. Применение таких результатов на практике может приводить к неучету необходимости реализации мероприятий, направленных на устойчивое выделение ТЭЦ на «островную» нагрузку в случае возникновения частотных аварий в энергосистеме. Следствием может быть полный останов производства продукции и существенный экономический ущерб. Таким образом, при рассмотрении ЭМПП с учетом изменения частоты использовать для ПТД, работающих по тепловому графику нагрузок, имитационные модели конденсационных блоков недопустимо.

Заключение

Анализ результатов проведенных исследований позволяет сделать следующие выводы:

1. В имитационных моделях энергосистем, предназначенных для проведения расчетов ЭМПП с учетом изменения частоты, турбинное оборудование электростанций должно быть представлено не только в плане первичного энергоносителя, используемого при производстве электроэнергии (паровая, газовая или гидравлическая турбина), но и с отражением технологических особенностей производства электроэнергии конкретным типом турбины.

2. Расчетные модели тепловых электростанций, в составе которых присутствуют паровые турбины с противодавлением, должны включать в себя математические модели не только электрической сети, но и тепловой сети.

3. Использование математических моделей конденсационных турбин в качестве моделей ПТД, работающих по тепловому графику, приводит к получению некорректных результатов расчетов электромеханических переходных процессов с учетом изменения частоты в энергорайонах с теплоэлектроцентралями.

4. Для паровых турбин типов «Р», «ПР» и «ТР» их имитационное моделирование постоянной мощностью турбины позволяет получить корректные результаты расчетов ЭМПП с учетом изменения частоты в следующих случаях:

а) при условии отсутствия в энергорайоне крупных промышленных потребителей тепловой энергии, подключенных к устройствам АЧР;

б) при моделировании рассматриваемого переходного явления на интервалах времени до сброса нагрузки тепловой сети и вступления в действие регулятора противодавления.

5. Подробное исследование переходных явлений, рассматриваемых в данной статье, на примере конкретного промышленного предприятия может способствовать разработке технических рекомендаций по снижению аварийности и экономического ущерба у собственника в случае возникновения частотных аварий.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **ГОСТ 23269–78.** Межгосударственный стандарт «Турбины стационарные паровые. Термины и определения. 2005.

2. **Булкин А.Е.** Автоматическое регулирование энергоустановок: Учеб. пособие для вузов. М.: Издательский дом МЭИ, 2009. 508 с.

3. **Трухний А.Д., Ломакин Б.В.** Теплофикационные паровые турбины и турбоустановки: Учебное пособие для вузов. М.: Изд-во МЭИ, 2002. 540 с.

4. **Рыжкин В.Я.** Тепловые электрические станции: Учебник для вузов / Под ред. В.Я. Гиршфельд. 3-е изд., перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1987. 328 с.

5. **Иевлев А.В.** Эксплуатация паротурбинных установок небольшой мощности. 3-е изд. М. : Энергия, 1971. 352 с.

6. **Рабинович Р.С.** Автоматическая частотная разгрузка энергосистем. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1989. 352 с.

7. **Барканс Е., Жалостиба Д.** Защита от развалов и самовосстановление энергосистем. Чебоксары: РИЦ «СРЗАУ», 2014. 96 с.

8. **Амбросовская Т. Д., Андранович Б., Курилкин А.И., Сорокин Е.В.** Моделирование электромеханических переходных процессов с учетом изменения частоты в энергосистемах с тепловыми электростанциями // Известия НТЦ Единой энергетической системы. 2013. №2 (69). С. 14–18.

9. **Лоханин Е.К.** Методы расчета и анализа стационарных и переходных режимов энергосистем. М.: Изд-во Энергосетьпроекта, 2010. 354 с.

10. **Трухний А.Д.** Стационарные паровые турбины. 2.е изд., перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1990. 640 с.

REFERENCES

1. **GOST 23269–78.** Mezhgosudarstvennyy standart «Turbiny statsionarnyye parovyye. Terminy i opredeleniya. GOST 23269–78» [Stationary steam turbines. Terms and definitions. 2005. (rus.)

2. **Bulkin A.Ie.** Avtomaticheskoye regulirovaniye energoustanovok [Automatic control of power plants]: ucheb. posobiye dlya vuzov. M.: Izdatelskiy dom MEI, 2009. 508 s. (rus.)

3. **Trukhniy A.D., Lomakin B.V.** Teplofikatsionnyye parovyye turbiny i turboustanovki [Cogeneration turbines and power plants]: Uchebnoye posobiye dlya vuzov. M.: Izd-vo MEI, 2002. 540 s. (rus.)

4. **Ryzhkin V.Ia.** Teplovyye elektricheskiye stantsii [Thermal power plants]: Uchebnik dlya vuzov / Pod red. Girshfelda V.Ya. 3-ye izd., pererab. i dop. M.: Energoatomizdat, 1987. 328 s. (rus.)

5. **Ievlev A.V.** Ekspluatatsiya paroturbinnykh ustanovok nebolshoy moshchnosti [Exploitation of low-power steam power plants]. 3-ye izd. M.: Energiia, 1971. 352 s. (rus.)

6. **Rabinovich R.S.** Avtomaticheskaya chastotnaya razgruzka energosistem [Automatic frequency load shedding of the power systems]. 2-ye izd., pererab. i dop. M.: Energoatomizdat, 1989. 352 s. (rus.)

7. **Barkans Ye., Zhalostiba D.** Zashchita ot razvalov i samovosstanovleniye energosistem [Protection against blackouts and self-restoration of power systems]. Cheboksary: RITs «SRZAU», 2014. 96 s. (rus.)

8. **Ambrosovskaya T.D., Andranovich B., Kurilkin A.I., Sorokin Ye.V.** Modelirovaniye elektromekhanicheskikh perekhodnykh protsessov s uchetom izmeneniya chastoty v energosistemakh s teplovymi elektrostantsiyami. [Simulation of electromechanical transient processes considering the changes in the frequency of power systems with thermal power plants]. *Izvestiya NTTs Yedinoy energeticheskoy sistemy*. 2013. №2 (69). S.14–18. (rus.)

9. **Lokhanin Ye.K.** Metody rascheta i analiza statsionarnykh i perekhodnykh rezhimov energosistem [Methods of computing and analysis of stationary states and transient processes of power sustems]. M.: Izd-vo Energosetproyekta, 2010. 354 s. (rus.)

10. **Trukhniy A.D.** Statsionarnyye parovyye turbiny. [Stationary steam turbines] 2.ye izd., pererab. i dop. M.: Energoatomizdat, 1990. 640 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ПОПКОВ Евгений Николаевич — доктор технических наук заведующий кафедрой электрических систем и сетей Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: enpopkov@gmail.com

АНДРАНОВИЧ Богдан — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: andranovich.bogdan@gmail.com

КУРИЛКИН Алексей Игоревич — аспирант ОАО «НТЦ ЕЭС». 194223, Российская Федерация, г. Санкт-Петербург, ул. Курчатова, д. 1, лит. А. E-mail: alexeykurilkin@gmail.com

AUTHORS

POPKOV Evgenii N. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: enpopkov@gmail.com

ANDRANOVICH Bogdan — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: andranovich.bogdan@gmail.com

KURILKIN Aleksei I. — JSC «STC UPS». 1, lit A, Kurchatov Str., St.-Petersburg, Russia, 194223. E-mail: alexeykurilkin@gmail.com

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.5862/JEST.214.3

УДК 621.31

А.Ю. Шабанов, А.Б. Зайцев,
А.А. Метелев, Ю.П. Пустовалов

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТРЕНИЯ И ИЗНОСА ЦИЛИНДРОПОРШНЕВОЙ ГРУППЫ ДВИГАТЕЛЯ В РЕАЛЬНОМ ЭКСПЛУАТАЦИОННОМ ЦИКЛЕ

A.U. Shabanov, A.B. Zaitsev,
A.A. Metelev, U.P. Pystovalov

SIMULATION PARAMETERS OF FRICTION AND WEAR CONJUGATION IN THE FRICTION CYLINDER AND PISTON ASSEMBLIES DURING THE ACTUAL OPERATING CYCLE

В статье представлены результаты исследовательской работы, цель которой — разработка модели работы узлов трения цилиндропоршневой группы (пары «поршневое кольцо — втулка цилиндра» и «тронк поршня — втулка цилиндра») с учетом изменениz реального состояния рабочих поверхностей сопрягаемых деталей и смазочного масла. Рассмотрены факторы, оказывающие прогрессирующее влияние на работу узлов трения двигателя по мере их износа. Оценена степень влияния этих факторов на износ и его прогнозирование. Предложен метод для прогнозирования ресурса и реального состояния двигателя. Проведено экспериментальное исследование для подтверждения правильности разработанной методики на конкретном двигателе.

ИЗНОС; ДВИГАТЕЛЬ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ; ПРОГНОЗИРОВАНИЕ РЕСУРСА; МОТОРНОЕ МАСЛО; ТРИБОСОПРЯЖЕНИЯ.

The article presents the results of research, which aims to develop a model of the friction units of the cylinder group — couples «piston ring — cylinder liner» and «trunk piston — cylinder liner», which takes into account the change in the real state of the working surfaces of mating parts and lubricating oil. Examined are the factors that have a progressive impact on the operation of the engine friction units while their wearing out. Assessed is the impact of these factors on the wear and its forecasting. We propose a method for predicting the operation life and the real state of the engine.

WEAR, THE INTERNAL COMBUSTION ENGINE, LIFE PREDICTION, ENGINE OIL.

Введение

Изменение технико-экономических параметров двигателя в течение его жизненного цикла — от начала эксплуатации до списания — во многом определяется зависимостью от реального состояния его узлов трения, в первую очередь — цилиндропоршневой группы (ЦПГ). Однако существующие модели, описывающие трибологические процессы в ДВС, не учитывают динамики изменения основных конструктивных параметров по мере износа сопряжений трения.

Цель исследования — предложить модель работы узлов трения цилиндропоршневой группы (пары «поршневое кольцо — втулка цилиндра» и «тронк поршня — втулка цилиндра»), учитывающую изменение реального состояния рабочих поверхностей сопрягаемых деталей и смазочного масла.

Метод достижения поставленной цели. Из факторов, оказывающих существенное влияние на работу узлов трения ЦПГ и меняющихся в процессе эксплуатации, выделим следующие:

1) изменение величин зазоров в сопряжениях трения ЦПГ, вызванное процессами износа рабочих поверхностей цилиндровых втулок, поршней и поршневых колец. Как показывает практика, основным здесь является износ образующей цилиндровой втулки, приводящий к образованию сложного конусно-овального профиля ее рабочей поверхности. Отслеживание этого профиля упругими поршневыми кольцами приводит к постоянному изменению величин тепловых зазоров в замках поршневых колец, причем по мере износа средние величины зазоров увеличиваются. Потери рабочего тела в камере сгорания определяются в основном протечками через тепловые зазоры колец [1, 2], поэтому текущее состояние образующей цилиндровой втулки существенно влияет на протекание индикаторного процесса в цилиндрах двигателя и на газовые нагрузки на поршневые кольца. Сам механизм формирования подъемной силы в зазорах под кольцами и поршнем позволяет пренебречь депланацией рабочей поверхности цилиндра, вызванной износом, и тем самым не учитывать этот фактор в изменении формы зазоров и углов атаки плоских подшипников, образуемых в этих сопряжениях. В то же время необходимо учитывать изменение формы поверхностей трения поршневых колец и тронка поршня, вызванных износом;

2) изменение текущего состояния рабочих поверхностей деталей ЦПГ, вызванное накоплением на них в процессе эксплуатации дефектов трения. Несмотря на то, что этот фактор является сугубо случайным, он оказывает существенное влияние на работу плоских подшипников ЦПГ, меняя величину и характер распределения в них гидродинамического давления подъемной силы;

3) изменение физико-химических параметров смазочного масла в процессе его длительной работы, в первую очередь — изменение кинематической вязкости и содержания пакета антифрикционных присадок, влияющих на коэффициенты трения в сопряжениях при нарушениях гидродинамического режима трения.

Первые два фактора — постоянно-действующие, влияние их постепенно возрастает по мере наработки двигателя в период от начала эксплуатации (окончание обкаточных процессов) до капитального ремонта, при котором происходит восстановление узлов трения. Третий фактор — циклический, действующий между техническими обслуживаниями двигателя со сменой моторного масла.

В результате комплекса теоретических и экспериментальных исследований, проводимых авторами на протяжении последних лет, сформулированы подходы, позволяющие ввести в классическую модель описания трибологических процессов в ЦПГ ДВС [1, 3, 4] большинство вышеуказанных факторов влияния текущего состояния двигателя на показатели трения и износа.

Фактор изменения зазоров в сопряжениях трения ЦПГ учитывается следующим образом.

Учет влияния величин протечек рабочего тела из камеры сгорания на индикаторный процесс в цилиндрах ДВС реализован путем совместного решения уравнений первого закона термодинамики для камеры сгорания и заколечных объемов, образованных боковыми поверхностями поршневых колец и поршня со стенками цилиндра [6, 7].

Расчетно-экспериментальные исследования

Система дифференциальных уравнений, описывающих упомянутый термодинамический процесс, имеет следующий вид:

$$\partial Q_{\text{т}} - \partial Q_W = \partial U + \partial A + \sum i_k \partial M_k + i_{\text{пр}} \partial M_{\text{пр}},$$

где $\partial Q_{\text{т}} = g_{\text{ц}} Q_{\text{т}} \partial x$ — теплота, выделяющаяся при сгорании топлива, $g_{\text{ц}}$ — цикловая подача топлива, кг/ц; $Q_{\text{т}}$ — низшая теплотворная способность топлива, Дж/кг; x — относительное тепловыделение; $\partial Q_w = \alpha_{\text{т}} F_w (T - T_w) dt$ — потери тепла за счет теплообмена со стенками камеры сгорания; $\alpha_{\text{т}}$ — средний по поверхности мгновенный коэффициент теплоотдачи от рабочего тела, Вт/м·К; F_w — площадь поверхности теплообмена; T, T_w — температуры рабочего тела и поверхности камеры сгорания соответственно, К; $\partial U = \partial (MC_v T)$ — изменение внутренней энергии термодинамической системы; M — масса, C_v — изохорная теплоемкость рабочего тела; $\partial A = P \partial V$ — мгновенное значение работы; P — давление рабочего тела, ∂V — изменение объема цилиндра; i_k, ∂M_k — соответственно энтальпии и массовые потоки рабочего тела через клапаны и замки поршневых колец ЦПГ; $i_{\text{пр}}$, $\partial M_{\text{пр}}$ — соответственно энтальпии и массовые потоки рабочего тела через неплотности прилегания

первого поршневого кольца к поверхности цилиндровой втулки.

Массы протечек рабочего тела из камеры сгорания в картер двигателя зависят от газоплотности комплекта поршневых колец, а следовательно, от степени износа цилиндра [8–10]. Реальное состояние цилиндровой втулки учитывается путем ввода в расчет профиля деформированной и изношенной образующей цилиндра, полученной либо путем прямого обмера, либо путем моделирования его износа, например с помощью методики [6]. С учетом локальной деформации и износа цилиндровой втулки меняется текущий зазор в замке поршневого кольца:

$$\Delta_k(z) = \Delta_{k0}(T_k)_г + 2\pi\Delta\ (z, T\ ),$$

где $\Delta_к(z)$ — текущая величина зазора в замке кольца; $\Delta_{к0}$ $(T_к)$ — тепловой зазор в замке при температуре кольца $T_к$, $\Delta_г$ $(z,\ T_г)$ — радиальная деформация образующей цилиндра при рабочей температуре гильзы $T_г$ с учетом ее износа.

На рис. 1 представлены результаты моделирования газовой нагрузки на первое и второе кольцо поршня форсированного дизеля при разных степенях износа двигателя. Из этих результатов видно, что по мере износа из-за увеличения протечек из камеры сгорания газовая нагрузка на первое поршневое кольцо уменьшается, на второе — увеличивается. Влияние роста протечек на индикаторные показатели двигателя в целом незначительно и проявляется в основном в зоне малых частот вращения коленчатого вала. Такое перераспределение газовой нагрузки влияет на мощность потерь трения и протяженность зон износа.

Учет влияния реального состояния поверхностей трения на формирование несущей способности поршневых колец и тронков поршней осуществляется так: в математическую модель расчета толщин смазочного слоя в этих сопряжениях вводится параметр, условно называемый коэффициентом поврежденности поверхности. Он рассчитывается по следующей зависимости:

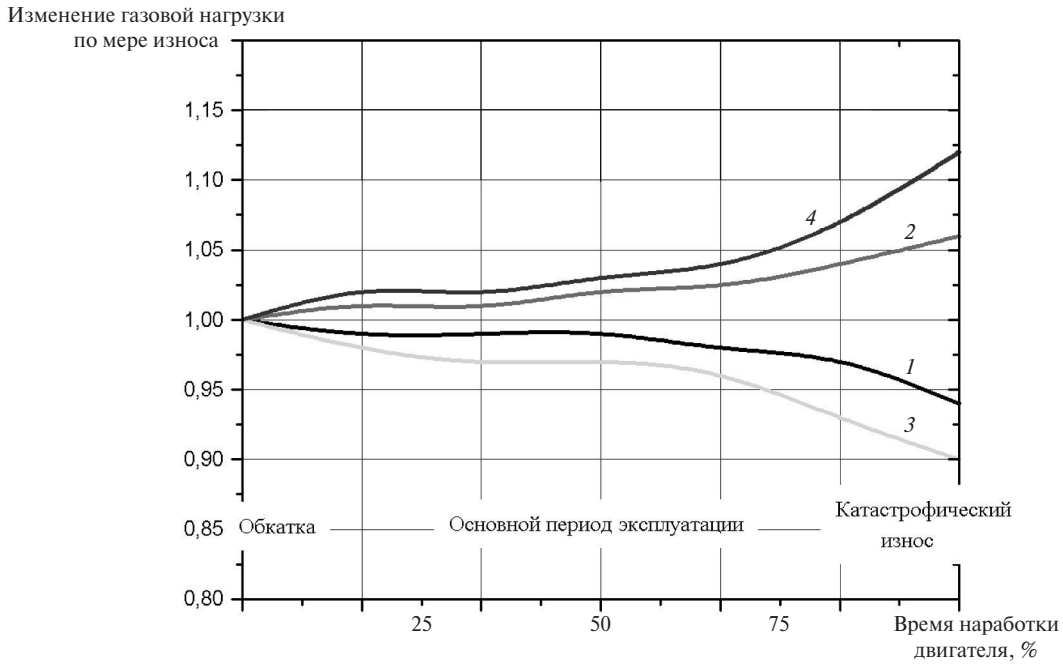


Рис. 1. Относительное изменение газовой нагрузки на первое и второе поршневое кольцо форсированного дизеля на различных режимах работы в зависимости от степени износа двигателя (по отношению к начальному состоянию): *1* — первое кольцо, режим высокой частоты вращения КВ; *2* — второе кольцо, режим высокой частоты вращения КВ; *3* — первое кольцо, режим низкой частоты вращения КВ; *4* — второе кольцо, режим низкой частоты вращения КВ

$$\Omega = P_{\text{пс реал}} \Big/ P_{\text{пс ид}},$$

где $P_{\text{пс реал}}$ — давление гидродинамической подъемной силы реального изношенного подшипника, имеющего определенное количество дефектов трения; $P_{\text{пс ид}}$ — давление гидродинамической подъемной силы подшипника с идеальной поверхностью на том же расчетном режиме.

Для определения величин коэффициента поврежденности поверхности был поставлен специальный расчетный эксперимент, при котором проводилось численное моделирование гидродинамических процессов в плоском подшипнике с различными видами, размерами и количеством условных дефектов трения в сопоставлении с идеальным подшипником при идентичных условиях нагружения. На рис. 2 и 3 представлены типичные картины распределения гидродинамического давления в подшипниках, имеющих определенное количество дефектов трения.

С учетом этого уточнения итоговые системы дифференциальных уравнений для описания процессов формирования гидродинамических смазочных слоев выглядят следующим образом:

для поршневых колец

$$\partial C_k / \partial\varphi =$$

$$= \pi D h \left[(P_i - P_{i-1})/2 - P_y - 1{,}01\mu(M)\Omega_i h_i^2 \times \right.$$

$$\left. \times (C_{\text{к}} - C_{\text{п}}(\alpha_i + \delta/2h_i))/\delta^3 \right] / 6nm_k;$$

$$\partial\delta/\partial\varphi = C_{\text{к}}/6n,$$

где $C_{\text{к}}$ — радиальная скорость перемещения поршневого кольца; α_i, h_i — параметры, описывающие рабочий профиль поршневого кольца; $m_{\text{к}}$ — масса кольца, $\mu(M)$ — вязкость среды, в которой работает поршневое кольцо; Ω_i — коэффициент поврежденности поверхности, учитывающий наличие на рабочей поверхности пары трения дефектов, вызванных процессом износа; он определяется на основании анализа профилограммы изношенного кольца;

для маслосъемного кольца эта система уравнений записывается в виде

$$\partial C_{\text{к}} / \partial\varphi =$$

$$= \pi D h_{i\text{c}} \left[\rho_{\text{м}} C_{\text{п}}^2 / \pi^2 - P_y - 1{,}01\mu\Omega_i h_{ic}^2 \times \right.$$

$$\left. \times (C_{\text{к}} - C_{\text{п}}(\delta/2h_{ic}))/\delta^3 \right] / 6nm_k;$$

$$\partial\delta/\partial\varphi = C_{\text{к}}/6n,$$

где $\rho_{\text{м}}$ — плотность масла; h_{ic} — высота рабочей поверхности скребков маслосъемного кольца;

для тронка поршня

$$\begin{cases} m_{\text{п}} \dfrac{dc_r}{d\varphi} = \dfrac{1}{6n}\left(\Omega P_{\text{гд}} - P_N\right); \\ J_{\text{п}} \dfrac{d\omega_{\text{п}}}{d\varphi} = \dfrac{1}{6n}\left(\Omega M_{\text{гд}} - M_N\right); \\ \dfrac{d\delta_{\min}}{d\varphi} = \dfrac{c_r}{6n}; \\ \dfrac{d\alpha}{d\varphi} = \dfrac{\omega_{\text{п}}}{6n}, \end{cases},$$

где P_N — нормальная сила, действующая на поршень; M_N — момент продольной силы, относительно оси поршневого пальца; $P_{\text{гд}}$ — гидродинамическая сила, действующая на поршень,

$$P_{\text{гд}} = 6\mu c_{\text{п}} \int_0^x dx \int_0^x \frac{dt}{(\delta_0 + \delta^*)} + 12\mu \frac{d\delta}{dt} \int_0^L dx \int_0^x \frac{tdt}{(\gamma_0 + \delta^*)^3} -$$

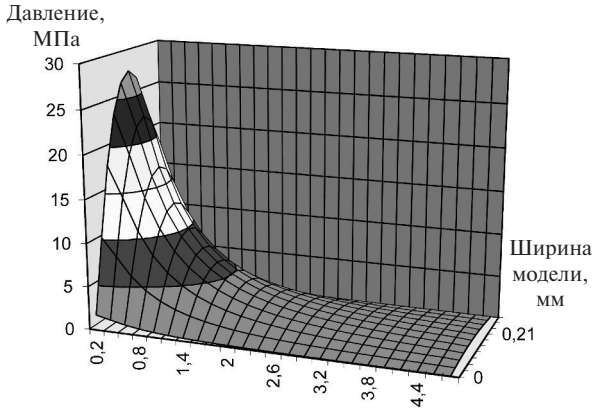


Рис. 2. Эпюра гидродинамического давления в идеальном подшипнике

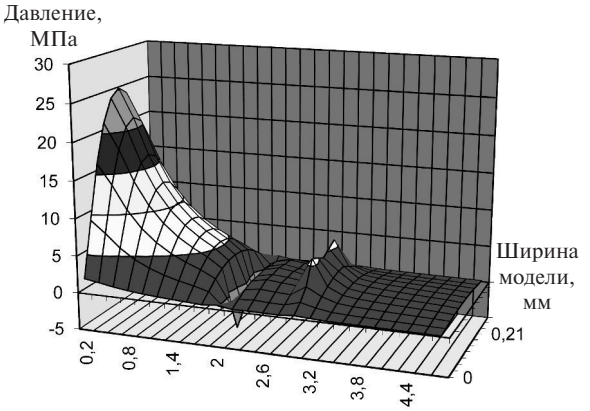


Рис. 3. Эпюра гидродинамического давления в подшипнике с двумя дефектами трения

$$-6\mu c_{\text{п}} A(\varphi)\left(1+\frac{12B(\varphi)n\frac{d\delta}{dt}}{A(\varphi)c_{\text{п}}}\right)\int_0^x dx\int_0^x \frac{dt}{\left(\delta_0+\delta^*\right)^3};$$

$$A(\varphi)=\int_0^L \frac{dx}{\delta^2}\Big/\int_0^L \frac{dx}{\delta^3};$$

$$B(\varphi)=\int_0^L \frac{xdx}{\delta^3}\Big/\int_0^L \frac{dx}{\delta^3},$$

μ — динамическая вязкость масла; L — длина тронка; $M_{\text{гд}}$ — момент гидродинамической силы, действующей на поршень относительно оси поршневого пальца,

$$M_{\text{гд}}=\int_{L_1}^{L_2} xdx\int_{-90}^{90} P\left(x,\varphi,\theta\right)\cos\theta d\theta,$$

$m_{\text{п}}$ — масса поршня; $J_{\text{п}}$ — момент инерции поршня относительно оси вращения (поршневой палец); c_r — скорость радиального перемещения поршня, формирующего масленый слой; $\omega_{\text{п}}$ — скорость углового перемещения поршня; φ — угол поворота кривошипа; n — частота вращения двигателя; $\delta_{\min}$ — минимальный зазор перед тронком; α — угол наклона оси поршня относительно оси цилиндра.

На рис. 4 приведены результаты расчета относительного изменения длин путей трения (зон износа) на стенках цилиндровых втулок форсированного дизеля на разных стадиях его износа. На рис. 5 приведены результаты расчета мощности механических потерь в ЦПГ того же дизеля при его работе по внешней скоростной характеристике на тех же стадиях износа.

Результаты расчетно-экспериментальных исследований

Результаты моделирования показывают, что при малых и средних стадиях износа мощность механических потерь в комплекте поршневых колец становится несколько меньше рассчитанной для исходного состояния двигателя. Сказывается фактор некоторого снижения уровня газовой нагрузки первого поршневого кольца при росте зазоров, при этом величина коэффициента поврежденности еще достаточно мала и слабо влияет на толщины смазочного слоя. При росте степени поврежденности поверхности, что характерно при больших степенях износа двигателя, начинается заметное падение величины несущей способности масляного слоя, приводящее

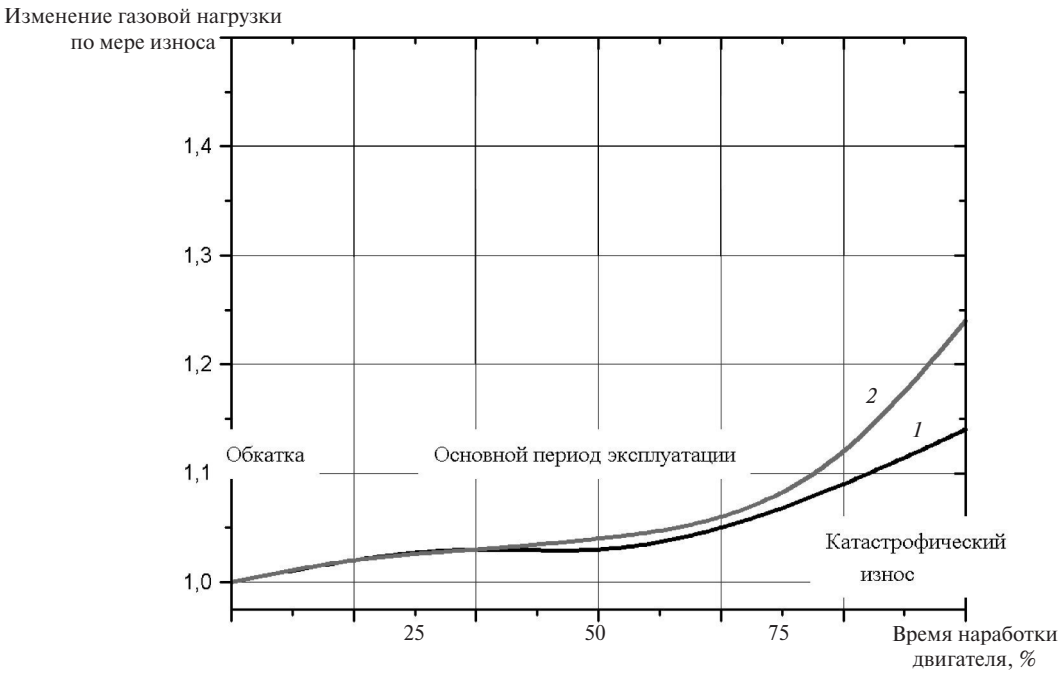


Рис. 4. Относительное изменение длин путей трения на рабочей поверхности цилиндровых втулок форсированного дизеля на различных режимах работы в зависимости от степени износа двигателя (по отношению к начальному состоянию): *1* — режим высокой частоты вращения КВ; *2* — режим низкой частоты вращения КВ

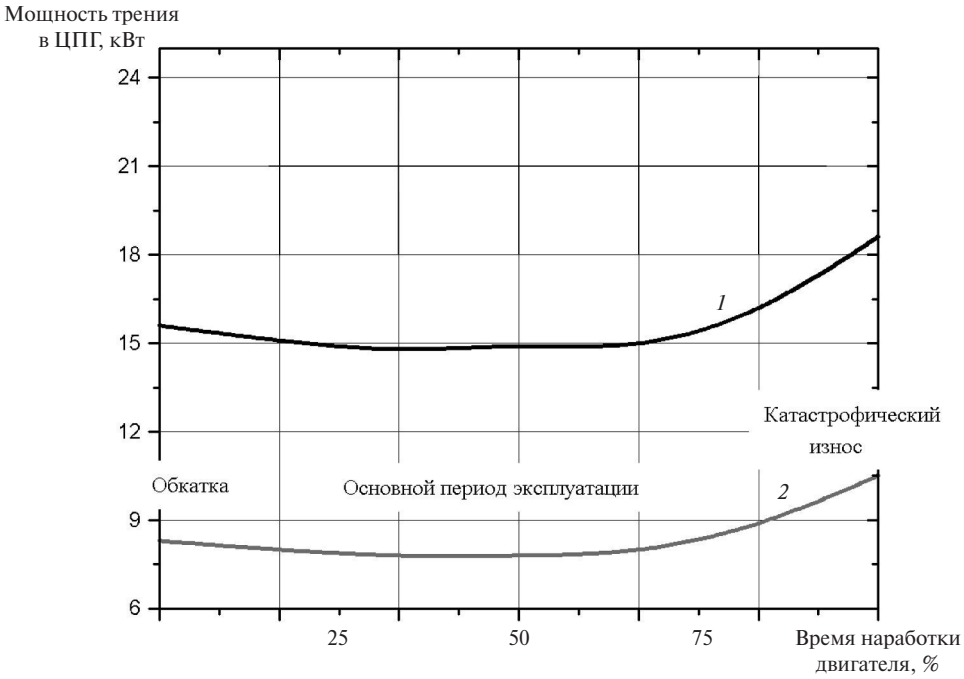


Рис. 5. Изменение мощности трения в ЦПГ форсированного дизеля на различных режимах работы в зависимости от степени износа двигателя: *1* — режим высокой частоты вращения КВ; *2* — режим низкой частоты вращения КВ

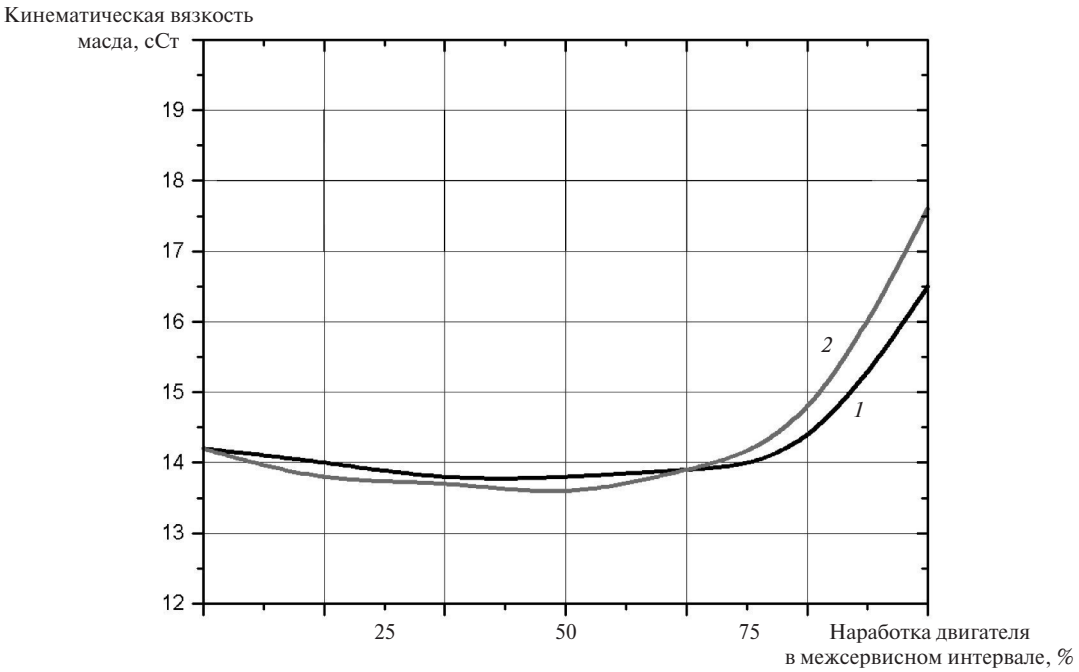


Рис. 6. Изменение кинематической вязкости моторного масла на различных сроках его наработки: *1* — на режимах с высокой частотой вращения КВ; *2* — на режимах с низкой частотой вращения КВ

к увеличению зоны граничного трения. Одновременно растет мощность механических потерь, причем этот фактор начинает влиять значительно больше, чем изменение газовой нагрузки колец, вызванное прогрессирующим износом.

Фактор изменения физико-химических параметров смазочного масла в зависимости от степени наработки смазки в двигателе в межсервисном интервале учитывается путем ввода зависимости кинематической вязкости моторного масла. Она рассчитывается с помощью унифицированной зависимости Вальтера [5]:

$$\lg\lg(\nu_t) = A(\tau) + B(\tau)t + C(\tau)t^2, \qquad (2)$$

где ν_t — искомое значение кинематической вязкости при температуре t, сСт; t — температура, °С; $A(\tau)$, $B(\tau)$, $C(\tau)$ — коэффициенты аппроксимации с учетом времени наработки масла в межсервисный интервал τ.

Коэффициенты аппроксимации изменения вязкости масла были определены для большой выборки товарных масел путем постановки длительных ресурсных испытаний по методике кафедры ДАиГМ СПбГПУ. Типичные кривые изменения вязкости смазочного масла в период межсервисного интервала приведены на рис. 6.

Выводы

Многочисленные расчетные исследования работы узлов трения ЦПГ поршневых ДВС показывают, что все три прогрессирующих по мере износа двигателя фактора оказывают примерно равнозначное влияние на итоговые показатели двигателя и потому должны быть учтены в прогнозировании ресурсных показателей ДВС. Предложенная методика реализует достаточно эффективный инструмент для решения этой задачи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Петриченко Р.М., Батурин С.А., Исаков Ю.Н. [и др.].** Элементы системы автоматизированного проектирования ДВС: Алгоритмы прикладных программ / Под общ. ред. Р.М. Петриченко. Л.: Машиностроение, 1990. 328 с.

2. **Петриченко Р.М.** Физические основы внутрицилиндровых процессов в двигателях внутреннего сгорания. Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1983. 244 с.

3. **Петриченко М.Р., Петриченко Р.М. [и др.].** Трение и теплообмен в поршневых кольцах ДВС. Л.: Изд-во ЛГУ, 1990, 320 с.

4. **Шабанов А.Ю., Зайцев А.Б., Рыженков Ю.В.** Влияние состояния поверхностей трения двигателя внутреннего сгорания на износ деталей и характеристики его работы // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2008. № 2(54). С. 199–202.

5. **Шабанов А.Ю., Зайцев А.Б., Кудинов И.С.** О новых методах аппроксимации высокотемпературной кинематической вязкости моторных масел // Научные исследования и инновационная деятельность: Материалы науч.-практ. конф. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2011. С. 42–50.

6. **Галышев Ю.В., Шабанов А.Ю., Зайцев А.Б., Метелев А.А.** Методика ускоренных испытаний моторных масел на изменение их свойств в течение срока эксплуатации // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2012. № 1(147). С. 71–76.

7. **Шабанов А.Ю., Зайцев А.Б., Кудинов И.С., Метелев А.А.** Влияние некоторых физико-химических показателей моторного масла на технико-эконо-мические и ресурсные показатели поршневых бензиновых двигателей // Двигателестроение. 2011. № 1. С. 24–28.

8. **Колчин А.И., Демидов В.П.** Расчет автомобильных и тракторных двигателей: Учеб. пособие для вузов. 3-е изд. перераб. и доп. М.: Высш. шк., 2002. 496 с.

9. **Дьяченко Н.Х., Харитонов Б.А., Петров В.М. [и др.]** Конструирование и расчет двигателей внутреннего сгорания // Под ред. Н.Х. Дьяченко. Л.: Машиностроение, 1979. 392 с.

10. **Васильев Б.Н.** Зависимость сопротивления трения поршневых колец от давления на их рабочую поверхность // Известия вузов. Машиностроение. 1967. №7. С. 15–18.

REFERENCES

1. **Petrichenko R.M., Baturin S.A., Isakov Yu.N. [i dr.].** Elementy sistemy avtomatizirovannogo proyektirovaniya DVS: Algoritmy prikladnykh program. [Elements of Computer Aided Design ICE: Algorithms applications.] / Pod obshch. red. R.M. Petrichenko. L.: Mashinostroyeniye, 1990. 328 s. (rus.)

2. **Petrichenko R.M.** Fizicheskiye osnovy vnutritsilindrovykh protsessov v dvigatelyakh vnutrennego sgoraniya. [Physical basis intracylinder processes in internal combustion engines.] L.: Izd-vo Leningr. un-ta, 1983. 244 s. (rus.)

3. **Petrichenko M.R., Petrichenko R.M. [i dr.].** Treniye i teploobmen v porshnevykh koltsakh DVS. [Friction

and heat transfer in internal combustion engine piston rings.] L.: Izd-vo LGU, 1990, 320 s. (rus.)

4. **Shabanov A.Yu., Zaytsev A.B., Ryzhenkov Yu.V.** Vliyaniye sostoyaniya poverkhnostey treniya dvigatelya vnutrennego sgoraniya na iznos detaley i kharakteristiki yego raboty. [Influence of surface conditions of the internal combustion engine frictional wear characteristics and details of its operation.] *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2008. № 2(54). S. 199–202. (rus.)

5. **Shabanov A.Iu., Zaytsev A.B., Kudinov I.S.** O novykh metodakh approksimatsii vysokotemperaturnoy kinematicheskoy vyazkosti motornykh masel. [New methods for the high-temperature approximation of the kinematic viscosity motor oils.] *Nauchnyye issledovaniya i innovatsionnaya deyatelnost: Materialy nauch.-prakt. konf.* SPb.: Politekhn. un-ta, 2011. C. 42–50. (rus.)

6. Galyshev Iu.V., Shabanov A.Iu., Zaytsev A.B., Metelev A.A. Metodika uskorennikh ispytaniy motornykh masel na izmeneniie ikh svoystv v techeniye sroka ekspluatatsii. [The technique of accelerated tests of motor oil to change their properties during the lifetime.] *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPBGPU*. 2012. № 1(147). S. 71–76. (rus.)

7. **Shabanov A.Iu., Zaytsev A.B., Kudinov I.S., Metelev A.A.** Vliyaniye nekotorykh fiziko-khimicheskikh pokazateley motornogo masla na tekhniko-ekonomicheskiye i resursnyye pokazateli porshnevykh benzinovykh dvigateley. [Influence of some physico-chemical parameters of engine oil on the feasibility and resource performance piston gasoline engines.] *Dvigatelestroyeniye*. 2011. № 1. S. 24–28. (rus.)

8. **Kolchin A.I., Demidov V.P.** Raschet avtomobilnykh i traktornykh dvigateley [Calculation of automobile and tractor engines]: Ucheb. posobiye dlya vuzov. 3-ye izd. pererab. i dop. M.: Vyssh. shk., 2002. 496 s. (rus.)

9. **Dyachenko N.Kh., Kharitonov B.A., Petrov V.M. [i dr.].** Konstruirovaniye i raschet dvigateley vnutrennego sgoraniya [The design and calculation of the internal combustion engine]/ Pod red. N.Kh. Dyachenko. L.: Mashinostroyeniye. 1979. 392 s. (rus.)

10. **Vasilyev B.N.** Zavisimost soprotivleniya treniya porshnevykh kolets ot davleniya na ikh rabochuyu poverkhnost. [The dependence of the frictional resistance of the piston rings on the pressure on their work surface.] *Izvestiya vuzov. Mashinostroyeniye*. 1967. №7. S. 15–18. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ШАБАНОВ Александр Юрьевич — кандидат технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: aush2003@mail.ru

ЗАЙЦЕВ Алексей Борисович — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: abzaytsev@mail.ru

МЕТЕЛЕВ Андрей Александрович — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: petmet@mail.ru

ПУСТОВАЛОВ Юрий Петрович — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: yurapust@mail.ru

AUTHORS

SHABANOV Aleksandr U. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: aush2003@mail.ru

ZAITSEV Aleksei B. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: abzaytsev@mail.ru

METELEV Andrei A. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: petmet@mail.ru

PYSTOVALOV Urii P. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: yurapust@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.5862/JEST.214.4
УДК 621.225.2: 62.822

Ю.М. Исаев, Р.А. Сунарчин, А.В. Матросов

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОГИДРОПРИВОДА КОЛЬЦЕВОГО ЗАТВОРА ГИДРОТУРБИНЫ

Y.M. Isaev, R.A. Sunarchin, A.V. Matrosov

MATHEMATICAL MODELING OF ELECTROHYDRAULIC DRIVE FOR HYDRAULIC TURBINE

В статье приводятся результаты систематического исследования двух математических моделей многомашинных следящих гидроприводов, предназначенных для маневрирования кольцевым затвором гидротурбины. Исследованы основные факторы, оказывающие негативное влияние на синхронность работы исполнительных гидродвигателей: масса перемещаемой нагрузки; внешние силы, дополнительно прикладываемые к сервоцилиндрам; разница эффективных площадей поршней гидродвигателей, вызванная технологической погрешностью изготовления. Получены зависимости ошибки синхронизации перемещения поршней сервоцилиндров от данных факторов, позволяющие выработать обоснованные рекомендации для выбора основных параметров гидропривода и определить закономерности работы данного привода.

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

The results of a systematic study of two mathematical models of multi-actuator electro-hydraulic drive designed for ring gate of hydraulic turbine movement are presented in the work. The main factors, such as the load capacity, the external forces, additionally applied to the servo cylinders, and manufacturing error of hydraulic cylinder pistons, which have a negative impact on the synchronization of the servo cylinders movement, have been investigated. Functional dependences of synchronization error from these factors have been obtained. These dependences allow us to develop reasonable recommendations for selecting the main parameters of the hydraulic drive and determine the operation regularities of this drive.

RING GATE OF HYDRAULIC TURBINE, MULTIACTUATOR HYDRAULIC DRIVE, SYNCRONIZATION OF HYDRAULIC CYLINDER, MATHEMATICAL MODELING.

Для перекрытия подвода потока к гидротурбине в случае аварии либо при необходимости проведения ремонтных или профилактических работ, а также для уменьшения утечек через закрытый направляющий аппарат и предотвращения развития щелевой кавитации на лопатках направляющего аппарата в напорный водовод зачастую устанавливают предтурбинные затворы. Их альтернативой являются кольцевые затворы, которые имеют вид кольцевого щита, размещаемого между направляющим аппаратом и колоннами статора гидроагрегата. Характерная особенность затворов данной конструкции — применение многомашинного гидропривода для маневрирования таким щитом. Одно из основных требований, предъявляемых к гидроприводам кольцевых затворов, — обеспечить синхронно-синфазное движение всех серводвигателей (обычно — гидроцилиндров), входящих в их состав.

Ниже излагаются результаты исследования работы многомашинного гидропривода кольцевого затвора, состоящего из шести гидроцилиндров и электрогидравлической следящей системы управления.

Основной целью данного исследования была оценка влияния на синхронность и синфазность работы электрогидропривода внешних сил, дей-

ствующих на кольцевой затвор, и технологической погрешности изготовления поршней гидроцилиндров, что можно было бы положить в основу методики расчета многомашинных приводов кольцевых затворов.

Основные задачи исследования заключались в следующем: получить зависимости ошибки синхронизации перемещения поршней гидроцилиндров от внешних факторов — массы перемещаемой нагрузки, внешних сил, дополнительно прикладываемых к гидроцилиндрам, а также от разницы эффективных площадей поршней гидроцилиндров, вызванной технологической погрешностью изготовления; оценить влияние веса кольцевого затвора на показатели синхронности движения штоков исполнительных серводвигателей.

Рассмотрены две математические модели. В первой модели штоки всех гидроцилиндров соединялись с единым кольцом затвора упругими связями, а само кольцо считалось абсолютно жестким (рис. 1).

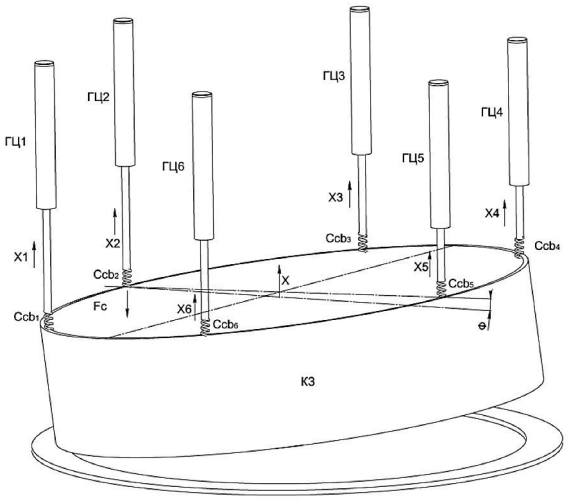


Рис. 1. Кинематическая схема сервопривода

Гидравлическая система для первой модели состояла из шести однотипных блоков с общим управляющим сигналом. Принципиальная схема одного блока показана на рис. 2.

При описании математической модели привода были приняты следующие допущения: параметры сосредоточены; выполняется условие неразрывности рабочей жидкости; модуль упругости рабочей жидкости постоянен; коэффициенты расхода дросселирующих щелей электрогидравлических усилителей постоянны; конструкция электрогидравлических усилителей идеальная; в математической модели не учитывается действие направляющих опор, по которым осуществляется движение затвора. Перемещения и скорости поршней гидроцилиндров в начальный момент времени были приняты равными нулю.

Каждый блок привода описывается четырьмя нелинейными дифференциальными уравнениями, выражающими следующее: движение золотника электрогидравлического усилителя; движение подвижной части привода; неразрывность потока через напорные щели золотника и нижнюю полость цилиндра; неразрывность потока через верхнюю полость цилиндра и сливные щели золотника.

Таким образом, первая математическая модель включала в себя 6 систем уравнений каждого из блоков и, кроме того, уравнения для перемещения общего груза и его поворота.

$$m_{zi}\frac{d^2z_i}{dt^2}=K_{FJi}(J_i-K_{\text{oc}\,i}x_i)-K_{vzi}\frac{dz_i}{dt}-C_{empi}z_i;$$

$$m_1\frac{d^2x_1}{dt^2}=(p_{11}-p_{21})S_1-C_{cb1}(x_1-X-0{,}5R\varphi)-$$

$$-K_{vx1}\frac{dx_1}{dt}-m_1g-F_{c1}\text{sign}\left(\frac{dx_1}{dt}\right);$$

$$m_2\frac{d^2x_2}{dt^2}=(p_{12}-p_{22})S_2-C_{cb2}(x_2-X-R\varphi)-$$

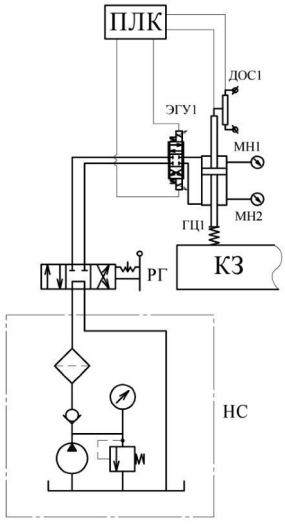


Рис. 2. Фрагмент принципиальной схемы сервопривода кольцевого затвора

$$-K_{vx2}\frac{dx_2}{dt}-m_2g-F_{c2}\text{sign}\left(\frac{dx_2}{dt}\right);$$

$$m_3\frac{d^2x_3}{dt^2}=(p_{13}-p_{23})S_3-C_{cb3}(x_3-X-0{,}5R\varphi)-$$
$$-K_{vx3}\frac{dx_3}{dt}-m_3g-F_{c3}\text{sign}\left(\frac{dx_3}{dt}\right);$$

$$m_4\frac{d^2x_4}{dt^2}=(p_{14}-p_{24})S_4-C_{cb4}(x_4-X+0{,}5R\varphi)-$$
$$-K_{vx4}\frac{dx_4}{dt}-m_4g-F_{c4}\text{sign}\left(\frac{dx_4}{dt}\right);$$

$$m_5\frac{d^2x_5}{dt^2}=(p_{15}-p_{25})S_5-C_{cb5}(x_5-X+R\varphi)-$$
$$-K_{vx5}\frac{dx_5}{dt}-m_5g-F_{c5}\text{sign}\left(\frac{dx_5}{dt}\right);$$

$$m_6\frac{d^2x_6}{dt^2}=(p_{16}-p_{26})S_6-C_{cb6}(x_6-X+0{,}5R\varphi)-$$
$$-K_{vx6}\frac{dx_6}{dt}-m_6g-F_{c6}\text{sign}\left(\frac{dx_6}{dt}\right);$$

$$M\ddot{X}=C_{cb1}(x_1-X-0{,}5R\varphi)+C_{cb2}(x_2-X-R\varphi)+$$
$$+C_{cb3}(x_3-X-0{,}5R\varphi)+C_{cb4}(x_4-X+0{,}5R\varphi)+$$
$$C_{cb5}(x_5-X+R\varphi)+C_{cb6}(x_6-X+0{,}5R\varphi)-$$
$$-Mg-K_v\dot{X}-F_c;$$

$$\mu_i\pi d_{zi}z_i\sqrt{\frac{2}{\rho}\left(P_p-p_{1i}\right)}=S_i\frac{dx_i}{dt}+\frac{V_{1i}}{E}\frac{dp_{1i}}{dt};$$

$$S_i\frac{dx_i}{dt}=\mu_i\pi d_{zi}z_i\sqrt{\frac{2}{\rho}\left(p_{2i}-p_{cl}\right)}+\frac{V_{2i}}{E}\frac{dp_{2i}}{dt},$$

$$J_p\ddot{\varphi}=F_cR-K_{M\omega}\dot{\varphi}-K_{M\varphi}R\sum_{i=1}^{6}C_{cbi}\varphi,$$

где m_i — масса i-го золотника; z_i — ход i-го золотника; K_{FJi} — коэффициент усиления электромагнитного преобразователя i-го электрогидравлического усилителя; J_i — сила тока управляющего сигнала i-го электрогидравлического усилителя; $K_{\text{ос}i}$ — коэффициент обратной связи i-го электромагнитного усилителя; x_i — ход i-го поршня; K_{vzi} — коэффициент вязкого трения i-го золотника; C_{empi} — жесткость пружины i-го электромеханического преобразователя; m_1, ... m_6 — массы поршней; p_{11}, ... p_{16} и p_{21}, ... p_{26} — давления соответственно в нижней и в верхней полостях гидроцилиндров; S_1, ... S_6 — эффективные площади поршней; K_{vx1}, ... K_{vx6} — коэффициенты вязкого трения поршней; F_{c1}, ... F_{c6} — силы сухого трения, приложенные к соответствующим поршням; μ_i — коэффициент расхода i-го золотника; P_p — давление питания; V_{1i}, V_{2i} — значения начальных объемов соответственно нижней и верхней полостей i-го гидроцилиндра; E — эффективный модуль упругости рабочей жидкости; C_{cb1}, ... C_{cb6} — жесткости связей соответствующих гидроцилиндров с общей нагрузкой; X — перемещение общей нагрузки; R — радиус щита кольцевого затвора; φ — угол поворота кольцевого затвора; M — масса кольцевого затвора; K_v — коэффициент вязкого трения затвора; F_c — сила сухого трения, приложенная к затвору; J_p — полярный момент инерции щита кольцевого затвора; $K_{M\text{ш}}$ — коэффициент нагрузки вязкого трения затвора; $K_{M\varphi}$ — коэффициент позиционной нагрузки.

Система дифференциальных уравнений решалась в интегрированной среде MATLAB с помощью встроенной функции ODE23s.

Во второй модели рассматривался привод, работающий с затвором, условно разделенным на шесть не связанных между собой частей. Кинематическая схема второй модели показана на рис. 3.

Предполагалось, что такая упрощенная схема может быть полезна в практике проектирования, когда возникает необходимость быстрой (оперативной) оценки влияния той или иной особенности конструкции на предлагаемое решение. Допущения и начальные условия принимались такими же, как и в случае решения модели с единым затвором. Каждый из входящих в данную систему приводов также описывается четырьмя нелинейными дифференциальными уравнениями, которые выражают: движение золотника электрогидравлического усилителя; движение подвижной части привода; неразрывность потока через напорные щели золотника и нижнюю полость цилиндра; неразрывность потока через верхнюю полость цилиндра и сливные щели золотника. Таким образом, математическая модель включала в себя 6 систем уравнений следующего вида:

$$\begin{cases} m_{zi}\dfrac{d^2 z_i}{dt^2} = K_{FJ\,i}(J_i - K_{oci}x_i) - K_{vzi}\dfrac{dz_i}{dt} - C_{empi}z_i; \\ m_i\dfrac{d^2 x_i}{dt^2} = (p_{1i} - p_{2i})S_i - K_{vxi}\dfrac{dx_i}{dt} - m_i g - \\ \qquad - F_{ci}\,\mathrm{sign}\left(\dfrac{dx_i}{dt}\right); \\ \mu_i \pi d_{zi} z_i \sqrt{\dfrac{2}{\rho}\left(P_p - p_{1i}\right)} = S_i\dfrac{dx_i}{dt} + \dfrac{V_{1i}}{E}\dfrac{dp_{1i}}{dt}; \\ S_i\dfrac{dx_i}{dt} = \mu_i \pi d_{zi} z_i \sqrt{\dfrac{2}{\rho}\left(p_{2i} - p_{cl}\right)} + \dfrac{V_{2i}}{E}\dfrac{dp_{2i}}{dt}. \end{cases}$$

Система дифференциальных уравнений решалась аналогичным образом. Расчеты показали, что при равномерном распределении нагрузки масса, приходящаяся на каждый гидроцилиндр, составит 10 т. При данной нагрузке цилиндры перемещаются синхронно, ошибка рассогласования отсутствует. В ходе проведения численного эксперимента для одного из цилиндров задавалось отклонение от номинальной массы в пределах от –100 до 387 %. Таким образом, на конечном этапе эксперимента сила тяжести нагрузки была сопоставима с перестановочным усилием гидроцилиндра. По результатам данного численного эксперимента была построена характеристика, приведенная на рис. 4.

По оси абсцисс рис. 4 откладывается величина $M_{отн}$, равная

$$M_{отн} = \frac{mg}{P_п S_п},$$

где m — масса нагрузки, перемещаемой гидроцилиндром; g — ускорение свободного падения;

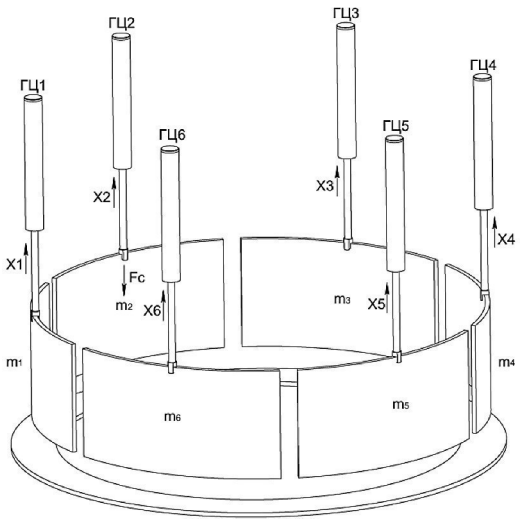


Рис. 3. Электрогидравлический привод с раздельными массами

$P_п$ — давление питания гидропривода; $S_п$ — эффективная площадь поршня.

По оси ординат рис. 4 откладывается величина $\Delta_{отн}$, являющаяся относительной ошибкой синхронизации перемещения поршней гидродвигателей:

$$\Delta_{отн} = \frac{\Delta}{l_п},$$

где Δ — ошибка синхронизации перемещения поршней гидроцилиндров; $l_п$ — ход поршня.

Из рис. 4, *а* видно, что зависимость ошибки рассогласования перемещения поршней сервоцилиндров от величины отклонения массы, перемещаемой сервоцилиндром, относительно

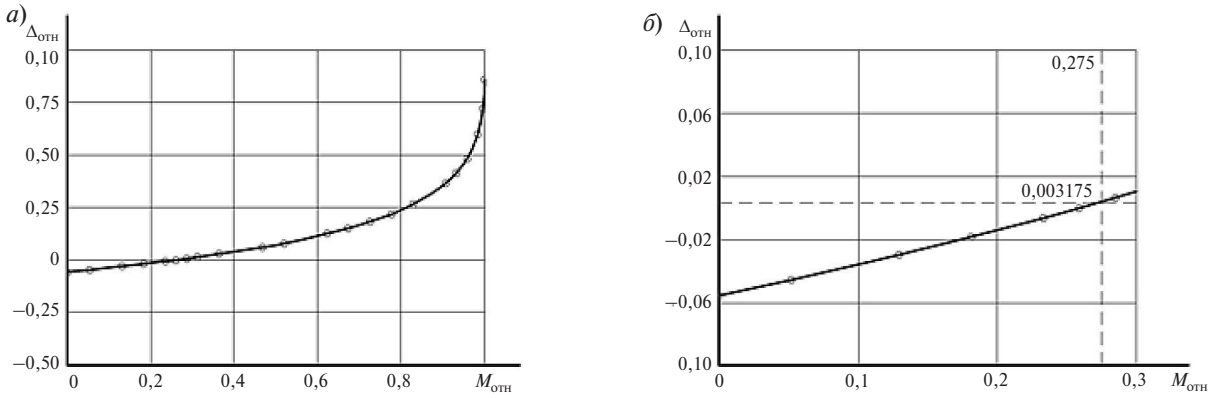


Рис. 4. Зависимость ошибки рассогласования перемещения гидроцилиндров относительно отклонения массы нагрузки от номинального значения во всем диапазоне изменения массы (*а*) и в диапазоне, ограниченном допустимой ошибкой (*б*)

номинального значения имеет нелинейный характер, причем значение ошибки резко возрастает при приближении значения силы тяжести нагрузки к величине перестановочного усилия. Однако в области, ограниченной допустимым значением ошибки синхронизации гидроцилиндров (4 мм), характеристика имеет линейный характер (рис. 4, *б*).

Анализ рис. 4, *б* позволяет сделать вывод о том, что допустимая ошибка рассогласования перемещения поршней ограничена величиной отношения веса нагрузки к перестановочному усилию, равной 27,5 %. При этом отклонение массы нагрузки от номинального значения составляет 6,6 %.

В ходе проведения численного эксперимента к одному из гидроцилиндров дополнительно, помимо действующей силы тяжести, прикладывалась внешняя нагрузка величиной от 0 до $2{,}8\cdot10^5$ Н. По результатам данного численного эксперимента была построена характеристика, приведенная на рис. 5.

По оси абсцисс рис. 5 откладывается величина $M_{\text{отн}F}$, равная

$$M_{\text{отн}F} = \frac{F_C}{P_{\text{п}} S_{\text{п}}},$$

где F_C — внешняя сила, дополнительно прикладываемая к гидроцилиндру.

По оси ординат рис. 5 откладывается величина $\Delta_{\text{отн}F}$, равная

$$\Delta_{\text{отн}F} = \frac{\Delta}{l_{\text{п}}}.$$

Из рис. 5, *а* очевидно, что зависимость ошибки рассогласования перемещения поршней гидроцилиндров от внешней нагрузки, приложенной к гидроцилиндру, также имеет нелинейный характер, однако в области значений, ограниченной допустимой ошибкой синхронизации, функция является линейной (рис. 5, *б*).

Анализ рис. 5, *б* позволяет сделать вывод о том, что допустимая величина ошибки рассогласования перемещения поршней ограничена величиной отношения дополнительно приложенной к гидроцилиндру внешней силы к перестановочному усилию, равная 1,26 %, т. е. максимальная внешняя нагрузка равна 4792 Н.

Влияние различия площадей (диаметров) цилиндров, полученное в ходе проведения численного эксперимента, показано на рис. 6. В ходе расчетов изменялся диаметр одного из поршней гидроцилиндр в пределах допуска, который при изготовлении поршня по *h*8 составляет 89 мкм для номинального диаметра 320 мм.

По оси абсцисс рис. 6 отложена величина $\Delta D_{\text{отн}}$, равная

$$\Delta D_{\text{отн}} = \frac{\Delta D}{\Delta D_{\max}},$$

где ΔD — текущее значение отклонения диаметра от номинального значения; $\Delta D_{\max}$ — максимальное значение отклонения диаметра гидроцилиндра от номинального значения.

По оси ординат отложено абсолютное значение ошибки рассогласования перемещений поршней гидроцилиндров.

Из рис. 6 очевидно, что ошибка рассогласования перемещения поршней вследствие изменения диаметра одного из них относительно номинального значения имеет линейный характер.

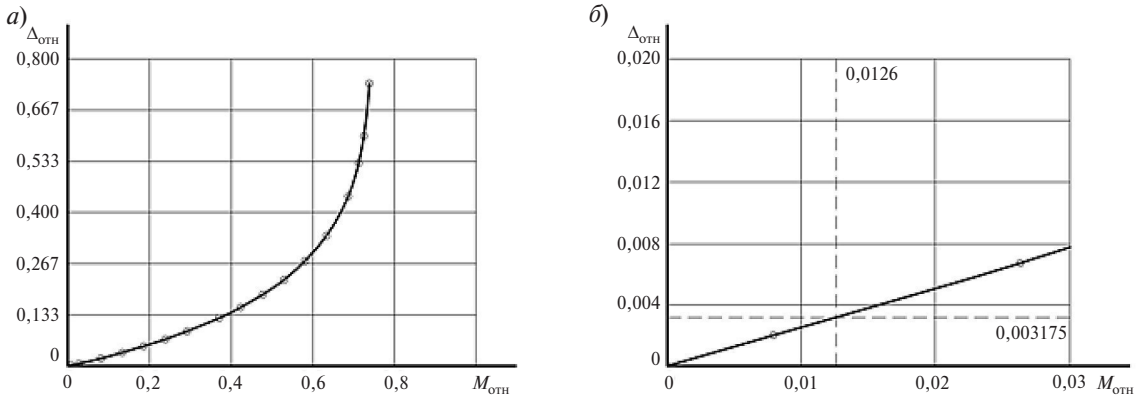


Рис. 5. Зависимость ошибки рассогласования перемещения гидроцилиндров от внешней нагрузки, приложенной к одному из цилиндров, во всем диапазоне изменения силы (*а*) и в диапазоне, ограниченном допустимой ошибкой (*б*)

Максимальная ошибка рассогласования составляет 0,284 мм при отклонении диаметра поршня от номинального значения на 89 мкм.

Таким образом, исследование математической модели многомашинного привода с независимыми массами затвора показало, следующее:

максимальная перегрузка привода относительно перестановочного усилия, обусловленная различными значениями перемещаемых масс, при которой ошибка синхронизации остается в допустимых пределах, составляет не более 27,5 %, или 6,6 % относительно номинального значения нагрузки;

дополнительно прикладываемая к гидроцилиндру внешняя нагрузка, помимо действующей силы тяжести нагрузки, также оказывает существенное влияние на синхронность работы приводов. Допустимое отношение внешней силы к перестановочному усилию составляет 1,26 %;

ошибка синхронизации перемещения поршней гидроцилиндров, вызванная погрешностью изготовления в пределах допуска, несущественна и составляет не более 7 % от допустимой ошибки синхронизации, однако ввиду действия прочих факторов должна быть учтена.

Исследование математической модели многомашинного привода с единой массой затвора позволяет сделать следующие выводы:

наличие общей массы существенно уменьшает ошибку синхронизации перемещения цилиндров, вызванную действием внешних сил, приложенных непосредственно к цилиндрам, однако делает привод более чувствительным к силам, приложенным непосредственно к затвору. Последний факт обусловлен тем, что данные силы действуют на значительных плечах (до 4,5 м), ввиду чего создаются значительные опрокидывающие моменты.

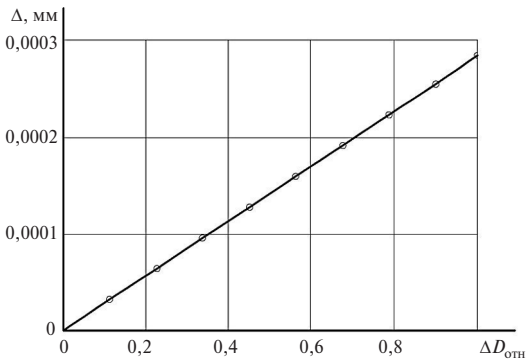


Рис. 6. Зависимость ошибки рассогласования перемещения гидроцилиндров от изменения диаметра одного из гидроцилиндров

Выполненное теоретическое исследование многомашинного привода кольцевого затвора гидротурбины позволяет определить закономерности работы данного привода, выявить наиболее значимые факторы, оказывающие влияние на его работу, оценить их негативное воздействие на синхронность перемещения поршней сервоцилиндров и выработать обоснованные рекомендации для выбора основных параметров гидропривода.

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 процессе 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. No. 2. С. 74–81.

4. **Deng Yingjian.** Research on active synchronous control system of hydraulic press and its reliability analysis // Second International Conference on Digital Manufacturing & Automation. 2011. P. 940–943.

5. **Dou Haibin, Wang Shaoping.** Synchronization Control of Hydraulic Horizontal Regulation System// 6th IEEE Conference on Industrial Electronics and applications. 2011. P. 1922–1927.

6. **Guo Chunli, Guodong Wang, Juliang Xiao.** 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.

7. **Guo Chunli, Li Zhifeng, Du Chenyang, Wang Fengyang.** QFT Synchronous Control System of Ring gate for Hydraulic Turbine // Power and Energy Engineering Conference. APPEEC 2009. Asia Pacific. 2009. P. 221–225.

8. **Jiangtao Tu, Minghui Huang.** Simulation Research of a Synchronous Balancing System for Hydraulic Press Based on AME/Simulink //International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation, 2009. P. 359–362.

9. **Xiao Juliang, Wang Guodong, Song Weike.** Electro-hydraulic proportional Synchronous Control System of Ring gate for Hydraulic Turbine // Power and Energy Engineering Conference. APPEEC 2009. Asia-Pacific. 2009 P. 142–147.

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. P. 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 flow of the Francis turbine]. *HPI publ*. Kharkov. 2012. №54. P. 176–186. (rus.)

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

4. **Deng Yingjian.** Research on active synchronous control system of hydraulic press and its reliability analysis. *Second International Conference on Digital Manufacturing & Automation*. 2011. P. 940–943.

5. **Dou Haibin, Wang Shaoping.** Synchronization Control of Hydraulic Horizontal Regulation System. *6th IEEE Conference on Industrial Electronics and applications*. 2011. P. 1922–1927.

6. **Guo Chunli, Guodong Wang, Juliang Xiao.** 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.

7. **Guo Chunli, Li Zhifeng, Du Chenyang, Wang Fengyang.** QFT Synchronous Control System of Ring gate for Hydraulic Turbine. *Power and Energy Engineering Conference. APPEEC 2009*. Asia Pacific. 2009. P. 221–225.

8. **Jiangtao Tu, Minghui Huang.** Simulation Research of a Synchronous Balancing System for Hydraulic Press Based on AME/Simulink. *International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation*. 2009. P. 359–362.

9. **Xiao Juliang, Wang Guodong, Song Weike.** Electro-hydraulic proportional Synchronous Control System of Ring gate for Hydraulic Turbine. *Power and Energy Engineering Conference. APPEEC. 2009. Asia-Pacific*.2009. P. 142–147.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ИСАЕВ Юрий Митрофанович — кандидат технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: ymi30@mail.ru

СУНАРЧИН Роберт Авалевич — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: sunar1939@mail.ru

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

AUTHORS

ISAEV Yurii M. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: ymi30@mail.ru

SUNARCHIN Robert A. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: sunar1939@mail.ru

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

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.5862/JEST.214.5
УДК 621.165

К.Н. Боришанский

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ РЕГИСТРАЦИИ АВТОКОЛЕБАНИЙ ЛОПАТОК ПАРОВЫХ ТУРБИН В УСЛОВИЯХ ЭКСПЛУАТАЦИИ

K.N. Borishanskiy

INCREASE OF MEASUREMENTS ACCURACY OF STEAM TURBINES BLADES FLUTTER IN SERVICE

Рассмотрены особенности автоколебаний бандажированных лопаток последних ступеней мощных паровых турбин, возникающих в процессе эксплуатации с синфазными собственными формами лопаточных венцов. Проанализированы преимущества и недостатки регистрации подобных колебаний с помощью модернизированного варианта дискретно-фазового метода. Показано, что дополнительные погрешности измерений могут быть связаны с крутильными и продольными колебаниями валопровода, а также осевыми вибрациями деталей статора, в которых закреплены индукционные датчики, вызванными автоколебаниями лопаток с синфазными формами. Рекомендованы мероприятия по минимизации погрешностей измерений.

ПАРОВАЯ ТУРБИНА; РАБОЧАЯ ЛОПАТКА; АВТОКОЛЕБАНИЯ; ДИСКРЕТНО-ФАЗОВЫЙ МЕТОД; ИЗМЕРЕНИЯ; ИНДУКЦИОННЫЙ ДАТЧИК; ВИБРАЦИОННАЯ НАДЕЖНОСТЬ.

The flutter of turbines blades may be a reason of the blades damage. In this paper considered are the advantages and the drawbacks of the registration of the similar flutter with help of the modern variant of the discrete-phase method. Indicated is that additional errors in the flutter registration may be due to the torsion and longitudinal vibration of turbine and generator rotors assembly, as well as axial vibration of the stator details where the induction gauges are fastened, which was caused by the self-excited vibrations of the shoulder blades with in-phase natural forms. Recommended are the measures to reduce the errors in measurements.

STEAM TURBINE, BLADE, FLUTTER, DISCRETE-PHASE METHOD, MEASUREMENT, INDUCTION GAUGE, VIBRATION RELIABILITY.

Определение уровня динамических напряжений в лопатках турбомашин расчетным путем оказывается невозможным, и поэтому для обеспечения их надежной работы требуется проведение экспериментальных исследований.

При создании лопаток последних ступеней мощных паровых турбин выполняется их вибрационная отстройка, т. е. обеспечиваются достаточные запасы между рабочими оборотами и оборотами, на которых возникают резонансы с наиболее возбудимыми собственными формами. Вибрационные исследования в экспериментальных модельных и натурных турбинах в ряде случаев выполняются в недостаточном объеме. Кроме того, следует учитывать, что ряд режимов, потенциально опасных для усталостной прочности лопаток, может быть обследован только при эксплуатации. В связи с этим ведется разработка систем, способных осуществлять непрерывный контроль вибрационного состояния лопаток в эксплуатационных условиях. Практически единственным методом измерений, позволяющим обеспечивать непрерывное функционирование подобных систем, является так называемый дискретно-фазовый (ДФМ), при котором о вибрационном состоянии лопаток судят по показаниям неподвижных датчиков, установленных против торцов вращающихся

лопаток [1]. В последние годы возможности ДФМ резко возросли в связи с развитием вычислительной техники.

Следует иметь в виду, что с помощью ДФМ могут быть измерены амплитуды и скорости колебаний периферийных сечений или взаимные смещения лопаток, но не представляющие практический интерес величины динамических напряжений. Для обоснованного перехода к интересующим величинам необходимо выполнить анализ экспериментальных данных: определить частоту колебаний, соотношение тангенциальной и аксиальной составляющих амплитуды, распределение амплитуд по окружности колеса. Весьма важно оценить и минимизировать погрешности измерений с тем, чтобы обоснованно судить об опасности зарегистрированных колебаний. В статье рассмотрены погрешности, возникающие при регистрации с помощью ДФМ автоколебаний лопаток последних ступеней мощных паровых турбин, и способы уменьшения их влияния.

Лопатки последних ступеней наиболее мощных паровых турбин, как правило, выполняются бандажированными, т. е. «замкнутый на круг» лопаточный венец представляет собой частный случай циклически-симметричной системы, собственные формы которой имеют различные числа узловых диаметров и узловых окружностей. Применительно к лопаткам турбин колебания разделяются на синфазные (без узловых диаметров), когда амплитуды и фазы колебаний всех лопаток на колесе одинаковы, и внутрипакетные (с различными числами узловых диаметров и узловых окружностей), когда амплитуды изменяются по окружности по синусоидальному закону. Первую группу форм внутрипакетных колебаний принято называть дисковыми.

В условиях эксплуатации лопатки последних ступеней могут подвергаться резонансным, срывным, а иногда и автоколебаниям.

Для уменьшения опасности резонансных явлений разработаны методики вычисления частот колебаний как отдельных лопаток, так и лопаток со связями [2–4]. Поскольку основной источник возбуждения резонансных колебаний — неизменная во времени неравномерность параметров потока по окружности колеса, то опасность большинства собственных форм бандажированных лопаток (и любых лопаток, соединенных замкнутыми на круг связями) теоретически оказывается равной нулю из-за ортогональности собственных форм возмущающим нагрузкам. В частности, работа возмущающих сил оказывается равной нулю для всех форм синфазных и большинства форм внутрипакетных колебаний [2]. Опасными могут оказаться только формы, для которых выполняется равенство $m = k$, где m — число узловых диаметров, k — кратность колебаний (число колебаний лопатки за время одного оборота ротора). Это обстоятельство учитывалось при разработке норм, в соответствии с которыми отстраиваются только дисковые колебания при условии $k = 2–4$ (иногда и $k = 5–6$). При дисковых колебаниях периферийные сечения перемещаются практически строго в аксиальном направлении, поскольку тангенциальная составляющая прогиба сильно ограничивается из-за большой жесткости пояса бандажных полок на растяжение — сжатие.

Срывные колебания лопаток последних ступеней возникают в режиме малых нагрузок и холостого хода, когда из-за резкого уменьшения объемного расхода пара обтекание лопаток носит нерасчетный характер. Срывные колебания реализуются с дисковыми формами, у которых частоты не кратны частоте вращения, а амплитуды носят нестабильный характер.

Теоретически возможность возникновения различных видов автоколебаний лопаток рассмотрена в [4, 5]. В условиях эксплуатации автоколебания лопаток последних ступеней паровых турбин (решеточный флаттер) были обнаружены сравнительно недавно, после установки на ряде электростанций систем контроля, основанных на использовании датчиков ДФМ. Первоначально были зарегистрированы автоколебания с дисковыми формами, имеющими относительно большие числа узловых диаметров [6, 7]. В ряде случаев именно автоколебания представляли наибольшую опасность для усталостной прочности лопаток.

При разработке методики контроля вибрационного состояния бандажированных лопаток учитывалось, что все рассмотренные выше типы наиболее опасных колебаний реализовывались с дисковыми формами, а значит, необходимо измерять аксиальную составляющую прогиба периферийного сечения лопатки.

Стандартный вариант ДФМ, регистрирующий перемещения периферийного сечения лопатки, не мог быть использован для контроля колебаний бандажированной лопатки, поскольку ее торец «закрыт» бандажной полкой. Для контроля подобных лопаток был разработан модернизированный вариант ДФМ [8, 9], сущность которого заключается в следующем: в пределах бандажной полки размещается магнит малого диаметра, а поперечное сечение сердечника индукционного датчика ДФМ имеет форму вытянутого прямоугольника, минимальная ось инерции которого составляет угол β с осью турбины. При прохождении магнита мимо датчика изменяется магнитный поток, и в обмотке датчика индуцируется ЭДС, величина которой меняет знак в момент прохождения магнита мимо сердечника. Для оптимального замера осевой составляющей колебаний используется измерительная пара, состоящая из двух датчиков, расположенных в одной осевой плоскости на малом расстоянии S друг от друга. Минимальная ось инерции поперечного сечения одного из датчиков составляет с осью турбины угол $+\beta$, второго $-\beta$. При отклонении лопатки в осевом направлении на величину x расстояние между поперечными сечениями сердечников датчиков в плоскости вращения магнита изменится на величину ΔS, которую необходимо измерить с высокой точностью.

Для точного замера интервалов времени между прохождением магнита мимо первого и второго датчиков пары используется подсчет числа временных импульсов, вырабатываемых измерительной аппаратурой с частотой 40 МГц. Для определения связи между интервалами времени и соответствующими им линейными величинами используются показания оборотного датчика, расположенного в районе полумуфты ротора турбины. В качестве отметчика оборотов используется прорезь, выполненная на цилиндрической поверхности полумуфты. Использование высокой частоты (40 МГц) позволяет определять с весьма высокой точностью как амплитуды, так и обороты. Даже при окружной скорости периферийного сечения, равной 660 м/с, амплитуда определяется с погрешностью 0,016 мм, а номинальные обороты, равные 3000 об/мин, — с погрешностью 0,00375 об/мин (при уменьшении скоростей и оборотов погрешности снижаются).

Коэффициент пропорциональности $k_{\text{п}}$ между величинами x и ΔS зависит не только от угла β, но также от радиального зазора между магнитом и датчиком и осевого смещения магнита относительно центра датчика, и поэтому определяется на тарировочном стенде. Поскольку частоты автоколебаний не кратны частоте вращения ротора, то лопатка проходит мимо датчиков с произвольной фазой, и поэтому при измерениях в течение малого промежутка времени будет замерена величина $\Delta S_{\max}$, пропорциональная амплитуде колебаний x_0:

$$\Delta S_{\max} = \frac{1}{k_{\text{п}}} x_0. \qquad (1)$$

Для оценки уровня динамических напряжений необходимо, помимо амплитуды x_0, знать частоту колебаний f. С помощью датчиков ДФМ измеряется не весь колебательный процесс, а только его дискретные значения один раз за оборот. Кроме того, частота колебаний лопаток f выше частоты вращения ротора n. Поэтому с помощью одной пары датчиков принципиально невозможно определить истинную частоту колебаний.

Наиболее подробно особенности измерений с помощью модернизированного варианта ДФМ изложены в [10], откуда заимствован ряд приведенных ниже формул. В частности, показано, что между истинной частотой f и частотой $f_{\text{изм}}$, «измеренной» с помощью одной пары датчиков, существует соотношение

$$f = kn \pm f_{\text{изм}}, \qquad (2)$$

где k — целое число.

Для определения частоты f необходимо воспользоваться показаниями двух пар датчиков, расположенных на угловом расстоянии $\Delta\varphi$ друг от друга, и применять следующую формулу:

$$\cos\frac{\Delta\varphi f}{n} \approx \frac{\sum_{i=1}^{M} \Delta S_{1i}\Delta S_{2i}}{\sqrt{\sum_{i=1}^{M} \Delta S_{1i}^2 \sum_{i=1}^{M} \Delta S_{2i}^2}}, \qquad (3)$$

где ΔS_{1i}, ΔS_{2i} — отклонения от средних значений для первой и второй пар датчиков при i-м замере; M — общее число замеров. Точность формулы (3) возрастает по мере увеличения числа замеров, но практически точной она оказывается уже при выполнении измерений в течение нескольких секунд.

При регистрации автоколебаний с дисковыми формами после нахождения частоты f оказалось возможным определить число узловых диаметров m, а также выяснить особенности колебаний, определяющие возможность подвода энергии от потока к лопаткам [7, 10].

Необходимость изменения методики измерений выяснилась после того, как были зарегистрированы автоколебания с синфазными формами, возникавшие с общей частотой одновременно в четырех ступенях (лопатки последней и предпоследней ступеней двухпоточного ротора низкого давления мощной турбины) [10, 11]. Были зарегистрированы три формы автоколебаний относительно близких по частотам, которые незначительно отличались от первой синфазной частоты лопаток предпоследней ступени и второй синфазной частоты лопаток последней ступени, по расчету близких друг к другу.

При синфазных формах периферийное сечение лопатки имеет не только аксиальную (x_0), но и тангенциальную (y_0) составляющие, причем для первой формы выполняется неравенство $y_0 > x_0$. В [10] показано, что при наличии как аксиальной, так и тангенциальной составляющих справедлива формула

$$\Delta S_{\max} = \sqrt{\left(\frac{1}{k_n} x_0 \cos\frac{fS}{2nR}\right)^2 + \left(2y_0 \sin\frac{fS}{2nR}\right)^2}, \quad (4)$$

где R — радиус установки датчиков ДФМ.

При $y_0 \approx 0$ и $S \ll R$ формула (4), естественно, переходит в (1). Из формулы (4) следует, что «обычные» пары датчиков ДФМ с малыми базами S оказываются неэффективными для замера тангенциальной составляющей колебаний. При условии $y_0 > x_0$ существенного увеличения полезного сигнала можно добиться, составляя «дополнительные» пары из датчиков, входящих в различные «обычные» пары.

Если углы β для датчиков, составляющих «дополнительную» пару с базой $S_{\text{доп}}$, одинаковы, то результаты измерений будут описываться формулой

$$\Delta S_{\max} = \left(\pm\frac{1}{k_{\text{п}}} x_0 + 2y_0\right)\sin\frac{fS_{\text{доп}}}{2n\text{R}}. \quad (5)$$

В дальнейшем будем использовать знак + в этой формуле, чего всегда можно добиться за счет выбора датчиков с углами $+\beta$ или $-\beta$.

В [10] отмечается, что наибольший полезный сигнал может быть получен, если определять взаимные смещения лопаток с угловыми координатами φ_j и φ_k с помощью одного и того же датчика ДФМ. Введем обозначения $\varphi_k - \varphi_j = \psi$, $\varphi_k + \varphi_j = \psi + 2\varphi_j$. Можно определить взаимные смещения при i-м замере, когда фаза колебаний j-й лопатки при прохождении мимо датчика равна α_i:

$$\Delta S_i(jk) =$$

$$= \left(\frac{1}{k_{\text{п}}} x_0 + 2y_0\right)\sin\frac{\psi f}{2n}\cos\left[\alpha_i + \frac{(\psi + 2\varphi_j)f}{2n}\right]. \quad (6)$$

Поскольку частота автоколебаний не кратна частоте вращения ротора, то максимальная величина взаимных смещений будет равна

$$\Delta S_i(jk) = \left(\frac{1}{k_{\text{п}}} x_0 + 2y_0\right)\sin\frac{\psi f}{2n}. \quad (7)$$

Условию $\sin(\psi f/(2n)) = 1$ соответствует замер взаимных смещений лопаток, проходящих мимо датчика ДФМ в противофазе. Изменяя величину ψ (что предусмотрено программой обработки результатов измерений), можно независимо от координат расположения датчиков ДФМ не только определить максимальную величину взаимных смещений, но и уточнить частоту колебаний f.

Применение измененной методики измерений с использованием формул (3)–(7) позволило определить соотношение аксиальной и тангенциальной составляющих амплитуд колебаний периферийных сечений лопаток разных ступеней при трех различных формах синфазных колебаний, сдвиг по фазе между колебаниями различных лопаточных венцов, зависимость интенсивности автоколебаний от режима работы турбины.

В процессе анализа результатов измерений выявился ряд погрешностей, отсутствовавших при регистрации автоколебаний с дисковыми формами. Например, вычисленные по формуле (3) частоты не удовлетворяли в точности условию (2). Были зарегистрированы определенные закономерности в изменении амплитуд и частот колебаний по окружности колеса, несмотря на то, что возбуждалась синфазная собственная форма. Отношения x_0/y_0 существенно различались для лопаток двух однотипных ступеней,

колебавшихся с равными частотами и примерно одинаковыми суммарными амплитудами.

Выясним причины указанных расхождений и рассмотрим возможности минимизации обнаруженных погрешностей.

Принципиальное отличие автоколебаний с синфазными формами от автоколебаний с дисковыми в том, что в первом случае главный вектор и главный момент усилий, действующих от лопаточного венца на ротор, не равны нулю. В результате эти осевые усилия и крутящие моменты могут вызвать продольные и крутильные колебания валопровода, а также вибрацию деталей статора, в которых закреплены датчики ДФМ.

Обнаруженное экспериментально равенство частот автоколебаний всех четырех лопаточных венцов связано именно с крутильной и продольной податливостью элементов валопровода, поскольку из-за неизбежных технологических отклонений часто́ты различных комплектов лопаток, даже изготовленных по одному чертежу, должны немного различаться.

Наличие крутильных колебаний валопровода при одной из форм синфазных автоколебаний подтверждается экспериментальными данными, представленными на рис. 1.

На рис. 1, *а* приведены показания оборотного датчика, расположенного в районе полумуфты ротора; на рис. 1, *б* — показания пары датчиков с малой базой S, регистрирующих практически только аксиальную составляющую прогиба периферийного сечения. Как видно, колебания лопаток и ротора происходят с одной и той же измеренной частотой, равной примерно 15 Гц. Сопоставление показаний двух пар датчиков с использованием формулы (3) позволило установить, что истинная частота — f = 115 Гц, т. е. соотношение (2) удовлетворяется при условии $k = 2$.

Колебания ротора (т. е. колебания отметчика оборотов) вызывают погрешности при нахождении как частоты, так и интенсивности колебаний. Чтобы не только качественно, но и количественно оценить влияние вибрации ротора на результаты измерений, необходимо знать амплитуду колебаний ротора, а также возможный сдвиг по фазе между колебаниями ротора и лопаток (сдвиг по фазе может иметь место из-за того, что частоты автоколебаний выше низших частот крутильных и продольных колебаний валопровода).

Данные о связи отметчика оборотов и лопаток можно получить, если в качестве оборотного датчика использовать один из лопаточных, а в качестве отметчика оборотов — одну из лопаток. Такая возможность предусмотрена программой обработки результатов, когда для определения оборотов используется сигнал только

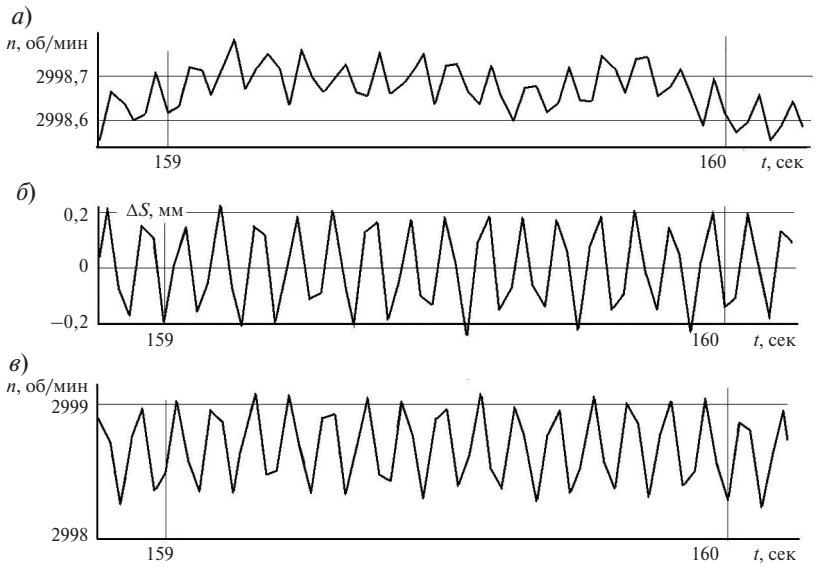


Рис. 1. Зависимость от времени показаний оборотного датчика (*а*), пары датчиков, регистрирующих аксиальную составляющую колебаний, (*б*) и лопаточного датчика, используемого в качестве оборотного, (*в*)

одной из лопаток, оснащенных магнитами. Результаты измерений представлены на рис. 1, *в*. Как видно, «изменение оборотов» также происходит с $f_{изм}$ = 15 Гц, но со значительно большей интенсивностью, т. к. амплитуды автоколебаний лопаток существенно больше амплитуд крутильных колебаний ротора в районе полумуфты.

Если лопатка, используемая для определения числа оборотов, колеблется с частотой f и амплитудами x_0 и y_0 в осевом и тангенциальном направлениях, а фазовый угол в момент прохождения лопаткой мимо датчика при i-м замере равняется α_i, то ее отклонения от положения равновесия при i-м и i+1-м замерах будут соответственно равны

$$\Delta S_i = \left(\frac{1}{2k_{\text{п}}} + y_0\right)\sin\alpha_i;$$

$$\Delta S_{i+1} = \left(\frac{1}{2k_{\text{п}}} + y_0\right)\sin\left(\alpha_i + \frac{2\pi f}{n}\right). \qquad (8)$$

С учетом выражений (8) легко понять, что погрешность при определении длины окружности с помощью лопаточного оборотного датчика при i-м замере будет равна

$$\delta S_i = \Delta S_{i+1} - \Delta S_i =$$

$$= \left(\frac{1}{2k_{\text{п}}} + 2y_0\right)\sin\frac{\pi f}{n}\cos\left(\alpha_i + \frac{\pi f}{n}\right). \qquad (9)$$

Таким образом, за i-й оборот будет замерено расстояние $2\pi R + \delta S_i$ (а не $2\pi R$), длительность i-го оборота изменится, что приведет и к изменению измеренной частоты вращения ротора — рис. 1, *в*.

Зная зависимость колебаний отметчика оборотов от времени, можно расчетным путем оценить их влияние на точность определения амплитуд и частот колебания лопаток, а затем сопоставить полученные результаты с экспериментальными данными.

Из-за ошибки при определении длины окружности погрешность при определении расстояния между j-й и k-й лопатками при i-м замере будет равна

$$\delta S_i(jk) =$$

$$= -\frac{\psi}{2\pi}\left(\frac{1}{k_{\text{п}}}x_0 + 2y_0\right)\sin\frac{\pi f}{n}\cos\left(\alpha_i + \frac{\pi f}{n}\right). \qquad (10)$$

Таким образом, измеренное взаимное смещение j-й и k-й лопаток вместо формулы (6) будет определяться выражением

$$\Delta S_{i\Sigma}(jk) = \Delta S_i(jk) + \delta S_i(jk). \qquad (11)$$

Преобразуем выражение (11) к следующему виду:

$$\Delta S_{i\Sigma}(jk) = \left(\frac{1}{k_{\text{п}}}x_0 + 2y_0\right)(C_1\cos\alpha_i - C_2\sin\alpha_1), \qquad (12)$$

где $C_1 = \sin\frac{\psi f}{2n}\cos\frac{(2\varphi_j + \psi)f}{2n} - \frac{\psi}{4\pi}\sin\frac{2\pi f}{n}$;

$$C_2 = \sin\frac{\psi f}{2n}\sin\frac{(2\varphi_j + \psi)f}{2n} - \frac{\psi}{2\pi}\sin^2\frac{\pi f}{n}. \qquad (13)$$

Поскольку часто́ты автоколебаний не кратны частоте вращения ротора, то максимум величины $\Delta S_{\Sigma\max}$ будет определяться формулой

$$\Delta S_{\Sigma\max} = \left(\frac{1}{k_{\text{п}}}x_0 + 2y_0\right)\sqrt{C_1^2 + C_2^2}. \qquad (14)$$

В отличие от формулы (7), в данном случае величина $\Delta S_{\Sigma\max}$ зависит не только от углового расстояния ψ между лопатками, но и от положения лопатки по окружности колеса, поскольку коэффициенты C_1 и C_2 зависят от угловой координаты φ_j.

Сравним расчетную и экспериментальную зависимости влияния вибрации отметчика оборотов (в данном случае его роль выполняет лопатка) на точность определения интенсивности автоколебаний. Учтем, что при использовании лопатки в качестве отметчика оборотов относительная величина погрешности не будет зависеть от интенсивности колебаний, так как множитель $(1/k_{\text{п}})x_0 + y_0$ входит в выражения как для ΔS_i, так и δS_i.

Для уменьшения влияния случайных погрешностей в формулах (7) и (14) рассмотрим случай $\sin(\psi f/(2n)) = 1$, обеспечивающий получение максимальных результатов измерений. В этом частном случае определим расчетную зависимость интенсивности колебаний от угловой координаты φ_j (угловое расстояние j-й лопатки от первой), определяющей начале оборота.

Относительная расчетная величина $\Delta S_{\Sigma\max}/\Delta S_{\max}$ в данном случае будет определяться выражением

$$\Delta S^{\text{отн}}_{\Sigma\max}(\varphi_j) =$$

$$= \sqrt{1 + \frac{n^2}{4f^2}\sin^2\frac{\pi f}{n} + \frac{n}{f}\sin\frac{\pi f}{n}\sin\frac{f}{n}(\varphi_j - \pi)}. \quad (15)$$

Максимальные и минимальные значения будут достигаться при условии $\sin[(f/n)(\varphi_j - \pi)] = \pm 1$ и составлять $1 \pm (n/2f)\sin(\pi f/n)$. Для автоколебаний с частотой 115 Гц это означает, что минимальные и максимальные значения будут отличаться от ΔS_{max} на ±17,6 %. В то же время средняя для всех лопаток на колесе величина $\Delta S_{\Sigma max}$ будет незначительно отличаться от ΔS_{max}. Действительно, при изменении φ_j от 0 до 2π сумма последних слагаемых в подкоренном выражении формулы (15) будет равна нулю, и относительное различие, примерно равное $(n^2/8f^2)\sin^2(\pi f/n)$, составит всего 1,55 %.

Расчетную зависимость, полученную по формуле (15), сопоставим с экспериментальной, найденной при использовании лопаточного оборотного датчика для случая $\sin(\psi f/(2n)) \approx 1$. Сопоставление выполним не для величин ΔS_{max}, а для более представительных величин СКО, которые определяются результатами всех замеров, а не отдельных точек, соответствующих максимальным измеренным величинам. Кроме того, перейдем к относительным величинам, разделив расчетные и экспериментальные значения на соответствующие средние значения по комплекту. Зависимость расчетных и экспериментальных величин от $\varphi_{отн} = \varphi_j/2\pi$ показана на рис. 2.

Как видно, имеется хорошее совпадение экспериментальных и расчетных результатов при использовании лопаточного оборотного датчика. Это указывает на то, что измеренные различия в интенсивности колебаний по окружности колеса полностью объясняются вибрацией отметчика оборотов, а не фактическими различиями в амплитудах лопаток. На рис. 2 приведена также зависимость относительного среднеквадратического отклонения $СКО_{отн}$ от $\varphi_{отн}$ при использовании обычного оборонного датчика. Как видно, определенная зависимость интенсивности колебаний от угловой координаты также имеет место. Естественно, что зависимость оказалась значительно слабее, поскольку амплитуда крутильных колебаний валопровода в районе установки оборотного датчика меньше амплитуды автоколебаний лопаток (см. рис. 1, *а*, *в*).

Слабая зависимость средней по комплекту величины $СКО_{ср}$ от вибрации отметчика оборотов также получила экспериментальное подтверждение: при использовании лопаточного оборотного датчика величина $СКО_{ср}$ только на 1,6 % превысила аналогичную величину при использовании обычного оборотного датчика. При регистрации автоколебаний с частотами примерно 108 и 98 Гц различия составляли 0,4 и 0,05 % и не превосходили погрешностей измерений и вычислений (ранее отмечалось, что величина погрешностей пропорциональна $\sin^2(\pi f/n)$).

С помощью преобразований, аналогичных выполненным ранее, можно выяснить влияние вибрации отметчика оборотов на погрешности при определении частоты колебаний. Как и ранее, рассмотрим практически наиболее важный, обеспечивающий получение максимальных результатов случай $\sin f/(2n) = 1$. Для нахождения

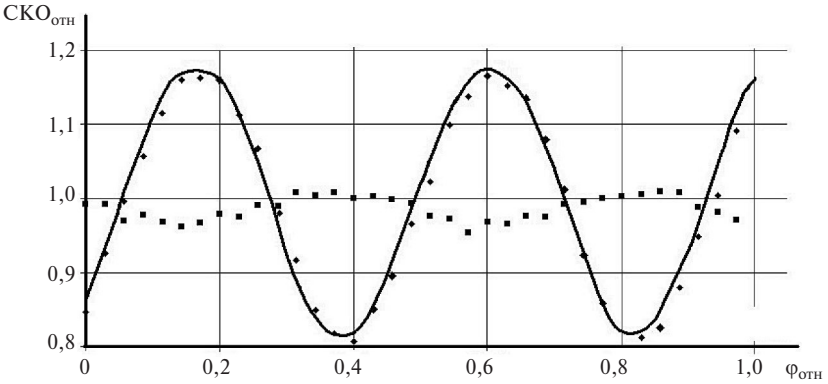


Рис. 2. Зависимость интенсивности колебаний по окружности колеса от вибрации отметчика оборотов: расчет (–) и эксперимент (♦) при использовании лопаточного оборотного датчика; эксперимент (■) при использовании обычного оборотного датчика

частоты необходимо вычислить входящие в правую часть формулы (3) суммы, которые в данном случае при условии $[(1/k_{\text{п}})x_0 + 2y_0] = 1$ примут следующий вид:

$$\sum_{i=1}^{M} S_{1\Sigma}^2 = \frac{M}{2}\left[1+\frac{n^2}{4f^2}\sin^2\frac{\pi f}{n}+ +\frac{n}{f}\sin\frac{\pi f}{n}\sin\frac{f}{n}(\varphi_j-\pi)\right]; \quad (16)$$

$$\sum_{i=1}^{M} \Delta S_{2\Sigma}^2 = \frac{M}{2}\left[1+\frac{n^2}{4f^2}\sin^2\frac{\pi f}{n}+ +\frac{n}{f}\sin\frac{\pi f}{n}\sin\frac{f}{n}\left(\varphi_j+\Delta\varphi-\pi\right)\right]; \quad (17)$$

$$\sum_{i=1}^{M} \Delta S_{1\Sigma}\Delta S_{2\Sigma} = \frac{M}{2}\left[\cos\frac{\Delta\varphi f}{n}+\frac{n^2}{4f^2}\sin^2\frac{\pi f}{n}+ +\frac{n}{f}\sin\frac{\pi f}{n}\cos\frac{\Delta\varphi f}{2n}\sin\left(\varphi_j+\frac{\Delta\varphi}{2}-\pi\right)\right], \quad (18)$$

где $\Delta S_{2\Sigma}$ — показания второго датчика, расположенного на угловом расстоянии $\Delta\varphi$ от первого и также определяющего взаимные смещения.

Расчеты и эксперименты показывают, что и в этом случае «изменение» частот при использовании лопаточного оборотного датчика оказывается значительно сильнее, чем при использовании обычного оборотного, и полностью объясняется вибрацией отметчика оборотов (рис. 3).

Результаты расчетов и экспериментов подтверждают также, что средние по комплекту часто́ты практически не зависят от вибрации отметчика оборотов. Для всех трех форм автоколебаний с частотами примерно 115, 108 и 98 Гц разница средних по комплекту частот при использовании лопаточного и обычного оборотного датчиков не превосходила нескольких десятых долей % и не превышала погрешностей измерений и вычислений.

Из сопоставления экспериментальных данных, представленных на рис. 2, 3, следует также, что крутильные колебания валопровода в районе установки оборотного датчика и автоколебания исследуемой ступени происходили в противофазе.

При использовании показаний пар датчиков с малыми базами S, т. е. при регистрации главным образом аксиальной составляющей амплитуды периферийного сечения, существенное влияние на точность измерений могут оказать продольные колебания валопровода, а также связанные с ними через упорный подшипник осевые колебания деталей статора, в которых закреплены лопаточные датчики ДФМ. Например, при регистрации синфазных автоколебаний правых и левых лопаток предпоследней ступени с частотой $f_{\text{изм}} = 7{,}6$ Гц было обнаружено, что средние суммарные амплитуды колебаний этих ступеней отличались на 15 %, а осевые составляющие амплитуд — в 1,5 раза. Естественно, что при одинаковых частотах собственные формы

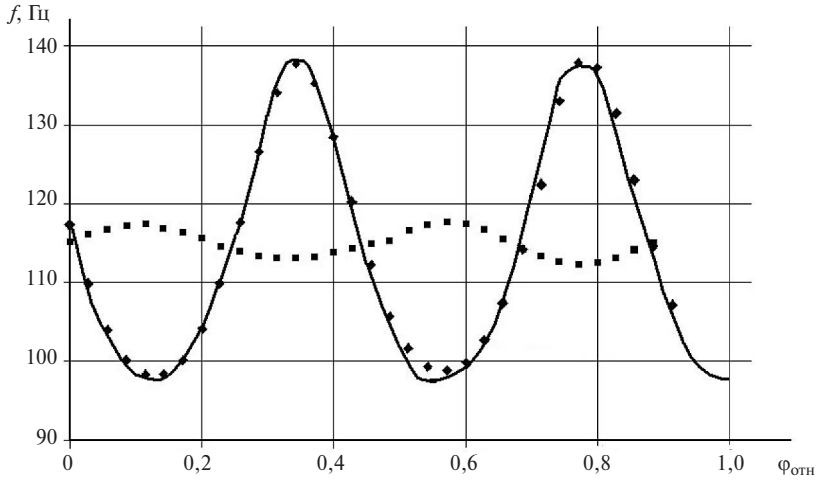


Рис. 3. Зависимость частоты колебаний по окружности колеса от вибрации отметчика оборотов: расчет (—) и эксперимент (♦) при использовании лопаточного оборотного датчика; эксперимент (■) при использовании обычного оборотного датчика

колебаний должны быть весьма близки, а столь сильное различие в отношениях x_0/y_0 должно объясняться влиянием дополнительных факторов. Кроме того, при использовании формулы (3) было найдено, что средняя частота одной из ступеней равнялась 111,5 Гц, а второй — 103,4 Гц, т. е. не выполнялось условие (2). Результаты измерений средних по комплекту значений полностью совпадали при использовании как обычного, так и лопаточного оборотного датчиков.

Наиболее вероятная причина существенного различия в отношениях x_0/y_0 для левых и правых ступеней — продольные колебания валопровода, которые для одной ступени суммировались с аксиальными перемещениями периферийных сечений лопаток, а для другой — вычитались. Различия в измеренных частотах, по всей вероятности, зависели от разницы в уровнях осевой вибрации датчиков двух пар, используемых для определения частоты, и наличия сдвига по фазе между вибрацией деталей статора и автоколебаниями лопаток. Например, расчеты показывают, что при вибрации датчиков одной из пар, равной 10 % от аксиальных перемещений лопаток, и сдвиге по фазе между осевой вибрацией и автоколебаниями, равном 0,15π, измеренная частота автоколебаний для одной ступени составит 103,6 Гц, а для другой — 112,4 Гц (при истинной частоте 107,6 Гц). Примерно такие же различия в частотах будут получены при условии, что осевая вибрация составляет только 5 %, но сдвиг по фазе равен 0,3π.

В некоторых случаях определение частот автоколебаний по формуле (3) на основании измерения только аксиальной составляющей амплитуды колебания периферийного сечения оказывается вообще невозможным. Например, при регистрации автоколебаний с $f_{изм}$ = 2,2 Гц было получено с использованием формулы (3), что для одной из предпоследних ступеней f = 103,4 Гц, а для другой — 99,9 Гц. Поскольку с учетом соотношения (2) истинная частота могла равняться как 97,8 Гц, так и 102,2 Гц, то оказалось необходимым использовать другой, более надежный способ определения частоты.

Истинное значение частоты автоколебаний было найдено с использованием формулы (7) при определении зависимости величин взаимных смещений от углового расстояния ψ между лопатками. Результаты вычислений для частот 97,8 и 102,2 Гц приведены на рис. 4. Там же указана экспериментальная зависимость величин взаимных смещений от ψ. Представлены относительные величины взаимных смещений $A_{отн} = A(\psi)/A_{max}$ в зависимости от $\psi_{отн} = \psi/2\pi$.

Как видно, экспериментальные точки практически совпадают с расчетной кривой для f = 97,8 Гц и существенно отличаются от расчетной кривой для f = 102,2 Гц (особенно, при больших значениях $\psi_{отн}$).

Изложенная методика измерений позволяет получить не только исчерпывающие с практической точки зрения данные о колебаниях лопаток (в том числе об автоколебаниях лопаток

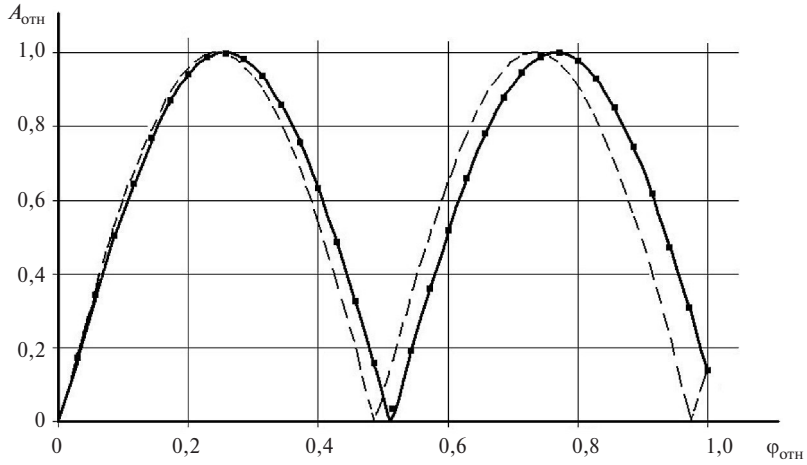


Рис. 4. Зависимость величины взаимных смещений от углового расстояния между лопатками: расчет (–) и эксперимент (■) при частоте 97,8 Гц; расчет (---) при частоте 102,2 Гц

с синфазными собственными формами), но и интересные данные о состоянии ряда других деталей турбоагрегата, особенно при переходных режимах его работы. Например, могут быть получены данные о крутильных и продольных колебаниях валопровода, а также об упругой раскрутке валопровода, осевом сдвиге ротора и статических деформациях лопаток при сбросе нагрузки, об изменении относительных расширений ротора в местах установки датчиков ДФМ при изменении режима работы турбоагрегата. Определение возможности появления сдвига по фазе между аксиальными и тангенциальными составляющими колебаний лопаток из-за крутильных и продольных колебаний валопровода может представлять интерес для оценки величины аэродемпфирования (или аэровозбуждения) при расчете нестационарного воздействия потока на колеблющийся лопаточный венец.

На основании изложенного можно сформулировать следующие выводы.

1. Использование измененной методики измерений с помощью датчиков ДФМ, предназначенных для регистрации только аксиальной составляющей колебаний, позволило определить суммарную амплитуду, а также сумму и разность аксиальной и тангенциальной составляющих.

2. При регистрации автоколебаний с синфазными собственными формами с помощью модернизированного варианта ДФМ обнаружены дополнительные погрешности, отсутствовавшие при регистрации автоколебаний с дисковыми формами. Появление дополнительных погрешностей объясняется тем, что синфазные автоколебания лопаток создают крутильные и продольные колебания валопровода турбоагрегата и могут вызвать осевую вибрацию деталей статора, в которых закреплены датчики ДФМ.

3. Следствием колебаний отметчика оборотов является «закономерное изменение» амплитуд и частот колебаний лопаток по окружности колеса. Следует, однако, иметь в виду, что средние по комплекту амплитуды и частоты от вибрации отметчика оборотов практически не зависят.

4. Осевая вибрация деталей статора и продольные колебания валопровода в основном оказывают влияние на точность определения аксиальной составляющей амплитуды колебаний периферийного сечения лопатки и могут привести к погрешности при определении частоты автоколебаний. В связи с этим оценивать уровень динамических напряжений в лопатках необходимо по величине тангенциальной составляющей амплитуды колебаний.

5. Определить наиболее точное значение частоты автоколебаний можно, если сопоставить экспериментальную зависимость величин взаимных смещений лопаток от углового расстояния между ними с расчетной, полученной с использованием формул (2) и (7).

6. Для повышения надежности работы турбоагрегатов необходимо устанавливать системы контроля вибрационного состояния лопаток, основанные на модернизированном варианте ДФМ, как в новых мощных турбинах, так и в турбинах, где имели место усталостные повреждения лопаток.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Заблоцкий И.Е., Коростелев Ю.А., Шипов Р.А.** Бесконтактные измерения колебаний лопаток турбомашин. М.: Машиностроение, 1977. 160 с.

2. **Левин А.В., Боришанский К.Н., Консон Е.И.** Прочность и вибрация лопаток и дисков паровых турбин. Л.: Машиностроение, 1981. 710 с.

3. **Воробьев Ю.С.** Колебания лопаточного аппарата турбомашин. Киев: Наукова думка, 1988. 224 с.

4. **Костюк А.Г.** Динамика и прочность турбомашин. М.: Изд-во МЭИ, 2000. 480 с.

5. **Самойлович Г.С.** Возбуждение колебаний лопаток турбомашин. М.: Машиностроение, 1975. 288 с.

6. **Боришанский К.Н,. Григорьев Б.Е., Григорьев С.Ю. [и др.].** Особенности решеточного флаттера лопаток последних ступеней мощных паровых турбин // Надежность и долговечность машин и сооружений. 2008. №30. С. 24–31.

7. **Боришанский К.Н.** Особенности автоколебаний бандажированных рабочих лопаток и меры борьбы с ними // Энергетик. 2010. №. 12. С. 35–37.

8. **Патент РФ №2063519.** Устройство для замера амплитуд колебаний рабочих лопаток турбомашин дискретно-фазовым методом / К.Н. Боришанский, Б.Е. Григорьев, С.Ю. Григорьев [и др.]. БИ. 1996. №19.

9. **Патент РФ №2143103.** Устройство для замера амплитуд колебаний бандажированных лопаток турбин дискретно-фазовым методом / К.Н. Боришанский, Б.Е. Григорьев, С.Ю. Григорьев [и др.]. БИ. 1999. №35.

10. **Боришанский К.Н.** Колебания рабочих лопаток паровых турбин и меры борьбы с ними. Германия, Саарбрюккен: Palmarium Academic Publishing, 2014. 528 с.

11. **Боришанский К.Н.** Разновидности автоколебаний лопаток паровых турбин и меры борьбы с ними. // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. №2 (171). С. 52–60.

REFERENCES

1. **Zablotskiy I.Ie., Korostelev Yu.A., Shipov R.A.** Beskontaktnyye izmereniya kolebaniy lopatok turbomashin [Contactless measurement of turbomachinery blade oscillation]. M.: Mashinostroyeniye, 1977. 160 s. (rus.)

2. **Levin A.V., Borishanskiy K.N., Konson Ye.I.** Prochnost i vibratsiya lopatok i diskov parovykh turbin [Strength and vibration blades and disks of steam turbines]. L.: Mashinostroyeniye, 1981. 710 s. (rus.)

3. **Vorobiev Iu.S.** Kolebaniya lopatochnogo apparata turbomashin [Fluctuations in turbomachinery blading]. Kiev: Naukova dumka, 1988. 224 s. (rus.)

4. **Kostyuk A.G.** Dinamika i prochnost turbomashin [Dynamics and Strength of turbomachinery]. M.: Izd-vo MEI, 2000. 480 s. (rus.)

5. **Samoylovich G.S.** Vozbuzhdeniye kolebaniy lopatok turbomashin [Excitation of oscillations of turbomachinery blades]. M.: Mashinostroyeniye, 1975. 288 s. (rus.)

6. **Borishanskiy K.N., Grigoryev B.Ie., Grigoryev S.Iu. [i dr.].** Osobennosti reshetochnogo flattera lopatok poslednikh stupeney moshchnykh parovykh turbin [Features a lattice blade flutter last stages of powerful steam turbines]. *Nadezhnost i dolgovechnost mashin i sooruzheniy*. Ukraina. 2008. №30. S. 24–31. (rus.)

7. **Borishanskiy K.N.** Osobennosti avtokolebaniy bandazhirovannykh rabochikh lopatok i mery borby s nimi [Features auto-oscillations of rotor blades and shrouded their control]. *Energetik*. 2010. №12. S. 35–37. (rus.)

8. **Patent RF №2063519.** Ustroystvo dlya zamera amplitud kolebaniy rabochikh lopatok turbomashin diskretno-fazovym metodom [A device for measuring the oscillation amplitudes of rotor blades turbomachinery discrete-phase method] / K.N. Borishanskii, B.Ie. Grigoryev, S.Iu. Grigoriev [i dr.]. *BI*. 1996, №19. (rus.)

9. **Patent RF №2143103.** Ustroystvo dlya zamera amplitud kolebaniy bandazhirovannykh lopatok turbin diskretno-fazovym metodom. [Device for measuring vibration amplitudes shrouded turbine blades discrete-phase method] / K.N. Borishanskii, B.Ie. Grigoriev, S.Iu. Grigoriev [i dr.]. *BI*. 1999, №35. (rus.)

10. **Borishanskiy K.N.** Kolebaniya rabochikh lopatok parovykh turbin i mery borby s nimi [Vibrations of rotor blades of steam turbines and their control]. Germaniya, Saarbryukken: Palmarium Academic Publishing, 2014. 528. S. (rus.)

11. **Borishanskiy K.N.** Raznovidnosti avtokolebaniy lopatok parovykh turbin i mery borby s nimi [Varieties of self-oscillations of steam turbine blades and their control]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. №2 (171). S. 52–60. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

БОРИШАНСКИЙ Константин Николаевич — доктор технических наук профессор кафедры турбин, гидромашин и авиационных двигателей Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: knb37@mail.ru

AUTHOR

BORISHANSKIY Konstantin N. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: knb37@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.5862/JEST.214.6
УДК 621.313.322

А.Ю. Стогов, А.Н. Беляев

ПОВЫШЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ АВТОНОМНЫХ ЭНЕРГОСИСТЕМ НА ОСНОВЕ ДАННЫХ МОНИТОРИНГА ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМОВ

A.Yu. Stogov, A.N. Belyaev

THE IMPROVEMENT OF TRANSIENT STABILITY OF AUTONOMOUS POWER SYSTEMS BASED MONITORING TRANSITIONAL REGIME

В работе с помощью простейшей модели автономной электроэнергетической системы нефтедобывающего комплекса с преобладающей двигательной нагрузкой изучены возможности применения дополнительного регулирования возбуждения и мощности по отклонению взаимного угла между роторами синхронных машин для повышения уровня статической и динамической устойчивости. Исследована целесообразность внедрения дополнительных обратных связей по взаимному углу в системах регулирования генератора газотурбинной электростанции (системы АРВ и АРЧМ) и эквивалентного синхронного двигателя (АРВ) на основе совместного расчета областей D-разбиения и собственных значений матрицы переменных состояния. С использованием методов компьютерного моделирования рассмотрены возможности совместного регулирования АРЧМ газотурбинного агрегата и частотного привода синхронного двигателя для повышения уровня динамической устойчивости системы.

АВТОНОМНАЯ ЭНЕРГОСИСТЕМА; ДИНАМИЧЕСКАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ; ГАЗОТУРБИННЫЙ АГРЕГАТ; АСИНХРОННЫЙ ДВИГАТЕЛЬ; АВТОМАТИЧЕСКИЙ РЕГУЛЯТОР ВОЗБУЖДЕНИЯ; АВТОМАТИЧЕСКИЙ РЕГУЛЯТОР ЧАСТОТЫ И МОЩНОСТИ; СИСТЕМА МОНИТОРИНГА ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМОВ; ЧАСТОТНО-РЕГУЛИРУЕМЫЙ ПРИВОД.

The integration of additional excitation and load-frequency control on the basis of wide area measurement system data is investigated in a simple equivalent model of an oil-production enterprise autonomous power system with dominant motor load to improve small signal and transient stability. It is shown that small signal stability level can be substantially increased by applying the angle feedback in the power system stabilizer of synchronous generators and motors as well as gas turbine frequency control. Parameter optimization is primarily based on eigenvalue calculation and damping curve analysis. The principles of the combined gas turbine and variable frequency drive control are developed to improve autonomous power system transient stability, the level of which is deadly low at an oil- and gas production enterprise.

AUTONOMOUS POWER SYSTEM, TRANSIENT STABILITY, GAS TURBINE, INDUCTION MOTOR, AUTOMATIC VOLTAGE REGULATOR, POWER SYSTEM STABILIZER, AUTOMATIC LOAD-FREQUENCY CONTROL, WIDE AREA MEASUREMENT SYSTEM, VARIABLE FREQUENCY DRIVE.

Введение

Идея использования взаимных углов между векторами напряжений на шинах станций для целей вторичного регулирования была высказана еще в 50-х годах прошлого века, но в силу отсутствия необходимых технических средств не получила практического применения [1]. Впервые передача параметров вектора напряжения противоположного конца ЛЭП по телеканалам или его моделирование были использованы только в 80-е годы в СССР [2].

Примерно в то же время в США, когда стала использоваться спутниковая система GPS, начался новый виток в развитии идеи использования взаимного угла, уже для нужд WAMS (от

англ. «wide area measurement system» — глобальная система измерений) [3]. На сегодняшний день WAMS получила широкое распространение в энергетике многих стран мира [4,5]. Опыт ее использования позволил выявить основные направления практического применения [6, 7], в числе которых верификация цифровых моделей энергосистем, мониторинг напряжений в узлах сети, анализ произошедших аварий и т. п.

Автономные электроэнергетические системы нефтегазодобывающих комплексов обладают рядом специфических особенностей, таких, как преобладание двигательной нагрузки, применение высокоманевренных газотурбинных и газопоршневых агрегатов, и, как следствие, характеризуются низким уровнем динамической устойчивости, а потому требуют отдельного рассмотрения [8].

Основная цель нашей работы — оценка в простейшей модели автономной электроэнергетической системы с преобладающей двигательной нагрузкой возможности повышения уровня статической и динамической устойчивости за счет дополнительного регулирования возбуждения и мощности по отклонению взаимного угла между роторами синхронных машин с использованием элементов российского аналога WAMS — системы мониторинга переходных режимов (СМПР).

При этом решаются следующие основные задачи:

исследование целесообразности внедрения и выбор настроечных параметров дополнительных обратных связей по взаимному углу в системах регулирования генератора газотурбинной электростанции (системы АРВ и АРЧМ) и эквивалентного синхронного двигателя (система АРВ);

изучение влияния постоянных времени дополнительных обратных связей по углу в регуляторах возбуждения и мощности, а также быстродействия канала подачи топлива газотурбинной установки на статическую устойчивость системы;

рассмотрение возможностей совместного регулирования АРЧМ газотурбинного агрегата и частотного привода синхронного двигателя для повышения уровня динамической устойчивости системы.

Моделирование энергосистемы

В ходе работы были рассмотрены статическая устойчивость и переходные процессы при конечных возмущениях в автономной электроэнергетической системе (ЭЭС), состоящей из газотурбинной электростанции, линии электропередачи и эквивалентного узла нагрузки, представленного эквивалентными синхронным и асинхронным двигателями, а также статической нагрузкой (шунт постоянной проводимости), моделирующей системы отопления и освещения (рис. 1). Суммарная доля двигательной нагрузки принята равной 95 % (60 % асинхронная и 35 % синхронная). Такое соотношение взято на основании расчетов, проводимых на кафедре «Электрические системы и сети» последние десять лет [8, 11].

Газовая турбина

Для моделирования газовой турбины использовалась упрощенная математическая модель (рис. 2). В ней присутствуют сумматоры, три апериодических звена, моделирующие регулятор скорости, позиционер клапана и систему подачи топлива, и блок ограничения сигнала управления [9]. Особое внимание стоит уделить системе подачи топлива, которая представлена звеном с достаточно большой постоянной времени (0,4 с). Интервал возможных значений отмеченной константы достаточно широк. В исходной модели принято одно из средних значений (T_f = 0,4 с), хотя система аналогичных установок других производителей может обладать более высоким быстродействием, в частности модель газовой турбины фирмы Hitachi имеет T_f = 0,1 с.

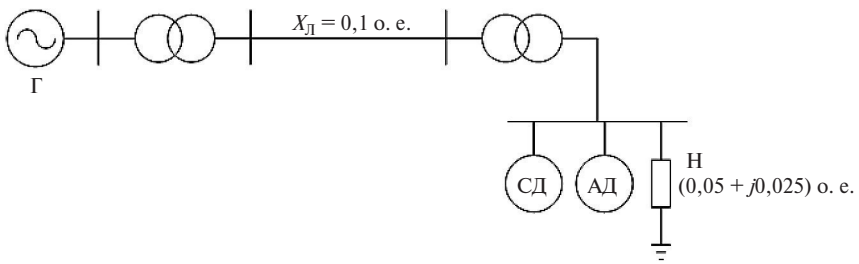


Рис. 1. Расчетная схема автономной электроэнергетической системы

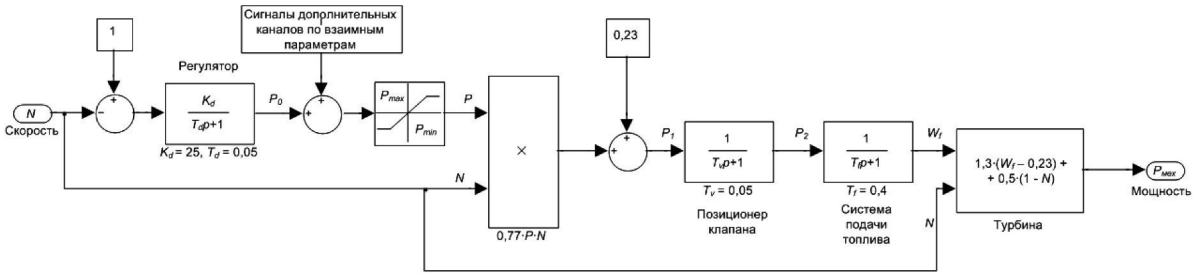


Рис. 2. Математическая модель регулятора частоты вращения газотурбинного агрегата

Синхронные генератор и двигатель

Описание переходных процессов в синхронных генераторе и двигателе выполнено на основании системы уравнений Парка — Горева в относительных единицах взаимного типа [10] без учета влияния быстропереходных процессов в статорных контурах.

Параметры эквивалентного синхронного генератора в собственных относительных единицах приняты следующие:

$P_г = 1$; $Q_г = 0,55$; $x_d = 1,99$; $x_q = 0,99$;
$x'_d = 0,325$; $x''_d = 0,18$; $x''_q = 0,198$; $x_S = 0,144$;
$r_f = 0,00161$; $r_{rd} = 0,0199$; $r_{rq} = 0,009134$; $T_J = 12,2$ с

Здесь $P_г$ — активная мощность генератора; $Q_г$ — реактивная мощность генератора; x_d, x_q — соответственно продольное и поперечное синхронные индуктивные сопротивления; x'_d — переходное продольное индуктивное сопротивление; x''_d, x''_q — сверхпереходные продольное и поперечное индуктивные сопротивления; x_S — индуктивное сопротивление рассеяния; r_f — активное сопротивление обмотки возбуждения; r_{rd}, r_{rq} — активные сопротивления демпферных контуров соответственно в продольной и в поперечной осях; T_J — механическая инерционная постоянная.

В расчетах принято, что регулирование напряжения на шинах станции осуществляется за счет действия простейшего автоматического регулятора возбуждения (АРВ), содержащего только канал по отклонению напряжения на шинах станции (рис. 3). Аналогичная модель системы возбуждения используется также и для соответствующего эквивалентного синхронного двигателя на шинах нагрузки. Коэффициент регулирования k_{0u} принят во всех расчетах равным -10, что соответствует статизму регулирования 10 %.

Параметры эквивалентного синхронного двигателя в собственных относительных единицах следующие:

$P_{СД} = 0,35$; $x_d = 3,223$; $x_q = 2,089$; $x'_d = 0,829$;
$x''_d = 0,485$; $x''_q = 0,457$; $Q_{СД} = 0,163$; $x_S = 0,257$;
$r_f = 0,00178$; $r_{rd} = 0,0127$; $r_{rq} = 0,00871$; $T_J = 2,45$ с

Асинхронный двигатель

В нашей работе используется модель двухклеточного АД [11]. В целом математическая модель АД аналогична модели синхронного двигателя за исключением отсутствия уравнений обмотки возбуждения и автоматического регулятора возбуждения. Параметры АД следующие:

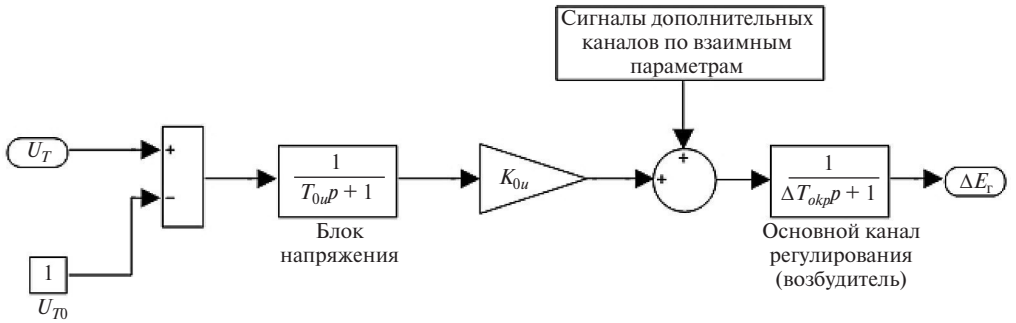


Рис. 3. Упрощенная модель автоматического регулятора возбуждения генераторов и синхронных двигателей

$P_{АД} = 0{,}6$; $k_{заг} = 0{,}6$; $P_{ст} = 0{,}12$; $x_d = 6{,}532$; $b_M = 1{,}2$; $x_S = 0{,}147$; $T_J = 3$ с; $Q_{АД} = 0{,}3$; $r_a = 0{,}0367$; $x_{srd\,ном} = 0{,}223$; $x_{srd\,пуск} = 0{,}118$; $r_{rd\,ном} = 0{,}025$; $r_{rd\,пуск} = 0{,}053$

Здесь $P_{АД}$ — активная мощность, потребляемая АД; $Q_{АД}$ — реактивная мощность, потребляемая АД; $k_{заг}$ — коэффициент загрузки; $P_{ст}$ — статический момент сопротивления; x_d — полное индуктивное сопротивление; b_M — кратность максимального момента; x_S — индуктивное сопротивление рассеяния; T_J — механическая инерционная постоянная; r_a — активное сопротивление статора; $x_{srd\,ном}$ — номинальное сопротивление рассеяния ротора; $x_{srd\,пуск}$ — пусковое сопротивление рассеяния ротора; $r_{rd\,ном}$ — номинальное активное сопротивление ротора; $r_{rd\,пуск}$ — пусковое активное сопротивление ротора.

Механическая мощность механизма, приводимого в движение асинхронным двигателем, описывается следующим образом [12]:

$$M_T = k_{заг}\left(P_{ст} + (1 - P_{ст})\left(\frac{1-s}{1-s_{ном}}\right)^2\right)\cos\varphi_{ном}.$$

Значения констант, используемых в формуле, приведены выше.

Оценка целесообразности внедрения и выбор настроечных параметров дополнительных обратных связей по взаимному углу для повышения уровня статической устойчивости системы

Анализ статической устойчивости энергосистемы производится на основании использования метода D-разбиения. Как известно, в классической интерпретации он предполагает следующее: получение аналитического выражения характеристического полинома через оптимизируемые параметры; последующую замену оператора дифференцирования p на $\alpha + j\beta$; разбиение исходного полинома на два уравнения; решение полученной системы относительно искомых параметров при варьировании частоты колебаний β в диапазоне электромеханических колебаний и нанесение точек решения на плоскость указанных коэффициентов.

Для решения поставленной задачи было необходимо расписать в аналитическом виде линеаризованную модель системы, разрешенную относительно искомых коэффициентов. Однако в настоящее время средства современной вычислительной техники и возможности математических программ таковы, что численное решение задачи реализуется значительно проще. Сущность применяемой методики состоит в варьировании в некотором диапазоне величин любых двух параметров исходной модели системы, ее численной линеаризации для каждой комбинации значений параметров, расчете ближайших к границе устойчивости собственных значений матрицы переменных состояния и выделении из этого требуемой информации [10, 13]. В самом простом случае, например при построении областей равного затухания, это могут быть только вещественные части ближайших к границе устойчивости комплексных корней [14].

Оценка статической устойчивости исходной модели ЭЭС — при отсутствии регулирования по взаимным параметрам — представлена в виде расчета корней характеристического полинома. Их значения были следующие:

−50,032; −48,397; −41,454; −38,462; −33,333; −25,641; −20,33± j2,4703; −20,006; −20; −17,909; −14,286; −10,988± j1,1961; −10; −6,5291± j5,1698; −3,3732± j13,549; −3,3333; −2,645; −2,577± j1,2774; −1; −0,86576± j2,0879; −0,35471

Запас апериодической устойчивости рассматриваемой системы определяется самым слабым вещественным корнем (в данном случае это $\alpha = -0{,}35471$ 1/с), а запас колебательной — вещественной частью ближайшего к границе устойчивости комплексного корня ($\alpha = -0{,}86576$ 1/с).

Эффект внедрения обратных связей по взаимным параметрам в АРВ генератора и синхронного двигателя, а также в АРЧМ генератора обосновывается на рис. 4 и 5. В частности, на рис. 4, *а* приведены кривые равного затухания в пространстве коэффициентов регулирования каналов по отклонению угла АРВ двигателя ($K_{\delta\,АРВ\,СД}$) и АРВ генератора ($K_{\delta\,АРВ\,Г}$). Постоянные времени указанных инерционных звеньев в первом приближении приняты равными 0,05 с.

Множество значений пар коэффициентов, не вызывающих сползания системы (нарушения апериодической устойчивости), лежит левее и выше кривой, обозначенной на рис. 4, *а* как «граница апериодической устойчивости» и практически не ограничивающей увеличение

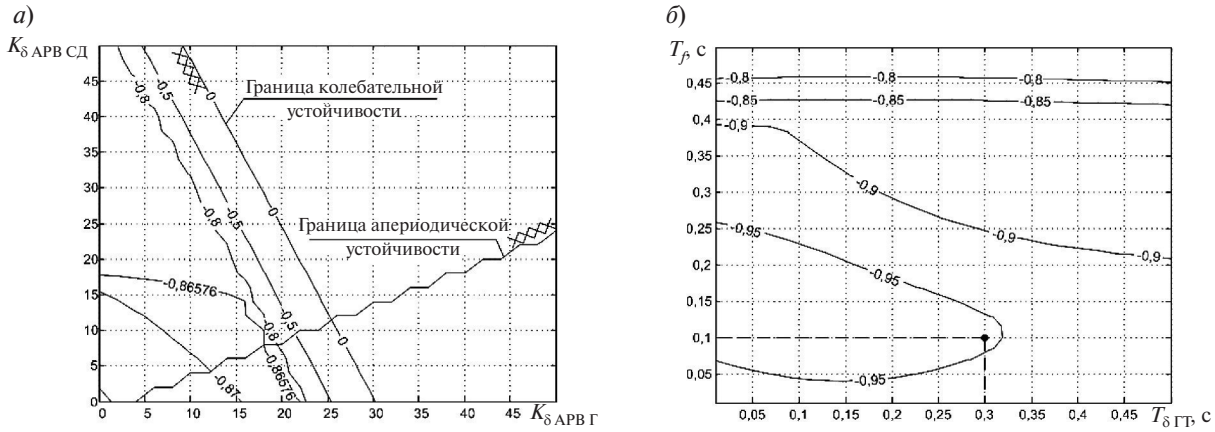


Рис. 4. Области колебательной и апериодической устойчивости в плоскости настроек АРВ СГ и СД по взаимному углу (*а*), а также кривые равного затухания в плоскости постоянных времени $T_{\delta\ ГТ}$ канала регулирования мощности турбины по отклонению угла и T_f системы подачи топлива (*б*)

коэффициентов. В то же время чрезмерное увеличение коэффициентов АРВ по взаимному углу может привести к возникновению самораскачивания. Этот эффект аналогичен использованию больших коэффициентов регулирования по отклонению напряжения при отсутствии стабилизации по частоте.

Анализ рис. 4, *б* показывает, что снижение значения постоянной времени системы подачи топлива T_f ведет к улучшению показателей колебательной устойчивости системы. Апериодическая устойчивость при варьировании указанных постоянных времени в выбранном диапазоне существенным образом не меняется. В связи с вышесказанным и в соответствии с техническими возможностями выбрана $T_f = 0{,}1$ с. Тем не менее постоянная времени регулятора, имитирующая запаздывание при измерении, передаче, синхронизации и обработке сигнала, может варьироваться в достаточно широких пределах. Поэтому выдвигать специальные требования по повышению быстродействия указанных цепей нет необходимости. В дальнейших расчетах все постоянные времени рассматриваемых обратных связей были приняты равными 0,3 с.

Стоит отметить, что при выборе параметров регуляторов с точки зрения повышения статической устойчивости необходимо иметь в виду следующее соображение, которое касается дальнейшего рассмотрения вопросов динамической устойчивости. При трехфазных коротких замыканиях в жесткой системе, какой является ЭЭС месторождения, напряжения на шинах и генератора, и двигателей падают практически до нуля, поэтому их системы возбуждения на достаточно значительный промежуток времени переходят в режим форсировки, увеличивая напряжение на соответствующих обмотках возбуждения в несколько раз. При этом значения выставленных настроек АРВ фактически не важны и проявляются только при постепенном переходе системы в режим малых возмущений в послеаварийной стадии процесса. Динамическая устойчивость системы определится главным образом управлением мощностью турбин генераторов электрической станции и частотными приводами двигателей. Причем целесообразно именно их *совместное* управление. В частности, выбор больших величин коэффициентов по взаимному углу регулятора мощности турбины оказывается неоправданным, поскольку может привести при тяжелых аварийных ситуациях практически к полной разгрузке турбины и последующему набору мощности, который будет сопровождаться значительными колебаниями всех параметров.

Для расширения области апериодической устойчивости и повышения показателей демпфирования низкочастотных составляющих движения рассмотрим кривые равного затухания (рис. 5, *а*) в пространстве коэффициентов регулирования каналов АРВ генератора по отклонению угла ($K_{\delta\ АРВ\ Г}$) и по производной напряжения ($K_{1u\ АРВ\ Г}$). Несмотря на возможность более чем двухкратного (до $\alpha = -1{,}9$ 1/с) повышения уровня колебательной устойчивости, выберем более

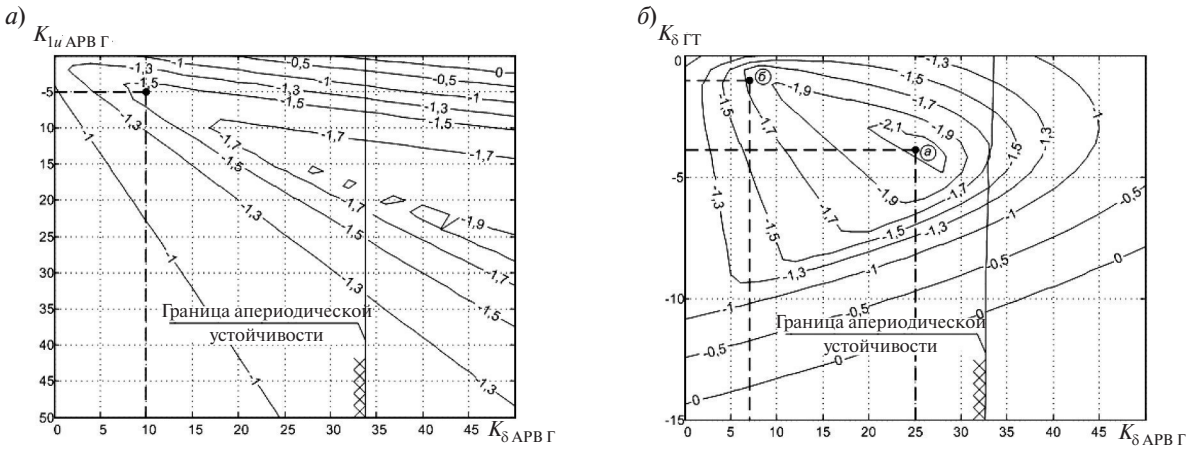


Рис. 5. Кривые равного затухания при дополнительном регулировании АРВ СГ по производной напряжения и взаимному углу (*а*) и при одновременном регулировании возбуждения и мощности по взаимному углу (*б*)

консервативную пару настроечных параметров ($K_{\delta\ АРВ\ Г} = 10$, $K_{1u\ АРВ\ Г} = -5$), что позволит не ухудшить также и показатели апериодической устойчивости.

Построим области равного затухания (рис. 5, *б*) в пространстве следующих параметров: коэффициента усиления канала регулирования мощности турбины по отклонению угла ($K_{\delta\ ГТ}$) и коэффициента усиления канала по отклонению угла АРВ генератора ($K_{\delta\ АРВ\ Г}$). Из рис. 5, *б* видно, что область колебательной устойчивости достаточно широка, и это позволяет в свете высказанных соображений сместить пару выбираемых параметров из точки «а» в точку «б».

Таким образом, при помощи метода D-разбиения и анализа построенных кривых равного затухания был произведен поэтапный выбор коэффициентов и постоянных времени дополнительных каналов регулирования. Эти параметры используются для дальнейших расчетов по оценке динамической устойчивости.

В конечном итоге ближайшие к границе устойчивости корни характеристического полинома системы с дополнительным регулированием АРВ и АРЧМ по взаимным параметрам приняли следующие значения:

-10; $-8{,}1607 \pm j7.3237$; $-7{,}3398$; $-4{,}468 \pm j0{,}87806$; $-3{,}4275 \pm j13{,}052$; $-3{,}3333$; $-2{,}01 \pm j3{,}3096$; $-1{,}7711 \pm j2{,}1542$; -1; $-0{,}53464$

Отметим, что вещественная часть самой слабой комплексной пары корней по сравнению с исходной системой изменилась в 1,7711/0,86576 = = 2,05 раза, вещественный корень улучшился в 0,53464/0,35471 = 1,51 раза.

Повышение уровня динамической устойчивости автономной ЭЭС посредством совместного регулирования АРЧМ газотурбинного агрегата и частотного привода синхронного двигателя

С помощью компьютерного моделирования были проанализированы переходные процессы при больших возмущениях, оценены предельные времена отключения коротких замыканий и предложены рекомендации по повышению динамической устойчивости автономных ЭЭС с преобладающей двигательной нагрузкой. В качестве аварийного возмущения было выбрано, как наиболее тяжелое, трехфазное КЗ на шинах станции.

На рис. 6 показана зависимость взаимного ускорения роторов синхронных машин от взаимного угла, полученная из расчета переходных процессов.

Предельное время существования короткого замыкания в указанных условиях составило 0,1047 с. Дальнейшее увеличение длительности КЗ приводит к потере устойчивости системы.

Предельная длительность короткого замыкания при значениях параметров, выбранных в результате оптимизации настроек каналов регулирования, осталась на прежнем уровне; при этом наблюдается почти полная разгрузка турбины, а длительность послеаварийного переходного процесса возрастает. В силу малой

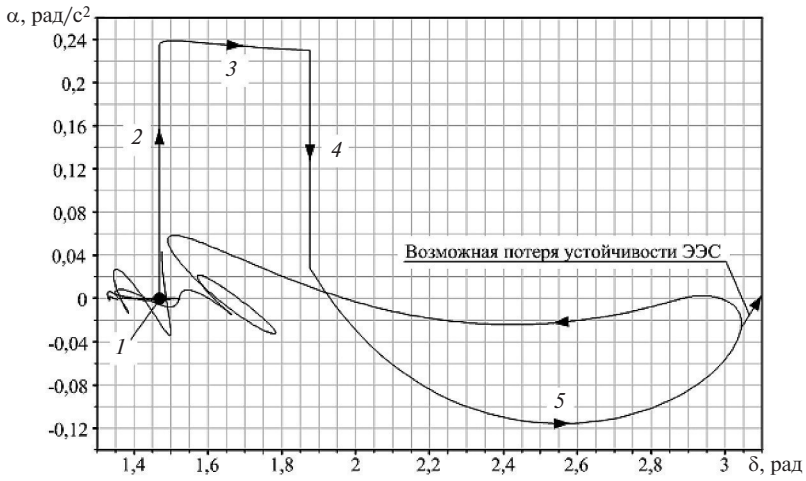


Рис. 6. Зависимости взаимного ускорения роторов синхронных машин от взаимного угла (*1* — установившийся режим; *2* — включение шунта КЗ; *3* — ускорение ротора генератора относительно ротора двигателя; *4* — отключение шунта КЗ; *5* — послеаварийный переходный процесс)

эффективности использования АРВ во время короткого замыкания и непосредственно после него для повышения динамической устойчивости предлагается ввести дополнительное регулирование частотных приводов синхронных двигателей по углу.

Рассмотрим принципиальную схему частотно-регулируемого привода (рис. 7). Обычно в ней выделяют следующие основные части: диодный выпрямитель (В), автономный инвертор (АИН), систему управления (нижняя часть схемы, сигналы управления которой идут на АИН) и фильтр (дроссель и конденсатор). Синусоидальное напряжение сети с помощью выпрямителя преобразуется в пульсирующее (шестипульсное), близкое к постоянному. Фильтр сглаживает указанные пульсации. Далее посредством использования широтно-импульсной модуляции из постоянного напряжения на входе АИН получаем двуполярный набор дискретных импульсов. Ширина импульсов моделируется по синусоидальному закону.

За счет изменения момента открытия IBGT-транзисторов, входящих в АИН, и длительности соответствующего воздействия можно добиться эффекта, при котором модуль напряжения на входе частотного преобразователя и на выходе совпадут, в то время как их фазы будут отличаться.

Оценим возможность введения изменения фазы напряжения на зажимах двигателя во время аварии. В данном случае управление частотным приводом подключается через 0,03 с — время, необходимое для срабатывания автоматики после возникновения короткого замыкания (момент времени $t = 10$ с). Фаза напряжения на зажимах

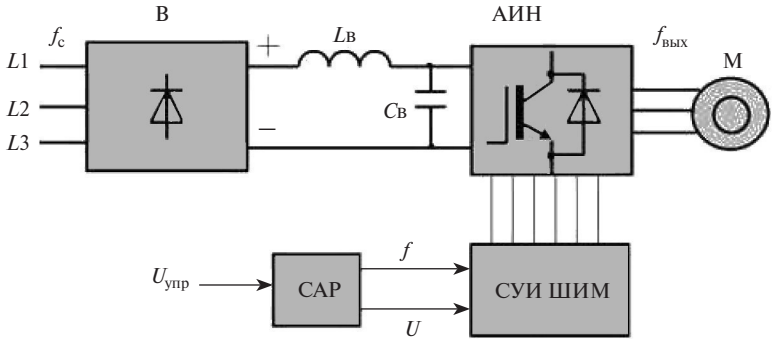


Рис. 7. Принципиальная схема частотно-регулируемого привода

синхронного двигателя меняется скачком на 2,1 рад, что соответствует величине выбега ротора синхронного двигателя во время короткого замыкания. Далее, через 0,03 с после исчезновения КЗ ступенчато меняем угол в сторону уменьшения на некоторое промежуточное значение, например 1,2 рад. Последним этапом данного опыта является полное отключение управления по показаниям режимных параметров.

На рис. 8 приведена зависимость взаимного ускорения синхронных машин от взаимного угла. Критерием отключения управления служит совпадение величин скольжений и, соответственно, частот синхронных генератора и двигателя.

Рассмотрим изменения во времени скольжений синхронных машин в течение одной секунды после возникновения короткого замыкания (рис. 9).

Управление частотно-регулируемым приводом значительно облегчает переходный процесс, причем влияние осуществляется не только на двигатель, но и — после отключения шунта КЗ (момент времени $t = 10{,}15$ с) — на генератор. Это позволяет увеличить уровень динамической устойчивости системы в $0{,}15/0{,}1047 \approx 1{,}5$ раза.

Проанализируем поведение синхронного двигателя. Изменение угла частотно-регулируемого привода (рис. 10) в момент времени $t = 10{,}03$ с позволяет не только замедлить торможение синхронного двигателя, но и немного его ускорить за счет превышения механического момента на валу двигателя электромагнитным. Отключение шунта короткого замыкания (в момент времени $t = 10{,}15$ с) приводит к такому же эффекту, что и первое переключение фазы, двигатель перестает тормозиться и начинает ускоряться (см. также рис. 9). Второе переключение угла (в момент времени $t = 10{,}18$с) происходит после отключения шунта КЗ. Ступенчатое уменьшение фазы усиливает эффект, ускорение ротора двигателя увеличивается. Отключение управления (в момент времени $t = 10{,}47$ с) несколько ухудшает ситуацию, замедляя ротор двигателя. Тем не менее стоит отметить, что сохранение динамической устойчивости возможно только в случае, если отключение управления производится в течение отрезка времени, когда $s_Д > s_Г$; в ином случае сохранение динамической устойчивости не представляется возможным.

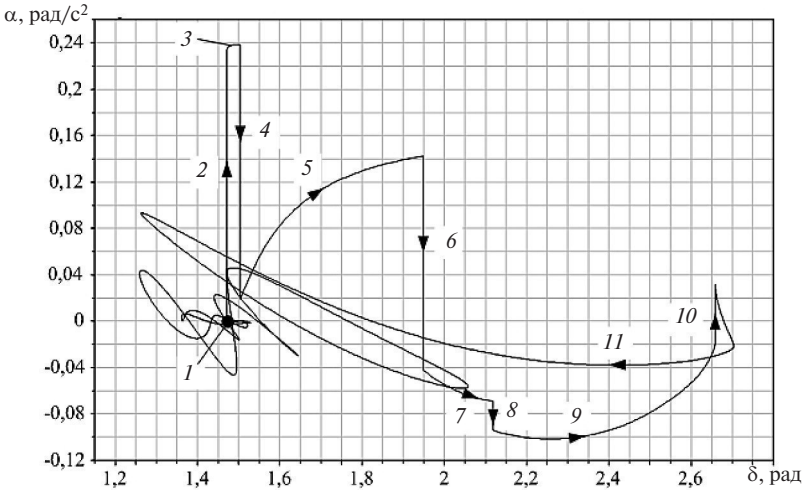


Рис. 8. Зависимость взаимного ускорения роторов синхронных машин от взаимного угла (*1* — установившийся режим; *2* — включение шунта КЗ; *3* — ускорение синхронного генератора относительно синхронного двигателя; *4* — первое изменение фазы; *5* — продолжение ускорения генератора относительно двигателя; *6* — отключение шунта КЗ; *7* — начало послеаварийного переходного процесса; *8* — второе изменение фазы; *9* — продолжение послеаварийного переходного процесса; *10* — отключение управления частотно-регулируемым приводом; *11* — финальный этап послеаварийного переходного процесса)

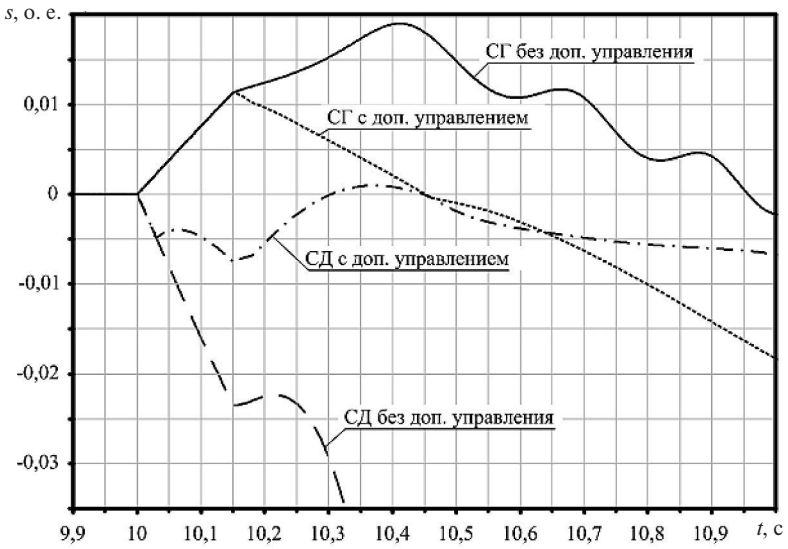


Рис. 9. Кривые скольжений синхронных машин

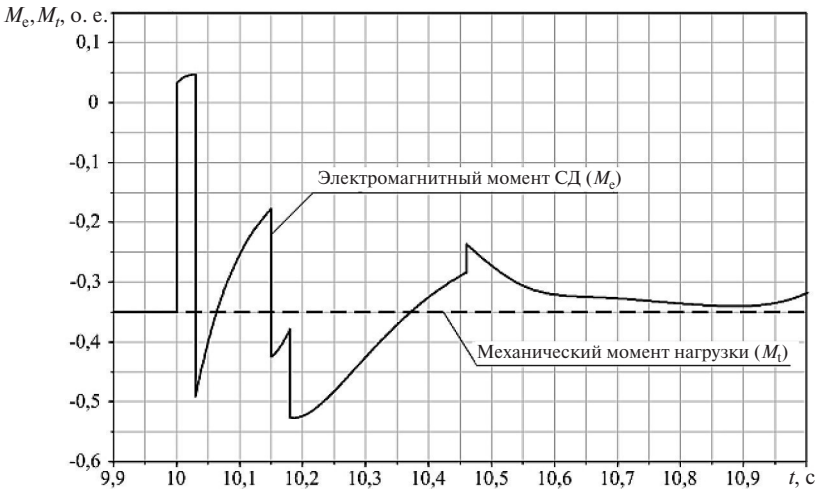


Рис. 10. Кривые моментов синхронного двигателя (реализация управления)

Выводы по работе

1. Внедрение дополнительного регулирования возбуждения и мощности по отклонению взаимного угла потенциально позволяет улучшить как апериодическую, так и колебательную статическую устойчивость.

2. Постоянные времени дополнительных обратных связей по углу в регуляторах возбуждения и мощности практически не оказывают влияния на статическую устойчивость системы. Поэтому увеличения быстродействия в каналах измерения, передачи и обработки сигнала взаимного угла не требуется.

3. Увеличение быстродействия канала подачи топлива газотурбинной установки практически не влияет на апериодическую, но улучшает колебательную статическую устойчивость системы. Это также позволяет компенсировать малый коэффициент в канале управления мощностью турбины, обусловленный нежелательностью сильной разгрузки турбины в ходе переходного процесса, вызванного короткими замыканиями.

4. Использование комплекса мероприятий по выбору и оптимизации параметров регуляторов, полученных на основе совместного расчета собственных значений матрицы переменных со-

стояния и областей D-разбиения, позволило улучшить апериодическую устойчивость исследуемой модели системы на 50 %, а колебательную более чем в 2 раза.

5. Выбранные оптимально с точки зрения статической устойчивости настройки дополнительных обратных связей по углу в регуляторах возбуждения не оказывают существенного влияния на уровень динамической устойчивости системы, так как в полной мере их действие проявляется только на конечной стадии переходного процесса, когда отключается форсировка возбуждения синхронных машин. До этого момента положительный вклад вносит лишь регулирование мощности турбины.

6. В качестве мероприятия по повышению динамической устойчивости методами компьютерного моделирования обосновано дополнительное управление частотно-регулируемыми приводами синхронных двигателей по взаимному углу. Изменение фазы напряжения на зажимах двигателей в ходе вызванного КЗ переходного процесса совместно с регулированием мощности турбины генератора позволило увеличить предельную допустимую длительность короткого замыкания почти в 1,5 раза.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Андреюк В.А.** Использование абсолютного угла для управления переходными режимами энергосистемы // Известия НИИ постоянного тока. 2011. №65. С. 27–42.

2. **Сушко В.** Интеллект на защите энергосистем. Материалы международного съезда релейщиков // Новости электротехники. 2008. №6(48). С. 25–38.

3. **Shahraeini M, Javidi M.H.** Wide Area Measurement Systems. Advanced Topics in Measurements / Prof Zahurul Haq (Ed.), 400 p.

4. **Gavrilas M.** Recent Advances and Applications of Synchronized Phasor Measurements in Power Systems // Proceedings of the 9th WSEAS/IASME International Conference on Electric Power Systems, Highvoltages, Electric Machines. P. 82–91.

5. **Жуков А., Куликов Ю., Демчук А., Мацкевич И.** Система мониторинга переходных режимов // Электроэнергия. Передача и распределение. 2010. №2. С. 52–57.

6. **Аюев Б.** О системе мониторинга переходных режимов // Энергорынок. 2006. №2. С. 13–17.

7. **Burnett R.O. Jr., Butts M.M., Cease T.W., Centeno V., Michael G., Murphy R.J., Phadke A.G.** Synchronized phasor measurements of a power system event // IEEE Transaction on Power Systems. 1994. Vol. 9, No 3. P. 1643–1650.

8. **Беляев А.Н.** Повышение динамической устойчивости автономных энергосистем нефтегазодобывающих комплексов на основе электрического торможения // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2008. №4(63). С. 163–169.

9. **Sharma C.** Modeling of an Island Grid // IEEE Transactions on Power Systems. 1998. Vol. 13, No. 3. P. 971–978.

10. **Беляев А.Н., Смоловик С.В.** Программирование на примере электротехнических и электроэнергетических задач: Учебное пособие. СПб.: Нестор, 2006. 120 с.

11. **Беляев А.Н., Смирнов А.А., Смоловик С.В.** Исследование пусковых режимов асинхронных двигателей для оптимизации работы нефтеперекачивающих станций с газопоршневыми агрегатами соизмеримой мощности // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Наука и образование. 2011. №1(117). С. 80–88.

12. **Гуревич Ю.Е., Либова Л.Е., Окин А.А.** Расчеты устойчивости и противоаварийной автоматики в энергосистемах. М.: Энергоатомиздат, 1990. 390 с.

13. **Бесекерский В.А., Попов Е.П.** Теория систем автоматического регулирования. 3-е изд., исправл. М.: Наука, 1975. 768 с.

14. **Беляев А.Н. [и др.].** Переходные процессы в электроэнергетических системах: Учебное пособие. СПб, 2012. 156 с.

REFERENCES

1. **Andreyuk V.A.** Ispolzovaniye absolyutnogo ugla dlya upravleniya perekhodnymi rezhimami energosistemy [Application of absolute angle for voltage and frequency control in power system transients]. *Izvestiya NII postoyannogo toka*. 2011. №65. P. 27–42. (rus.)

2. **Sushko V.** Intellekt na zashchite energosistem. Materialy mezhdunarodnogo syezda releyshchikov [Artificial intelligence for power system protection. Transactions of international congress of protection engineers]. *Novosti elektrotekhniki*. 2008. №6(48). P. 25–38. (rus.)

3. **Shahraeini M, Javidi M.H.** Wide Area Measurement Systems. Advanced Topics in Measurements / Prof. Zahurul Haq (Ed.). 400 p.

4. **Gavrilas M.** Recent Advances and Applications of Synchronized Phasor Measurements in Power Systems. *Proceedings of the 9th wseas/iasme International Conference*

on electric power systems, highvoltages, electric machines. P. 82–91.

5. **Zhukov A., Kulikov Yu., Demchuk A., Matskevich I.** Sistema monitoringa perekhodnykh rezhimov [Wide area measurement system]. *Elektroenergiya. Peredacha i raspredeleniye*. 2010. №2. P. 52–57. (rus.)

6. **Ayuyev B.** O sisteme monitoringa perekhodnykh rezhimov [On wide area measurement system]. *EnergoRynok*. 2006. №2. P. 13–17. (rus.)

7. **Burnett R.O. Jr., Butts M.M., Cease T.W., Centeno V., Michael G., Murphy R.J., Phadke A.G.** Synchronized phasor measurements of a power system event. *IEEE Transaction on Power Systems*, 1994. Vol. 9, No 3. P. 1643–1650.

8. **Belyaev A.N.** Povysheniye dinamicheskoy ustoychivosti avtonomnykh energosistem neftegazodobyvayushchikh kompleksov na osnove elektricheskogo tormozheniya. [Transient stability improvement of oil and gas production enterprises by application of electrical braking devices]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2008. №4(63). P. 163–169. (rus.)

9. **Sharma C.** Modeling of an Island Grid. *IEEE Transactions on Power Systems*. 1998. Vol. 13, No. 3. P. 971–978.

10. **Belyaev A.N., Smolovik S.V.** Programmirovaniye na primere elektrotekhnicheskikh i elektroenergeticheskikh zadach: Uchebnoye posobiye. [Computer application in electrical and power engineering. Textbook]. SPb.: Nestor, 2006. 120 p. (rus.)

11. **Belyaev A.N., Smirnov A.A., Smolovik S.V.** Issledovaniye puskovykh rezhimov asinkhronnykh dvigateley dlya optimizatsii raboty nefteperekachivayushchikh stantsiy s gazoporshnevymi agregatami soizmerimoy moshchnosti [Analysis of induction motor direct and reduced-current starts for improving performance of oil pumping station with reciprocating gas engines]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. Nauka i obrazovaniye*. 2011. №1(117). P. 80–88. (rus.)

12. **Gurevich Yu.Ye., Libova L.Ye., Okin A.A.** Raschety ustoychivosti i protivoavariynoy avtomatiki v energosistemakh [Calculations of stability and emergency control in power systems]. M.: Energoatomizdat, 1990. 390 p. (rus.)

13. **Besekerskiy V.A, Popov Ye.P.** Teoriya sistem avtomaticheskogo regulirovaniya [Theory of automatic control]. 3-ye izd., ispravl. M.: Nauka, 1975. 768 p. (rus.)

14. **Belyaev A.N. [i dr.].** Perekhodnyye protsessy v elektroenergeticheskikh sistemakh: Uchebnoye posobiye [Transients in electrical power systems. Textbook]. SPb., 2012. 156 p. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

БЕЛЯЕВ Андрей Николаевич — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: andrey.belyaev@gmail.com

СТОГОВ Алексей Юрьевич — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: a.u.stogov@gmail.com

AUTHORS

BELYAEV Andrey N. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: andrey.belyaev@gmail.com

STOGOV Aleksei Yu. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: a.u.stogov@gmail.com

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.5862/JEST.214.7
УДК 621.224.35

А.В. Семенова, Д.В. Чирков, В.А. Скороспелов

МНОГОЦЕЛЕВОЕ ОПТИМИЗАЦИОННОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ФОРМЫ ЛОПАСТИ РАБОЧЕГО КОЛЕСА ПОВОРОТНО-ЛОПАСТНОЙ ГИДРОТУРБИНЫ

A.V. Semenova, D.V. Chirkov, V.A. Skorospelov

MULTI-OBJECTIVE OPTIMIZATION OF KAPLAN RUNNER BLADE SHAPE

В мире широко развиваются методы оптимизационного проектирования формы лопасти рабочих колес гидротурбин, в основу которых положен генетический алгоритм (ГА). Авторы рассмотрели особенности проектирования поворотно-лопастных гидротурбин, которые затрудняют применение методов оптимизационного проектирования, разработанных для радиально-осевых турбин. Представлена методика двухрежимной многоцелевой оптимизации формы лопасти рабочего колеса поворотно-лопастной гидротурбины, направленная одновременно на повышение КПД в оптимуме универсальной характеристики и форсированном режиме и улучшение кавитационных качеств рабочего колеса в наиболее кавитационно-опасном режиме. На основе разработанной методики создан программный модуль проектирования поворотно-лопастной гидротурбины, который включен в программный комплекс оптимизационного проектирования «CADRUN-opt». При его использовании спроектированы рабочие колеса для поворотно-лопастных гидротурбин разной быстроходности.

ПОВОРОТНО-ЛОПАСТНАЯ ГИДРОТУРБИНА; ЛОПАСТЬ РАБОЧЕГО КОЛЕСА; МНОГОЦЕЛЕВАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ; ГЕНЕТИЧЕСКИЙ АЛГОРИТМ.

Nowadays runner blade shape optimization methods based on Genetic Algorithm (GA) are being developed throughout the whole world. In the present paper several Kaplan turbine features that complicate the application of the optimization methods as compared to Francis turbines, are being analyzed.The method of multi-point multi-objective optimization of the Kaplan runner blade shape is presented. This method is aimed to increase the efficiency both in the best efficiency point (BEP), and in the full load point with improvement of cavitation characteristics of the runner in the most cavitation-dangerous point. Based on the developed method, the program module for Kaplan turbine design was created. This module was included in the fully integrated software system «CADRUN-opt». Kaplan runner blades of various specific speeds were designed by using this software system.

KAPLAN TURBINE, RUNNER BLADE, MULTI-OBJECTIVE OPTIMIZATION, GENETIC ALGORITHM.

Введение

Развитие методов вычислительной гидродинамики, методов решения оптимизационных задач, достижения в изучении рабочего процесса гидротурбины и повышение производительности компьютеров позволили автоматизировать процесс проектирования лопастной системы рабочего колеса (РК) гидротурбины. Для этого используют метод оптимизационного проектирования. Суть его заключается в предварительной параметризации поверхности лопасти, последующем автоматизированном переборе различных комбинаций геометрических параметров (то есть, форм лопасти), гидродинамическом расчете течения для каждого варианта и выборе такой формы, которая обеспечит минимум одного или нескольких критериев качества. Для поиска, направляющего перебор, как правило, используется эволюционный (генетический) алгоритм оптимизации.

В данной работе представлена методика многоцелевого оптимизационного проектирования лопастной системы рабочего колеса поворотно-лопастной (ПЛ) гидротурбины, положенная в основу модуля программного комплекса «CADRUN-opt», разработанного в ОАО «Силовые машины» — «ЛМЗ» совместно с Институтом математики и Институтом вычислительных технологий СО РАН.

Особенности проектирования поворотно-лопастных гидротурбин

Несмотря на относительно простую форму лопасти рабочего колеса, поворотно-лопастные гидротурбины имеют ряд особенностей, которые затрудняют применение методов оптимизационного проектирования, разработанных для радиально-осевых (РО) турбин [1–3].

Во-первых, при проектировании лопастной системы ПЛ гидротурбины необходимо учитывать, что это машина двойного регулирования: регулирование расхода происходит не только путем изменения открытия направляющего аппарата, но и путем изменения угла установки лопасти. Благодаря этому обеспечивается эффективная работа гидротурбины в широком диапазоне расходов и напоров. Для повышения уровня средневзвешенного КПД лопастной системы проектирование необходимо проводить с учетом анализа работы гидротурбины на нескольких (по крайней мере, двух) режимах работы. Для ПЛ турбины наиболее важны режим оптимального КПД и форсированный режим [4]. Проектирование с учетом форсированного режима работы гидротурбины позволяет также получить требуемые кавитационные качества лопастной системы.

Далее, поворотно-лопастная турбина — быстроходная. Это накладывает при проектировании высокие требования на точность расчета энергетических характеристик, особенно потерь в отсасывающей трубе (ОТ). В настоящее время в программном комплексе «CADRUN-opt» используется комбинированная методика расчета потерь [5]. Суть этой методики в том, что потери в наиболее важных элементах проточной части определяются непосредственно при трехмерном моделировании турбулентного потока с использованием осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье — Стокса и соответствующей модели турбулентности. Потери в оставшихся элементах проточной части рассчитываются по инженерным формулам расчетно-экспериментальной методики, не требующей проведения гидродинамического расчета в этих элементах. Такой подход позволяет при минимальных затратах вычислительных ресурсов с достаточной точностью прогнозировать потери энергии во всей турбине. Выбор элементов, потери в которых рассчитываются по формулам расчетно-экспериментальной методики, во многом определяется быстроходностью турбины. Так, потери в спирали и статоре хорошо оцениваются по инженерным формулам и для РО и для ПЛ гидротурбин. Кроме того, эти потери не зависят от формы рабочего колеса и могут быть оценены до оптимизационных расчетов. В некоторых работах по оптимизации поворотно-лопастных гидротурбин [6] при оптимизации формы РК течение в ОТ не рассчитывалось: предполагалось, что в точках комбинаторной зависимости потери в ОТ малы и не зависят от формы рабочего колеса. Однако, как показывают исследования, проведенные СКБ «Гидротурбомаш» совместно с институтами СО РАН [7], а также рядом зарубежных фирм [8], для быстроходных турбин расчет течения в отсасывающей трубе необходим для точного прогнозирования КПД турбины и положения оптимума на плоскости (Q_1', n_1'). Поэтому в настоящей работе при оптимизации формы рабочего колеса ПЛ гидротурбины потери в направляющем аппарате, рабочем колесе и отсасывающей трубе рассчитываются непосредственно с использованием 3D моделирования турбулентного потока вязкой жидкости.

Следующая отличительная особенность ПЛ гидротурбин — наличие зазоров «лопасть — втулка», «лопасть — камера». Эти зазоры существенно влияют на профиль скорости на входе в отсасывающую трубу и, соответственно, потери в ней. С учетом сказанного необходимо рассчитывать энергетические характеристики при проектировании ПЛ гидротурбин с учетом зазоров [7]. Это требование существенно усложняет автоматическое построение расчетной сетки в области рабочего колеса, а также увеличивает затраты вычислительных ресурсов и время оптимизации.

Все перечисленные особенности учтены в излагаемой далее методике оптимизационного проектирования.

Параметризация поверхности лопасти РК ПЛ гидротурбины

Предварительный этап решения оптимизационной задачи — это параметризация геометрии. Параметризация лопастной системы РК должна, с одной стороны, обеспечить гибкое изменение геометрической формы лопастной системы, а с другой, — содержать по возможности меньшее число параметров. В настоящей работе варьируется только форма лопасти; форма втулки, положение оси поворота лопасти, а также число лопастей остаются неизменными. Форма лопасти рабочего колеса ПЛ гидротурбины представляется в виде

$$\mathbf{R}_{blade}(u,v) = \mathbf{r}(u,v) + d(u,v)\mathbf{n}(u,v), \text{где } u,v \in [0,1]; \quad (1)$$

$\mathbf{r}(u,v) = \{R(u,v),\ Z(u,v),\ \Phi(u,v)\}$ — серединная поверхность, представленная в цилиндрической системе координат; $d(u,v)$ — функция распределения толщин; $\mathbf{n}(u,v)$ — орт нормали к серединной поверхности. Тогда модификация формы лопасти рабочего колеса может осуществляться путем вариации ее серединной поверхности и функции распределения толщин. В данной работе для формы лопасти рабочего колеса поворотно-лопастной гидротурбины реализована только вариация серединной поверхности лопасти, а именно:

путем вариации функции угловой координаты $\Phi(u,v)$;

за счет вариации формы входной и выходной кромок серединной поверхности (вариация *RZ* проекции).

Для $\Phi(u,v)$ используется «относительная параметризация», т. е. параметризируется и варьируется в ходе оптимизации не сама функция $\Phi(u,v)$, а отклонение $\Phi'(u,v) = \Phi(u,v) - \Phi_0(u,v)$, где $\Phi_0(u,v)$ — функция угловой координаты исходной лопасти. Отклонение $\Phi'(u,v)$ задается в виде бикубического полинома от u и v, определяемого значениями 16 свободных параметров [1]. В силу того, что бикубический полином имеет бесконечную гладкость, у модифицированной поверхности гладкость такая же, как у исходной поверхности лопасти. Аналогичная относительная параметризация применена для *RZ* проекции: ее вариация осуществляется путем изменения значений 8 свободных параметров (см. рис. 1). Таким образом, модификация формы лопасти поворотно-лопастного рабочего колеса осуществляется путем вариации 24 геометрических параметров:

$$\mathbf{x} = (\mathbf{x}_\Phi, \mathbf{x}_{RZ}) = (x_1, ..., x_{16}, x_{17}, ..., x_{24}). \quad (2)$$

Для каждого геометрического параметра x_i заданы фазовые ограничения — допустимый интервал его вариации $[x_{i,\min}, x_{i,\max}]$.

Численный метод и граничные условия

В работе [9] отмечено, что от выбора модели течения и постановки гидродинамического расчета при решении оптимизационной задачи зависит выбор целевых функционалов. Так, например, в случае, если отсасывающая труба не включена в расчетную область, в целевых функционалах необходимо косвенно учитывать влияние профиля скорости на выходе из рабочего колеса на потери в ОТ [3] либо подгонять профиль скорости за РК под заданный, как это сделано в [10].

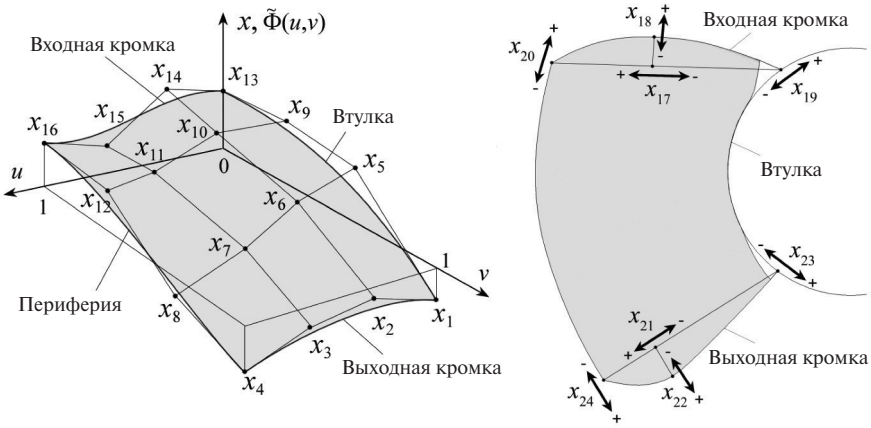


Рис. 1. Параметризация лопасти рабочего колеса

В настоящей работе для каждой модификации формы лопасти РК трехмерные расчеты проводятся в стационарной циклической постановке. Расчетная область включает в себя один межлопаточный канал направляющего аппарата (НА), один межлопастной канал РК, области зазоров и отсасывающую трубу. Течение в этой области рассчитывается путем численного решения трехмерных усредненных по Рейнольдсу уравнений Навье — Стокса, замкнутых стандартной k–ε-моделью турбулентности. Численный алгоритм представляет собой неявную конечно-объемную разностную схему, основанную на методе искусственной сжимаемости. Невязкие потоки через грани ячеек рассчитываются с использованием MUSCL-схемы 3-го порядка аппроксимации, вязкие потоки рассчитываются по центрально-разностной схеме 2-го порядка аппроксимации. Неявная дискретизация уравнений движения и линеаризация полученной схемы приводит к системе алгебраических уравнений большой размерности, которая разрешается методом приближенной LU-факторизации. Стационарное решение находится методом установления по псевдовремени. Численный алгоритм решения уравнений движения, основанный на неявном методе искусственной сжимаемости, подробно описан в [1]. Для передачи данных на границах расчетных областей «НА — РК» и «РК — ОТ» выполняется осреднение всех параметров потока (p, u, v, w, k, ε) по окружному направлению.

Расчет проводится для приведенной турбины с диаметром $D_1 = 1$ м, $H = 1$ м без учета силы тяжести. На входе в НА держится угол входа потока и полная энергия потока $E = \frac{p}{\rho g} + \frac{\mathbf{v}^2}{2g}$, равная

$$E_{in} = H - h_{SP}, \qquad (3)$$

где h_{SP} — потери в спирали и статоре, оцененные для каждого из режимов по инженерным формулам. Предполагается, что энергия постоянна по всему входному сечению. Предварительные расчеты в расширенной области, включающей расположенные выше по потоку спиральную камеру и статор, показывают, что это достаточно хорошее приближение. На выходе из ОТ держится энергия $E_{out} = 0$ и постоянный градиент давления $\partial p / \partial z = \rho g$. Таким образом, в ходе гидродинамического расчета остается фиксированным напор на турбине ($H = 1$ м), а расход Q заранее не известен и определяется в ходе решения задачи. Эта постановка удобна, так как в большей степени соответствует реальному физическому процессу и не требует повторного приведения результатов при определении положения режимной точки на плоскости (Q_1', n_1'), в отличие от постановки с фиксированным расходом.

Метод оптимизационного поиска

Решение оптимизационной задачи сводится к нахождению минимума (максимума) одной или нескольких заданных целевых функций (или, иначе, функционалов). При проектировании лопастной системы рабочего колеса, как правило, целевые функционалы строят так, чтобы учесть энергетические и кавитационные требования. Вследствие того, что минимизируемые функции независимы, не существует единственного решения, дающего минимум сразу всех целевых функционалов. Решением такой задачи является целое семейство точек, называемое множеством (фронтом) Парето. Фронт Парето представляет собой множество оптимальных решений, каждое из которых лучше остальных возможных, по крайней мере по одному целевому функционалу. Выбор конкретного решения с фронта Парето осуществляется человеком вручную и является отдельной задачей.

Методы оптимизации можно разделить на градиентные методы (использующие понятие производной) и стохастические методы. Стохастические методы лучше подходят для решения многоцелевых задач и позволяют распараллелить процесс поиска, что особенно важно при оптимизации формы проточной части, где для определения целевых функций для каждой модификации формы необходимо проводить трехмерные расчеты течения.

В настоящей работе для нахождения фронта Парето используется многоцелевой генетический алгоритм, подробно описанный в [1]. Идея генетического алгоритма основана на теории эволюции живых организмов. В алгоритме используются аналоги механизмов генетического наследования и естественного отбора. Согласно теории популяция индивидуумов меняется в течение нескольких поколений путем рекомбинации (скрещивания) и мутации отдельных индивидуумов, подчиняясь при этом законам естественного или искусственного от-

бора относительно предписанного критерия. При проектировании лопастной системы рабочего колеса индивидуумом является форма лопасти, определяемая набором параметров $\mathbf{x} = (x_1, \ldots, x_{24})$.

Целевые функционалы и ограничения

Турбулентная модель течения и выбранная постановка гидродинамического расчета позволяют использовать в качестве целевого функционала, подлежащего максимизации, КПД гидротурбины

$$Eff \equiv \eta = \frac{M\omega}{\rho g Q H}\eta_м \eta_o, \qquad (4)$$

где M — рассчитанный момент на валу рабочего колеса; ω — угловая скорость вращения рабочего колеса; Q — рассчитанный расход через турбину; H — заданный напор; $\eta_м$ — механический КПД; η_o — объемный КПД. Для ПЛ гидротурбин полагается, что $\eta_м = \eta_o = 1$.

Требование минимизации потерь или максимизации КПД сводится к повышению КПД на двух режимах работы гидротурбины: оптимальном $\left(Q_1'^{(1)}, n_1'^{(1)}\right)$ и форсированном $\left(Q_1'^{(2)}, n_1'^{(2)}\right)$.

Важная задача проектирования — обеспечить требуемые кавитационные качества лопастной системы. Для оценки кавитационных качеств лопастной системы используется подход, основанный на анализе распределения давления на лопасти в некавитационном потоке [11]. При таком подходе минимизируется вклад вращательного момента от области, где давление меньше давления p_V парообразования. В настоящей работе используется идейно близкий подход, заключающийся в минимизации взвешенной относительной площади кавитации W_{cav} на тыльной стороне лопасти, которая рассчитывается по формуле

$$W_{cav} = \frac{\int\limits_{S_{cav}} x dS_y - y dS_x}{\int\limits_{Ssuc} x dS_y - y dS_x}, \qquad (5)$$

где S_{cav} — площадь области на тыльной стороне лопасти с давлением меньше p_V; S_{suc} — площадь всей тыльной стороны лопасти.

Наиболее кавитационноопасен форсированный режим, поэтому функционал W_{cav} минимизируется только для форсированного режима. Данный целевой функционал введен вместо применявшегося ранее для РО турбин целевого функционала S_{cav} [12]. При его использовании нет необходимости вводить дополнительную весовую функцию, учитывающую местоположение области кавитации на тыльной поверхности лопасти.

Гидродинамические расчеты течения в проточном тракте при решении оптимизационной задачи проводятся при фиксированных значениях открытия a_0 направляющего аппарата, угла *fi* установки лопасти рабочего колеса, частоты n_1' и полного напора турбины $H = 1$ м. Расход находится в процессе решения. В такой постановке расход, пропускаемый через турбину модифицированной лопастной системой, может существенно отличаться от начального расхода, заданного в режимной точке (Q_1', n_1'). Корректное сравнение КПД и кавитационных качеств исходной и модифицированной лопастных систем возможно только при условии сохранения заданной режимной точки. Для соблюдения этого условия на каждом режиме вводится ограничение на величину расхода, полученного в результате расчета модифицированной лопастной системы:

$$Q_1'^{*} - \varepsilon_1 < Q_1' < Q_1'^{*} - \varepsilon_2, \qquad (6)$$

где $Q_1'^{*}$ — приведенный расход в заданной режимной точке; Q_1' — приведенный расход, полученный по результатам расчета; ε_1, ε_2 — допустимые отклонения. Модифицированные лопастные системы, не удовлетворяющие этому ограничению, исключаются из оптимизации.

После проведения серии оптимизационных расчетов было принято решение о модификации целевых функционалов и введении дополнительных ограничений.

Модификация целевых функционалов

Возможное отклонение расхода модифицированных геометрий от заданного указывает на недостаток прямой максимизации КПД в форсированном режиме [9]. Действительно, в форсированном режиме комбинаторная зависимость $\eta(Q_1')$ имеет существенный наклон. И в ходе максимизации КПД может получиться геометрия, имеющая КПД выше, чем у исходного РК, но с меньшим расходом и лежащая ниже комбинаторной зависимости $\eta(Q_1')$ исходного РК. Эта

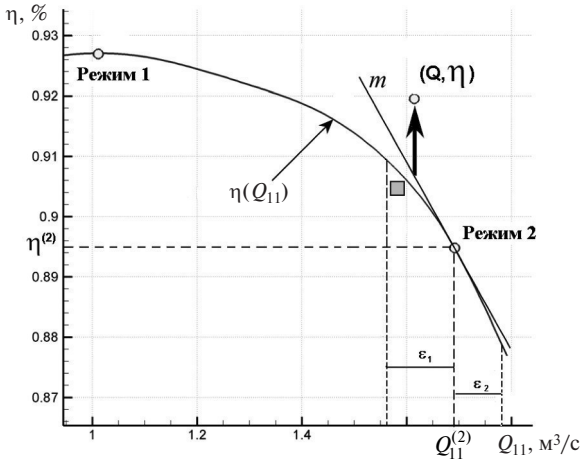


Рис. 2. Зависимость $\eta(Q)$ для исходной лопасти, используемая для оценки *EffSlope*

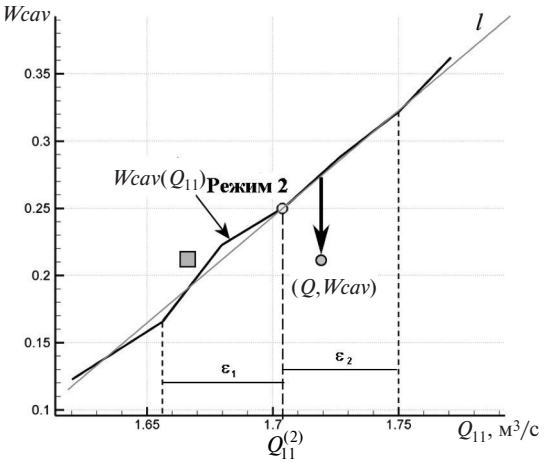


Рис. 3. Зависимость *Wcav*(Q) для исходной лопасти и используемая для оценки *WcavSlope*

геометрия обозначена на рис. 2 серым квадратом. Проблема может быть решена уменьшением допустимого отклонения ε_1, ε_2, однако при жестких ограничениях велика вероятность вырождения поколения и, вследствие этого, замедления сходимости генетического алгоритма. Поэтому предложен и применен другой подход. Целевой функционал, отвечающий за КПД на форсированном режиме, модифицирован. Фактически максимизируется не КПД, а превышение точки (Q_1', η) над прямой *m*, касательной к зависимости $\eta(Q_1')$ исходной лопасти в точке $Q_1'^2$ (рис. 2). Тангенс угла наклона касательной *m* оценивается перед проведением оптимизационного расчета из экспериментальной или расчетной зависимости $\eta(Q_1')$ исходного варианта рабочего колеса. Далее будем обозначать этот целевой функционал *EffSlope*.

Аналогичная ситуация возникает и при оптимизации с использованием функционала *Wcav* [9]. В окрестности форсированного режима зависимость $Wcav(Q_1')$ имеет существенный наклон. Поэтому при прямой минимизации *Wcav* может получиться геометрия, у которой величина *Wcav* ниже, чем у исходного варианта, но на меньшем расходе (серый квадрат на рис. 3). Чтобы таких геометрий не получалось, используется модифицированный функционал *WcavSlope*, который максимизирует понижение точки (Q_1', *Wcav*) от прямой *l* (см. рис. 3). Наклон прямой *l*, касательной к зависимости *Wcav*(Q_1'), определяется на основании предварительных расчетов исходной геометрии при различных расходах.

Ограничение на минимальный КПД гидротурбины

Необходимость одновременного улучшения энергетических и кавитационных качеств рабочего колеса предъявляет противоречивые требования к геометрическим параметрам, отвечающим за форму лопасти. Так, например, оптимальная с точки зрения энергетических показателей форма лопасти рабочего колеса может оказаться неприемлемой с точки зрения его кавитационных качеств [11]. При оптимизации с тремя целевыми функционалами, описанными выше, фронт Парето, как правило, содержит большое число индивидуумов, имеющих хорошие кавитационные качества и низкий уровень КПД (рис. 4, 5). Эти индивидуумы заведомо неприемлемы для проектировщика. Тем не менее как равноправные члены множества Парето они дают потомков при создании нового поколения, большая часть из которых также будет лежать в области заведомо неприемлемых решений.

Для более эффективного использования вычислительных ресурсов и сосредоточения поиска в зоне приемлемых решений предложено ввести ограничение на минимально допустимый уровень КПД:

$$\eta^{(i)} > \eta^{(i)}_{\min} \quad (i = 1, 2). \tag{7}$$

Лопасти, не удовлетворяющие этим ограничениям, исключаются из дальнейшей оптимизации. Введение данных ограничений существенно увеличивает количество анализируемых геометрий в области приемлемых решений и тем

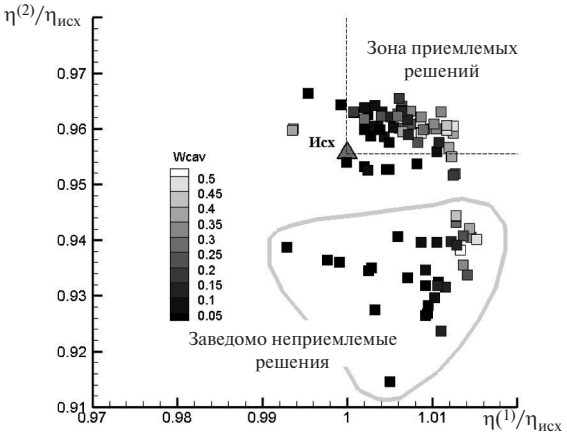


Рис. 4. Трехцелевая оптимизация ПЛ 20 с целевыми функционалами *Eff1*, *EffSlope*, *WcavSlope*

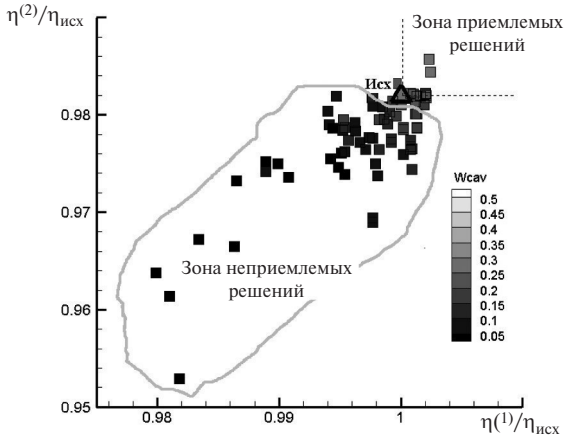


Рис. 5. Трехцелевая оптимизация ПЛ 40 с целевыми функционалами *Eff1*, *EffSlope*, *WcavSlope*

самым ускоряет процесс поиска формы лопасти рабочего колеса, отвечающей всем поставленным требованиям.

На рис. 6 и 7 представлены фрагменты фронтов Парето в зоне приемлемых решений оптимизационных расчетов для рабочего колеса с напором *H* до 20 м (ПЛ 20) с тремя целевыми функционалами (*Eff*, *EffSlope*, *WcavSlope*), полученные без использования ограничения на минимально допустимый уровень КПД (рис. 6) и с использованием данного ограничения (рис. 7). Рассчитано одинаковое количество поколений. Из рисунков видно, что при решении оптимизационной задачи с использованием ограничения на минимально допустимый уровень КПД удалось получить индивидуумы с лучшими кавитационными качествами при сопоставимом уровне КПД.

На рис. 8 и 9 представлены аналогичные результаты для оптимизации рабочего колеса турбины с напором *H* до 40 м (ПЛ 40). Из рисунков видно, что при решении оптимизационной задачи с использованием ограничения на минимально допустимый КПД удалось получить индивидуумы с лучшими кавитационными качествами и с более высоким уровнем КПД.

Оптимизация рабочего колеса поворотно-лопастной гидротурбины на напор 20 м

Описанная выше методика применена для оптимизации формы лопасти рабочего колеса ПЛ гидротурбины на напор *H* до 20 м с числом

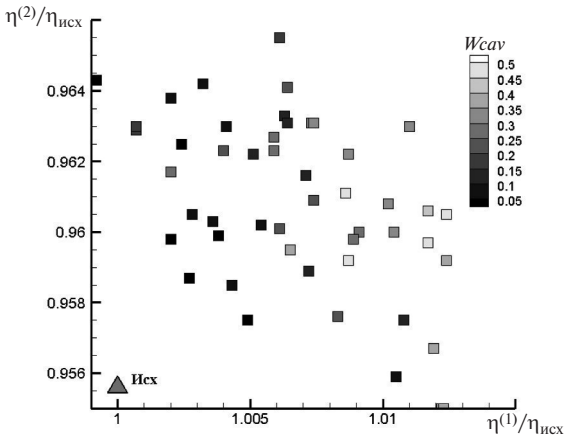


Рис. 6. Трехцелевая оптимизация ПЛ 20 без ограничения на минимальный КПД

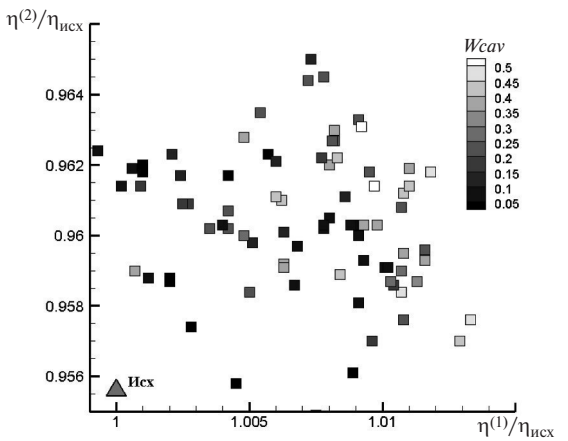


Рис. 7. Трехцелевая оптимизация ПЛ 20 с ограничениями на минимально допустимый КПД

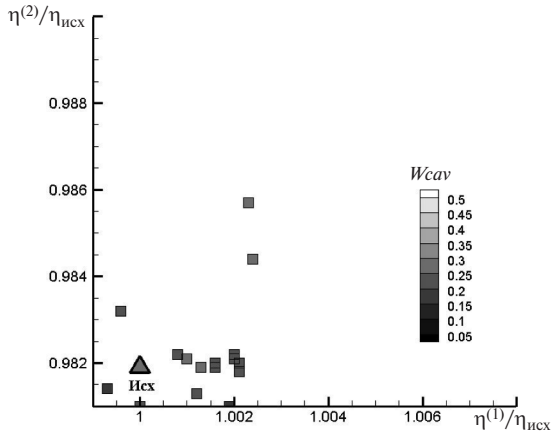


Рис. 8. Трехцелевая оптимизация ПЛ 40 без ограничений на КПД

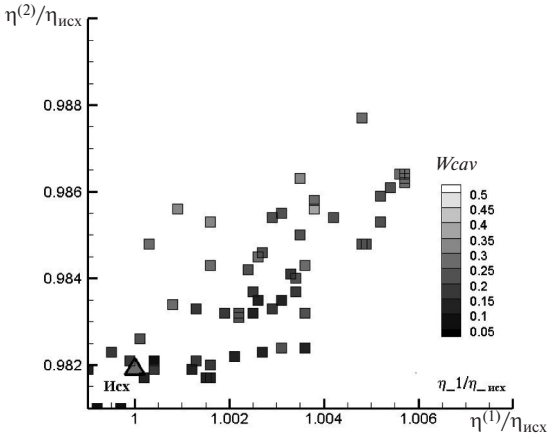


Рис. 9. Трехцелевая оптимизация ПЛ 40 с ограничениями на минимально допустимый КПД

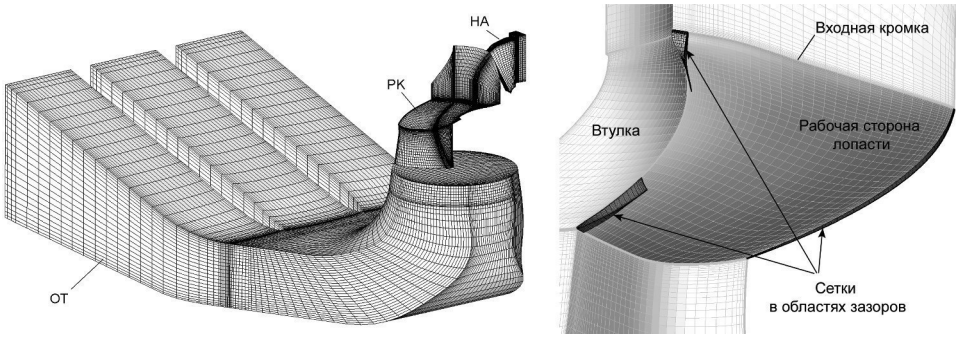


Рис. 10. Расчетная сетка с учетом зазоров «лопасть — втулка», «лопасть-камера»

лопастей рабочего колеса $z_1 = 5$. Расчетная сетка для CFD расчетов, включающая ОТ и зазоры, представлена на рис. 10. Общее число ячеек сетки — около 450 тыс. В качестве исходного взято РК, спроектированное вручную.

Перед решением оптимизационной задачи для выбора режимов проектирования были рассчитаны пропеллерные характеристики исходного РК на двух углах установки лопасти: на угле, близком к оптимальному, и угле, соответствующем форсированному режиму (рис. 11).

Для оптимизации выбраны режимы, соответствующие комбинаторным:

режим 1 — $fi = 0°$, $a0 = 26$ мм, $n_1' = 140$ об/мин (Q_1' ~ 1,11 м^3/с);

режим 2 — $fi = 15°$, $a0 = 34$ мм, $n_1' = 150$ об/мин (Q_1' ~ 2,08 м^3/с).

Далее проведена двухрежимная трехцелевая оптимизация с помощью программного комплекса «CADRUN-opt». В качестве целевых функционалов задавались:

*F*1 (*Eff*) — максимизация КПД на режиме 1;

*F*2 (*EffSlope*) — максимизация КПД на режиме 2 с учетом зависимости $\eta(Q_1')$;

*F*3 (*WcavSlope*) — минимизация взвешенной относительной площади кавитации *Wcav* на тыльной стороне лопасти на режиме 2 с учетом зависимости *Wcav*(Q_1').

Ограничения на расход: на режиме 1 — $Q_1' \in$ [1,06; 1,17], на режиме 2 — $Q_1' \in$ [2,03; 2,13]. Ограничения на минимально допустимый уровень КПД: на режиме 1 — $\eta > 0{,}99\eta_{\text{опт исх}}$, на режиме 2 — $\eta > 0{,}95\eta_{\text{опт исх}}$. Варьировались все 24 геометрических параметра лопасти.

В результате решения оптимизационной задачи были рассчитаны 25 поколений генетического алгоритма по 120 индивидуумов в каждом. На рис. 12 показаны проекции геометрий из мно-

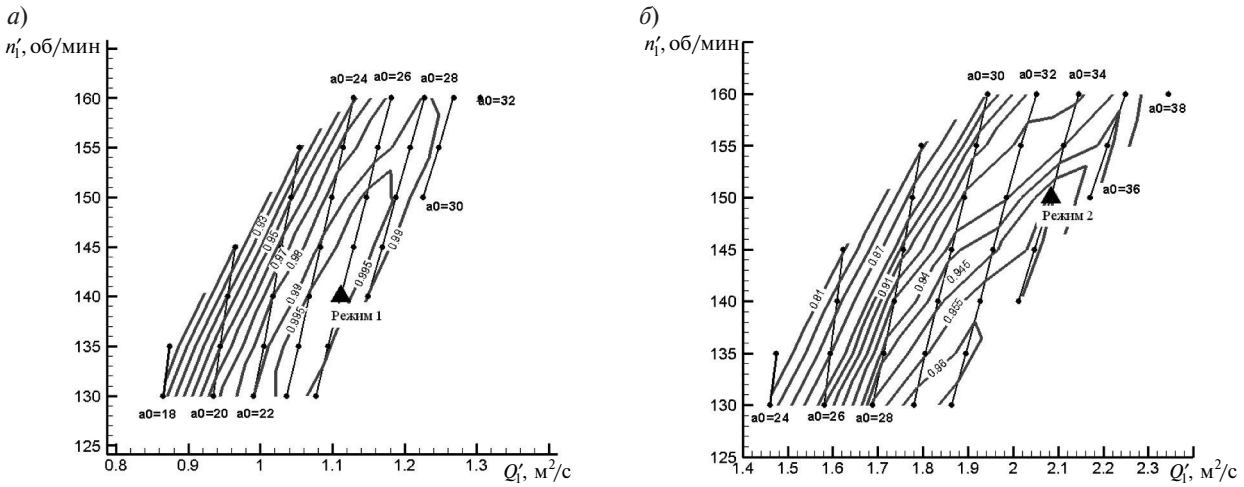


Рис. 11. Пропеллерные характеристики исходной лопасти на оптимальном угле *fi* = 0° (*а*) и на форсированном угле *fi* = 15° (*б*)

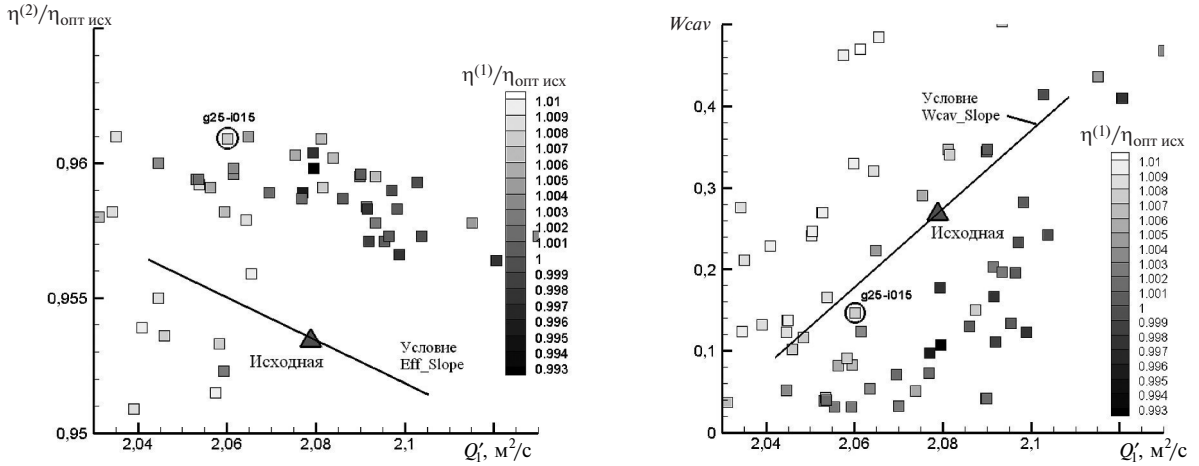


Рис. 12. Фронт Парето

жества Парето на плоскости (Q_1', η_2) и (Q_1', W_{cav2}), где «2» указывает на режим 2. Для дальнейшего анализа из фронта Парето проектировщик обычно выбирает несколько геометрий, представляющих собой компромиссные решения. Одна из таких геометрий, g25–i015, отмечена на рис. 12.

Для этой геометрии рассчитаны пропеллерные характеристики. На рис. 13 представлено сравнение разрезов пропеллерных характеристик, рассчитанных для исходной геометрии и для выбранной (g25–i015). Разрезы выполнены для n_1' = 140 об/мин и n_1' = 150 об/мин. На рис. 14 представлено сравнение кавитационных качеств исходной и оптимизированной лопастей рабочего колеса.

Из представленных результатов можно заключить, что повышение КПД на обоих режимах составило ~ 0,75 %. Кавитационные качества лопасти также были улучшены.

Важным требованием к проектированию поворотно-лопастного рабочего колеса является сохранение положения оптимума пропеллерной характеристики по частоте n_1'. Для проверки соблюдения этого требования была рассчитана пропеллерная характеристика выбранного рабочего колеса (g25–i015) на оптимальном угле установки исходного рабочего колеса (*fi* = 0°). Положение оптимума пропеллерной характеристики по оси n_1' сохраняется с точностью до 3 об/мин.

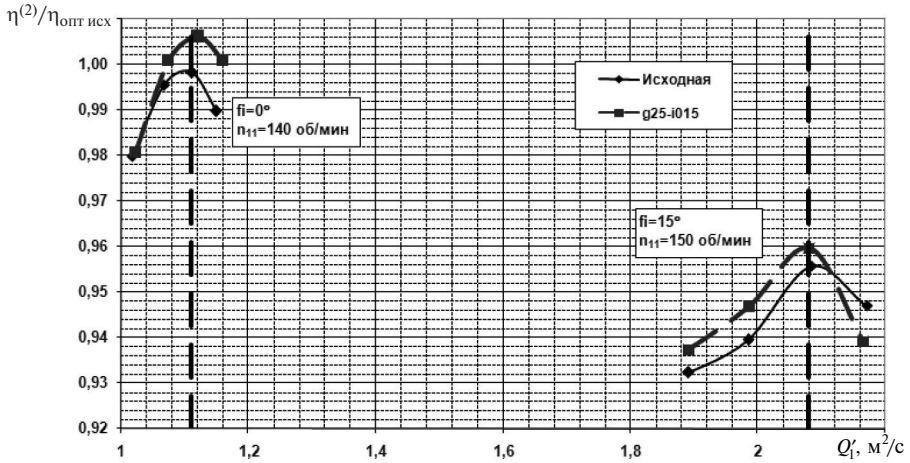


Рис. 13. Пропеллерные характеристики исходной и оптимизированной лопастей на оптимальном и форсированном угле установки лопасти

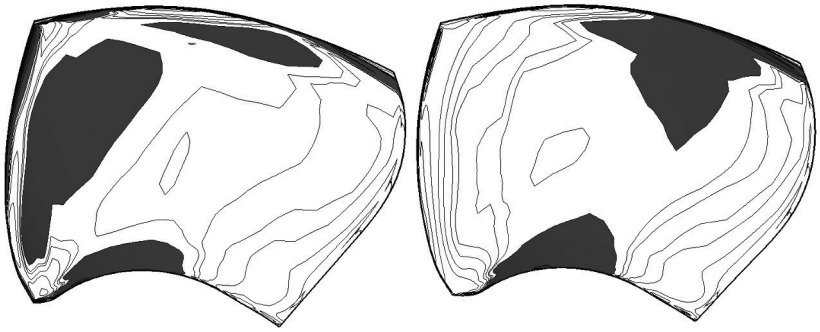


Рис. 14. Распределение давления по тыльной поверхности исходной лопасти (слева) и оптимизированной лопасти (справа) в форсированном режиме работы. Серым показаны области пониженного давления

Выводы

Разработана методика двухрежимной (режим 1 — оптимальный, режим 2 — форсированный) многоцелевой оптимизации, направленной на повышение КПД в оптимуме и обеспечение пологости универсальной характеристики одновременно с улучшением кавитационных качеств рабочего колеса в наиболее кавитационноопасном режиме. Гидродинамические расчеты проводятся с учетом отсасывающей трубы и зазоров «лопасть — втулка», «лопасть — камера» для корректного вычисления баланса потерь в гидротурбине. При использовании предложенного целевого функционала *Wcav* для оценки кавитационных качеств рабочего колеса нет необходимости вводить дополнительную весовую функцию, учитывающую местоположение области кавитации на тыльной поверхности лопасти. Модификация целевых функционалов для форсированного режима дала возможность ослабить ограничения по расходу, а введение ограничений на минимально допустимый уровень КПД позволили повысить качество поиска в области приемлемых решений.

На основе методики, разработанной Институтом вычислительных технологий СО РАН и Институтом математики СО РАН совместно с ОАО «Силовые машины» — «ЛМЗ», создан программный модуль проектирования ПЛ гидротурбины. Модуль включен в оптимизационный комплекс «CADRUN-opt», внедренный в ОАО «Силовые машины» — «ЛМЗ». С его использованием спроектирован ряд рабочих колес для поворотно-лопастных гидротурбин разной быстроходности. Спроектированные рабочие колеса обладают повышенными энергетическими и кавитационными характеристиками.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Черный С.Г., Чирков Д.В., Лапин В.Н., Скороспелов В.А., Шаров С.В.** Численное моделирование течений в турбомашинах. Новосибирск: Наука, 2006. 202 с.

2. **Cherny S.G., Bannikov D.V., Chirkov D.V., Demianov V.A., Pylev I.M., Skorospelov V.A., Stepanov V.N.** Automatic optimal shape design of hydroturbine flow passage // Proc. of Hydro 2008 International Conference. Ljubljana, Slovenia. 2008. P 1–8.

3. **Pilev I.M., Sotnikov A.A., Rigin V.E., Semenova A.V., Cherny S.G., Chirkov D.V., Bannikov D.V., Skorospelov V.A.** Multiobjective optimal design of runner blade using efficiency and draft tube pulsation criteria // Proc. of the 26th IAHR Symp. 2012. Beijing, China. P. 1–8.

4. **Семенова А.В., Чирков Д.В.** Методические вопросы проектирования проточных частей поворотно-лопастных рабочих колес // Сборник докладов 15-й Международной научно-технической конференции студентов и аспирантов. МГТУ им. Н.Э. Баумана. М., 2011. С. 163–166.

5. **Sotnikov A., Cherny S., Chirkov D., Bannikov D.** Two Approaches to Prediction of Hill Diagram for Francis Turbine // Proceedings of HYDRO VISION RUSSIA 2011 Int. Conf. Moscow, Russia, 27 30 Mach, 2011. CD-ROM. P. 1–15.

6. **Lipej A., Poloni C.** Design of Kaplan runner using multiobjective genetic algorithm optimization // Journal of Hydraulic Research. 2000. Vol. 38, №1. P.73–79.

7. **Семенова А.В., Скороспелов В.А., Чирков Д.В.** Верификация численного прогнозирования энергетических характеристик поворотно-лопастных гидротурбин // Тяжелое машиностроение. 2014. № 7. С. 29–33.

8. **Skotak A., Obrovsky J.** Analysis of the flow in the water turbine draft tube in Fluent and CFX // 25th CADFEM Users' Meeting. Dresden, Germany. 2007. P. 1–9.

9. **Семенова А.В., Чирков Д.В., Лютов А.Е.** Целевые функционалы при оптимизации рабочего колеса поворотно-лопастной гидротурбины // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2014. № 3(202). С. 97–106.

10. **Skotak A., Obrovsky J.** Shape Optimization of a Kaplan Turbine Blade // Proc. of the 23rd IAHR Symp. on Hydraulic Machinery and Systems. Yokohama, Japan. 2006. P. 1–8.

11. **Топаж Г.И.** Расчет интегральных гидравлических показателей гидромашин. Л.: Изд-во Ленинградского университета, 1989. 208 с.

12. **Лобарева И.Ф., Черный С.Г., Чирков Д.В., Скороспелов В.А., Турук П.А.** Многоцелевая оптимизация формы лопасти гидротурбины // Вычислительные технологии, 2006. Т. 11, № 5. С. 63–75.

REFERENCES

1. **Chernyy S.G., Chirkov D.V., Lapin V.N., Skorospelov V.A., Sharov S.V.** Chislennoye modelirovaniye techeniy v turbomashinakh. [Numerical simulation of fluid flows in turbomachines]. Novosibirsk: Nauka, 2006. 202 s. (rus.)

2. **Cherny S.G., Bannikov D.V., Chirkov D.V., Demianov V.A., Pylev I.M., Skorospelov V.A., Stepanov V.N.** Automatic optimal shape design of hydroturbine flow passage. *Proc. of Hydro 2008 International Conference.* Ljubljana, Slovenia. 2008. P. 1–8.

3. **Pilev I.M., Sotnikov A.A., Rigin V.E., Semenova A.V., Cherny S.G., Chirkov D.V., Bannikov D.V., Sko-rospelov V.A.** Multiobjective optimal design of runner blade using efficiency and draft tube pulsation criteria.*Proc. of the 26th IAHR Symp*. 2012. Beijing, China. P. 1–8.

4. **Semenova A.V., Chirkov D.V.** Metodicheskiye voprosy proyektirovaniya protochnykh chastey povorotnolopastnykh rabochikh koles. [Design problem of Kaplan turbine runner flow passage]. *Sbornik dokladov 15-oy Mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii studentov i aspirantov. MGTU im. N.E. Baumana*. M., 2011. S. 163–166. (rus.)

5. **Sotnikov A., Cherny S., Chirkov D., Bannikov D.** Two Approaches to Prediction of Hill Diagram for Francis Turbine. *Proceedings of HYDRO VISION RUSSIA* 2011 Int. Conf., Moscow, Russia, 27 30 Mach. 2011. CD-ROM. P. 1–15.

6. **Lipej A., Poloni C.** Design of Kaplan runner using multiobjective genetic algorithm optimizationю. *Journal of Hydraulic Research*. 2000. Vol. 38, №1. P. 73–79.

7. **Semenova A.V., Skorospelov V.A., Chirkov D.V.** Verifikatsiya chislennogo prognozirovaniya energeticheskikh kharakteristik povorotno-lopastnykh gidroturbin. [Numerical prediction verification of Kaplan turbine efficiency]. *Tyazheloye mashinostroyeniye*. 2014. № 7. S. 29–33. (rus.)

8. **Skotak A., Obrovsky J.** Analysis of the flow in the water turbine draft tube in Fluent and CFX. *25th CADFEM Users' Meeting*. Dresden, Germany. 2007. P. 1–9.

9. **Semenova A.V., Chirkov D.V., Lyutov A.Ye.** Tselevyye funktsionaly pri optimizatsii rabochego kolesa povorotno-lopastnoy gidroturbiny [Objective functions used for optimization of Kaplan turbine runner]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2014. № 3(202). S. 97–106. (rus.)

10. **Skotak A., Obrovsky J.** Shape Optimization of a Kaplan Turbine Blade. *Proc. of the 23rd IAHR Symp. on Hydraulic Machinery and Systems*. Yokohama, Japan. 2006. P. 1–8.

11. **Topazh G.I.** Raschet integralnykh gidravlicheskikh pokazateley gidromashin [Computation of Integral Hydraulic Characteristics of Hydromachines]. L.: Izd-vo Leningradskogo universiteta, 1989. 208 s. (rus.)

12. **Lobareva I.F., Chernyy S.G., Chirkov D.V., Skorospelov V.A., Turuk P.A.** Mnogotselevaya optimizatsiya formy lopasti gidroturbiny [Multiobjective optimization of hydroturbine blade shape]. *Vychislitelnyye tekhnologii*. 2006. T. 11, № 5. S. 63–75. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

СЕМЕНОВА Александра Владимировна — инженер-конструктор, ОАО «Силовые машины». 195009, Санкт-Петербург, ул. Ватутина, 3А. E-mail: Semenova_AV@lmz.power-m.ru

ЧИРКОВ Денис Владимирович — кандидат физико-математических наук старший научный сотрудник Института вычислительных технологий СО РАН. 630090, Новосибирск, пр. ак. Лаврентьева 6. E-mail: chirkov@ict.nsc.ru

СКОРОСПЕЛОВ Владимир Анатольевич — кандидат технических наук старший научный сотрудник, Института математики им. С.Л. Соболева СО РАН. 630090, г. Новосибирск, ул. Коптюга, 4. E-mail: vskrsp@math.nsc.ru

AUTHORS

SEMENOVA Aleksandra V. — OJSC «Power Machines». 3A, Vatutina str., St.Petersburg, Russia, 195009. E-mail: Semenova_AV@lmz.power-m.ru

CHIRKOV Denis V. — Institute of Computational Technologies SB RAS. Ak. Lavrentjev avenue 6, Novosibirsk, 630090. E-mail: chirkov@ict.nsc.ru

SKOROSPELOV Vladimir A. — Sobolev Institute of Mathematics. 4 Acad. Koptyug Ave., Novosibirsk, 630090, Russia. E-mail: vskrsp@math.nsc.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.5862/JEST.214.8
УДК 621.1.016:536.2

Л.П. Стешенков, Л.В. Зысин

ОБОБЩЕНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ ТЕПЛООБМЕНА ПРИ РАЗВИТОМ ПУЗЫРЬКОВОМ КИПЕНИИ МИКРОБИОЛОГИЧЕСКИХ СРЕД И МОДЕЛЬНЫХ ЖИДКОСТЕЙ

L.P. Steshenkov, L.V. Zyssin

GENERALIZED OF EXPERIMENTAL RESEARCH OF HEAT EXCHANCE IN DEVELOPMENT OF NUCLEATE BOILING MICROBIOLOGICAL MATTER AND MODEL LIQUIDS

Приведены обобщенные результаты экспериментального исследования теплообмена при развитом пузырьковом кипении в вертикальных трубах и плоско-параллельных каналах ряда характерных для биотехнологии рабочих сред: культуральных жидкостей, нейтрализатов, гидролизатов, дрожжевый суспензии, водных растворов полиглюкина. Проведенный анализ экспериментальных результатов показал, что для ряда микробиологических сред расчет теплообмена при кипении может быть выполнен с помощью известных зависимостей. Опытные данные сопоставлены с известными зависимостями, на их основе предложены формулы, позволяющие в соответствующем опытам диапазоне изменения режимных параметров для условий стабилизированного течения в турбулентной и переходной областях течения выполнять инженерные расчеты аппаратов, где реализуется процесс развитого пузырькового кипения.

ТЕПЛООБМЕН; КОНВЕКЦИЯ; ВЫНУЖДЕННОЕ ТЕЧЕНИЕ; КИПЕНИЕ; ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ.

Summarized are the results of experimental investigation of heat transfer in fully developed nucleate boiling in vertical tubes and plane-parallel channels of some working environments typical for biotechnology: cultural liquids, neutralization, osteoporosis, groggily suspension, water solutions poliglyukina. The analysis of the experiment results showed that for a number of microbiological environments the calculation of boiling heat transfer can be accomplished using well-known dependencies. Experimental data are compared with the well-known dependencies and they are the basis for the formula allowing in the corresponding to the experiments the range of the regime parameters for the conditions of a stable flow in turbulent and transitional flow areas to perform the engineering calculations of the devices where the process of the developed nucleate boiling.is actualized

HEAT TEXCHANGE, CONVECTION, FORSE FLOW, BOILING, EXPERIMENTAL RESEARCH.

Постановка и задачи исследования

Теплообмен при пузырьковом кипении обусловлен сложным взаимодействием недостаточно изученных по своей природе физических, физико-химических и других процессов, часто имеющих статистический характер. Поэтому в отличие от других областей конвективного теплообмена здесь до последнего времени мало общепризнанных экспериментальных фактов и нет единой точки зрения на систему определяющих критериев подобия. Работ, базирующихся на определенных физических представлениях, относительно мало. Многочисленные экспериментальные данные, полученные для различных жидкостей, удается обобщить в виде ряда формул, отличающихся структурой и учитывающих разные, хотя, по-видимому, термодинамически связанные свойства жидкостей.

В работах С.С. Кутателадзе развита гидродинамическая теория кипения, в основу которой

положена аналогия процессов кипения и барботажа, позволившая получить для обобщения данных по кипению различных жидкостей в условиях свободной конвекции зависимость, имеющую в критериальной форме записи вид [1]

$$\mathrm{Nu}_* = A\left(\mathrm{Pe}_* / \mathrm{M}_*^2\right)^{2/3}. \qquad (1)$$

Здесь Nu_*, Pe_* — соответственно числа Нуссельта и Пекле, при вычислении которых в качестве линейного размера принята капиллярная составляющая $\sqrt{\sigma / g\left(\rho' - \rho''\right)}$, где σ — поверхностное натяжение; ρ' и ρ'' плотности соответственно жидкостной и паровой фаз; g — ускорение свободного падения; M_* — число Маха для осцилляций в газодинамической смеси. Коэффициент A в формуле (1) может зависеть от геометрических характеристик поверхности нагрева и свойств жидкости (в частном случае — для дистиллированной воды — он составляет величину 0,0015).

Д.А. Лабунцов обобщил экспериментальные данные по кипению бензола, этилового спирта, фреонов, дифенила с помощью зависимости, полученной на основе анализа размерностей и термического сопротивления жидкой прослойки между стенкой и паровым пузырем [2]:

$$\alpha_{00} = b\left(\lambda^2 / \nu\sigma T\right)^{\frac{1}{3}} q^{\frac{2}{3}}. \qquad (2)$$

Здесь α_{00} — коэффициент теплоотдачи при кипении; λ, ν, σ, T — соответственно теплопроводность, вязкость, поверхностное натяжение и температура жидкости; q — удельная тепловая нагрузка поверхности нагрева; b — коэффициент пропорциональности, который находится экспериментально.

Широкое распространение в технической литературе получила также формула Розенау [3], модифицированный вид которой для обычных жидкостей следующий:

$$\mathrm{Nu}_* \approx \frac{1}{B_f}\left(\mathrm{Re}_*\right)^{\frac{2}{3}} \mathrm{Pr}^{-0,7}. \qquad (3)$$

Здесь коэффициент B_f зависит от поверхностных условий, рода жидкости, материала стенки и ряда других факторов.

Хорошо известно также теоретическое соотношение Форстера — Зубера

$$\mathrm{Nu} = 0,0015\mathrm{Re}^{0,6}\mathrm{Pr}^{0,33}, \qquad (4)$$

в котором Re и Nu определены выражением, зависящим от угла смачивания.

Предложен еще целый ряд зависимостей, основанных на термодинамическом подобии или иных соображениях, которые справедливы в относительно узком диапазоне определяющих параметров и типов жидкостей.

В свете изложенного создание инженерных методов теплофизических расчетов процессов и оборудования для биотехнологий, ускоренными темпами развивающихся в мире в последние десятилетия, требует как изучения возможностей распространения указанных выше зависимостей на микробиотехнологические среды, так и выявления специфических особенностей кипения новых технологических сред данного класса.

Микробиологическая технология базируется на закономерностях, свойственных популяциям микроорганизмов, как получаемых в промышленных условиях, так и существующих в реальных живых организмах. При этом, как мы отмечали в [4], биологическая форма движения материи с присущим ей многообразием определила ряд характерных особенностей микробиологических сред — биомассы, культуральной жидкости, продуктов метаболизма клеток и др. К этим особенностям относятся: вариабельность и многокомпонентность; низкие концентрации и скорости реакций; переменность в ходе процесса реологических свойств; проявление у белков одновременно свойств аморфных электролитов и коллоидных растворов и многое другое. Своеобразный характер модельных и масштабных переходов, многообразие форм биохимических реакций и процессов существенно повышают роль максимально приближенного к условиям промышленной технологии эксперимента, требуют проведения опытов на средах, полученных на реальном промышленном оборудовании из промышленного сырья и материалов. В этой связи в рамках настоящей работы ставились задачи экспериментального изучения теплообмена при пузырьковом кипении ряда характерных для микробиологических производств теплоносителей; цель — получить достоверные данные для инженерных расчетов и одновременно создать предпосылки для поиска подходов теоретических решений и обобщений.

Методические особенности исследования

Настоящее исследование — это продолжение описанного в [4]. В силу специфики микробиологических теплоносителей опыты проводились на реальных средах, отбираемых на различных стадиях различных технологических производств, а также на модельных растворах. С этой целью непосредственно на действующих производствах был создан ряд экспериментальных установок, рабочими участками в которых служили вертикальные плоско-параллельные каналы и трубы, имеющие эквивалентный диаметр 12–32 мм, длину 1000–6000 мм и снабженные предвключенным участком для гидродинамической стабилизации течения. В опытах на трубе диаметром 32 мм и длиной 6000 мм тепловой поток создавался с помощью наружного парового обогрева. В остальных случаях тепловой поток создавался с помощью электрического тока. Максимальная скорость исследуемых жидкостей в каналах составляла 3,5 м/с. С целью уточнения физических процессов, сопутствующих развитию кипения, для тех исследовавшихся сред, которые были оптически прозрачными, на визуализированном полоско-параллельном канале длиной 1000 мм проводились оптические исследования структуры кипящих потоков. При этом использовался теневой количественный метод, разработанный Л.А. Фельдбергом [5].

Тестирование экспериментальных установок производилось с помощью опытов на воде и водных растворах глицерина, которые дали хорошую сходимость с известными формулами [6].

Объектами исследования были: культуральные жидкости, дрожжевая суспензия и суспензия БВК в диапазоне весовой концентрации по абсолютно сухим веществам C = 2,5–20 %; отработанная культуральная бражка (ПДБ) в диапазоне C = 1–15 %; гидролизаты и нейтрализаты при фиксированных значениях концентрации, соответствующих технологическим условиям. Кроме того, были исследованы водные растворы полиглюкина (заменителя крови) при C = 0,1–10 % и глюкозы при C = 2–25 %. Опыты на водных растворах глицерина проводились при C = 5–40 %. Влияние окислительно-восстановительной среды на теплообмен определялось для диапазона pH = 1–4,5. Тепловая нагрузка в опытах варьировалась в диапазоне q = 50–200 кВт/м^2, массовая скорость ρW = = 290–2500 кг/(м^2·с) при недогревах жидкости до температуры насыщения, равных ΔT_s = = 0–50 °С; во всех опытах давление оставалось близким к атмосферному. Закономерности теплообмена изучались для условий стабилизированного течения в турбулентной и переходной областях течения.

Чтобы оценить точность и достоверность получаемых результатов, предварительные опыты проводились на дистиллированной воде. При этом результаты опытов по развитому кипению воды удовлетворительно согласовались с известными зависимостями для кипения как в каналах, так и в большом объеме (отклонения не превышали 15 %).

Основные результаты и их обсуждение

Визуальные исследования показали, что для всех испытывавшихся жидкостей, кроме гидролизата, на поверхности нагрева образовывались два типа пузырей, условно называемых нами газовыми и паровыми. Газовые пузыри возникают практически при любых недогревах, имеют размеры от 1 до 1,5 мм (при давлении 0,1 МПа), малоподвижны, передвигаются в направлении течения жидкости. Паровые пузыри возникают при условии, что температура стенки T_W выше температуры насыщения жидкости T_S ($T_S < T_W$); для них характерны быстрый рост, наличие времени ожидания, предшествующего отрыву, и отход от стенки практически по нормали к ней. Водные растворы полиглюкина отличались меньшей интенсивностью кипения по сравнению с остальными жидкостями, число центров парообразования было меньше, отрывные диаметры — тоже меньше. Для гидролизатов переход к режиму кипения визуально не фиксировался, поскольку значительно раньше наступала пенно-эмульсионная структура. Качественные изменения картины течения для этих жидкостей наблюдались только при переходе к развитому пузырьковому кипению и недогревах жидкости до температуры насыщения близких нулю ($\Delta T_S \approx 0$).

На рис. 1 приведена совокупность основных экспериментальных данных, обработанных в координатах зависимости (1); там же для сравнения нанесены рассчитанные по этой зависимости данные по теплоотдаче при кипении воды. Анализ совокупности экспериментальных данных

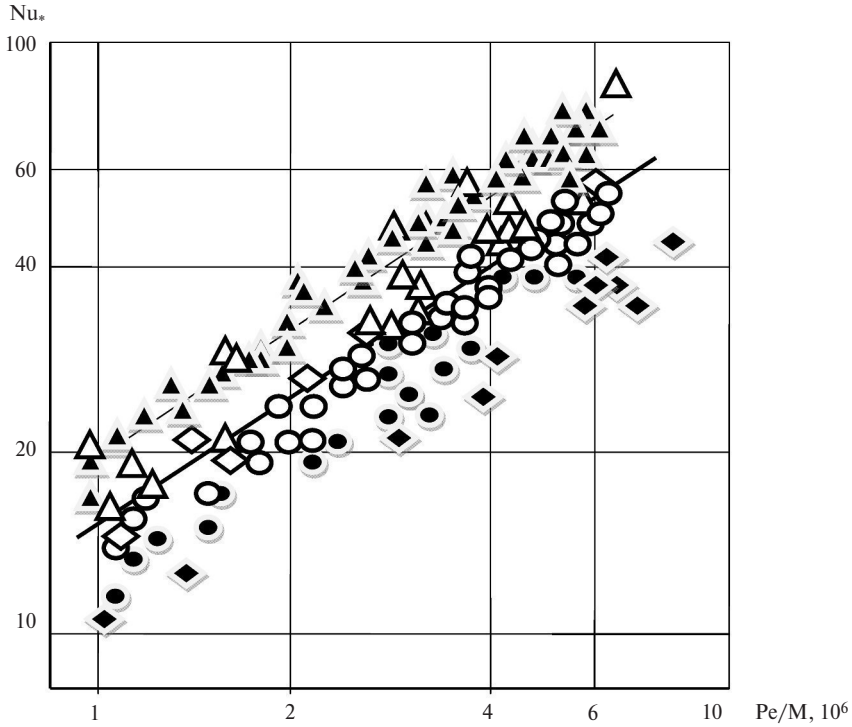


Рис.1. Сопоставление с зависимостью (1) экспериментальных данных по теплоотдаче при кипении микробиологических сред:
◆ — полиглюкин; ● — глюкоза; ▲ — гидролизат; ○ — нейтрализат; △ — дрожжевая суспензия; ◇ — культуральная жидкость; —— — вода; расчет по формуле (1)

по теплообмену при кипении, полученных в ходе проведенных опытов, позволил разделить исследовавшиеся среды на две группы.

Для ряда микробиологических сред — нейтрализата, отработанных культуральных жидкостей, водных растворов полиглюкина и глюкозы — опытные данные с погрешностью 25 % можно обобщить зависимостями вида (1), отличающимися только значением постоянного коэффициента A: для нейтрализатов, отработанных культуральных жидкостей, мало концентрированных водных растворов полиглюкина (при $C = 5$ %) — $A = 0{,}0018$; для гидролизатов — $A = 0{,}002$.

Другую группу составляют дрожжевые суспензии и водные растворы глюкозы и полиглюкина (при $C > 5$ %), для которых коэффициент A является переменным и зависит от концентрации сухих веществ C. При этом для дрожжевых суспензий наблюдается максимум теплоотдачи при $C = 10$ % — см. рис. 2. Обработка результатов опытов на основе зависимости (2) дала практически те же результаты: качественных отличий обнаружить не удалось, точность аппроксимации практически та же.

При обработке опытных данных на основе зависимости (3) из-за отсутствия полных данных о величине угла смачивания значения чисел Nu и Re принимались такими же, как и в формуле (1). Отличия в основном заключались в точности аппроксимации и не носили качественного характера. В табл. 1 приведены значения коэффициента B_f для формулы (3), полученные нами для микробиологических сред и некоторых других жидкостей. Для сравнения там же приведены некоторые данные других авторов.

Другую группу составляют растворы полиглюкина и дрожжевые суспензии, для которых зависимость теплоотдачи от концентрации носит сложный характер. Неводная часть дрожжевых суспензий состоит в основном из нелетучих веществ, находящихся в растворенном, коллоидном и взвешенном состоянии. Одновременно присутствует ряд различных летучих веществ. Физико-химические и термодинамические свойства большинства компонентов дрожжевых

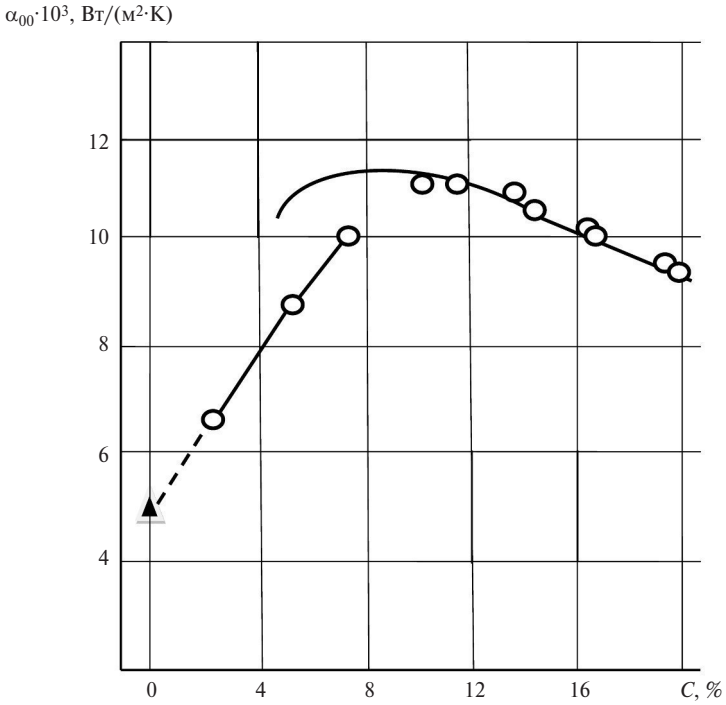


Рис. 2. Влияние концентрации абсолютно сухих веществ на теплоотдачу при развитом кипении дрожжевой суспензии

(○ — дрожжевая суспензия; ▲ — вода)

Таблица 1

Значения коэффициента B_f в уравнении (3)

Комбинация «жидкость — поверхность»	B_f	Источник
Гидролизат — нержав. сталь	0, 0075	Данные авторов
Нейтрализат — нержав. сталь	0,013	Данные авторов
Дрожжевая суспензия, $C = 20$ % — нержав. сталь	0,097	Данные авторов
Дрожжевая суспензия, $C = 10$ % — нержав. сталь	0,0075	Данные авторов
Дрожжевая суспензия, $C = 5$ % — нержав. сталь	0,0115	Данные авторов
Полиглюкин, $C = 10$ % — нержав. сталь	0,017	Данные авторов
Глюкоза, $C = 25$ % - нержав. сталь	0,016	Данные авторов
Вода — нержав сталь	0,013	Данные авторов
Вода — платина	0,013	Данные [3]
Вода — никель	0,006	Данные [3]
Этиловый спирь — медь	0,0025	Данные [3]
Бензол — хром	0,01	Данные [3]
K_2Cl_3 при $C = 35$ % — медь	0,0054	Данные [3]
K_2Cl_3 при $C = 50$ % — медь	0,0027	Данные [3]

суспензий не изучены. В настоящее время существует ряд подходов для описания процессов кипения многокомпонентных смесей и растворов. В частности [6], для бинарных растворов летучих веществ массоперенос при кипении часто характеризуют разностью концентраций в жидкой и парообразной фазах

$$\Delta C = C'' - C', \qquad (5)$$

при этом в азеотропных точках системы $d\alpha/dC = 0$ и $\Delta C = 0$. Для кипения растворов смесей нелетучих веществ выражение (5) теряет смысл, так как в паровой пузырь переходит только растворитель и $C'' = 0$. Тогда для характеристики массопереноса может вводиться параметр

$$\Delta C = C''_w - C_0, \qquad (6)$$

где C'_w и C_0 — концентрации соответственно у стенки и в ядре потока. Поскольку в рассматриваемом случае определение параметров ΔC и $\Delta C'$ без специальных сложных в методическом отношении исследований не представляется возможным, то даже в сугубо приближенной постановке теоретический анализ влияния концентрации на механизм процессов кипения сопряжен со значительными трудностями.

В результате на данном этапе исследования мы ограничились учетом концентрации путем введения переменного эмпирического коэффициента $K_c = f(C)$ [7]. Для исследованного диапазона режимных параметров была использована аппроксимация

$$K_c = \exp b(\ln C). \qquad (7)$$

Введение K_c в рассмотренные выше обобщенные зависимости для кипения позволяет согласовать с ними данные по кипению дрожжевых суспензий. При таком подходе, например, формула (2) приобретает вид

$$\alpha_{00} = \left(\frac{\lambda^2}{\lambda\nu\sigma T}\right)^{1/3} q^{2/3}\exp 0{,}187 \times$$

$$\times\left(47{,}3 + \frac{1}{\ln C}\right), \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}. \qquad (8)$$

Данная формула обобщает опытные данные с точностью ±10 %, что иллюстрирует рис. 3.

Однако введение коэффициента типа K_c в формулы, имеющие определенную физическую основу, какими являются формулы (1)–(4), представляется нелогичным. Поэтому для тех микробиологических сред, теплоотдача при кипении которых не подчиняется известным зависимостям, мы ограничились установлением сугубо эмпирических размерных формул вида

$$\alpha_{00} = f(qC). \qquad (9)$$

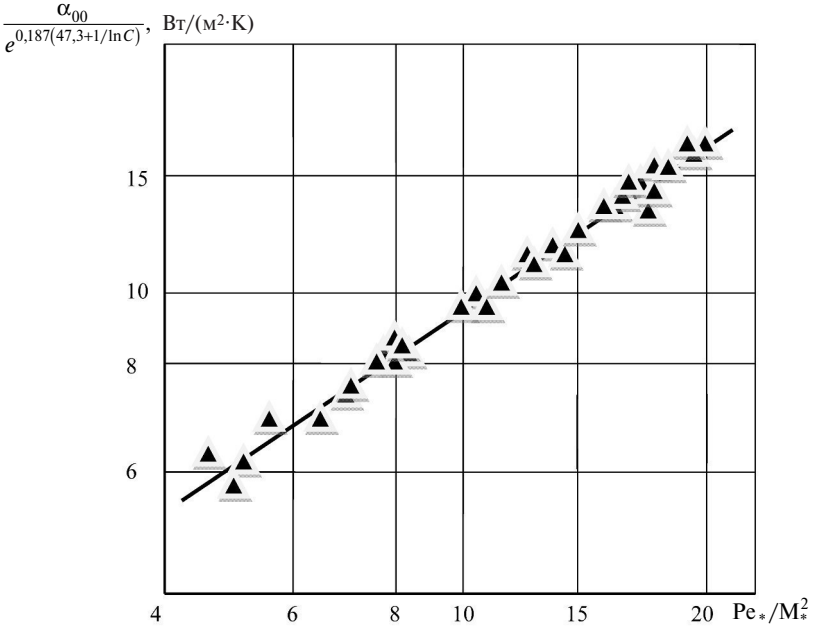


Рис. 3. Обобщение опытных данных по развитому пузырьковому кипению дрожжевых суспензий

Таблица 2

Сводка формул для расчета теплоотдачи при развитом кипении догретых до температуры насыщения микобиологических сред (q = 200, кВт/ м²)

Среда	Формула для расчета теплоотдачи, Вт/(м²·К)	Область применения
Дрожжевая суспензия	$\alpha_{00} = 3{,}75q^{2/3}\exp 0{,}187\left(47{,}3+\frac{1}{\ln C}\right)$	C = 20 %; P = 0,1 МПа
Гидролизаты	$\alpha_{00} = 6{,}1q^{2/3}$	pH = 1–4; P = 0,1 МПа
Нейтрализаты, культуральные жидкости	$\alpha_{oo} = 0{,}75\left(\lambda^2/\nu\sigma T\right)^{\frac{1}{3}} q^{\frac{2}{3}}$	pH = 1–4; P = 0,1 МПа
Водные растворы полигюкина	$\alpha_{00} = 3{,}4q^{2/3}\exp 0{,}388\left(24{,}27+\frac{1}{\ln C}\right)$	C = 1,5–10 %; P = 0,1 МПа
Водные растворы глюкозы	$\alpha_{00} = 3{,}4q^{2/3}\exp 0{,}213\left(39{,}7+\frac{1}{\ln C}\right)$	C = 1–25 %; P = 0,1 МПа

На основании такого подхода было получено, в частности, выражение для гидролизатов:

$$\alpha_{00} = 6{,}1q^{2/3},\ \text{Вт/(м}^2\cdot\text{К)}. \qquad (10)$$

Для дрожжевых суспензий выражение (8) трансформируется к виду

$$\alpha_{00} = 3{,}75q^{2/3}\exp 0{,}187\left(47{,}3+\frac{1}{\ln C}\right),\ \text{Вт/(м}^2\cdot\text{К)}. \qquad (11)$$

Полная сводка формул для расчета теплоотдачи при развитом кипении микробиологических сред, полученных в ходе данного исследования приведена в табл. 2. Соответствие этих формул экспериментальным результатам — в пределах ±10 %.

Малый диапазон изменения давления в опытах на позволил выявить влияние этого параметра на величину α_{00}.

Выводы

Анализ экспериментальных результатов показал, что для ряда микробиологических сред расчет теплообмена при кипении может быть выполнен с помощью известных зависимостей. Индивидуальные особенности этих сред могут учитываться с помощью постоянных коэффициентов. Исключение составляют дрожжевые суспензии и растворы полиглюкина, для которых зависимость теплоотдачи от концентрации носит сложный, немонотонный характер. Однако для всех изученных жидкостей сохраняется пропорциональность между $\alpha_{00}\ u\ q^{2/3}$. Используя в качестве параметра концентрацию абсолютно сухих веществ в изученных жидкостях, удалось получить частные эмпирические зависимости, позволяющие в диапазоне изменения режимных параметров, соответствующем опытам проводить инженерные расчеты выпарных аппаратов, решеферов и иных аппаратов, где реализуется процесс развитого пузырькового кипения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Кутателадзе С.С.** Основы теории теплообмена. 5-е изд. М.: Атомиздат, 1979. 415 с.

2. **Лабунцов Д.А.** Физические основы энергетики. Избранные труды по теплообмену, гидродинамике, термодинамике. М.: Изд-во МЭИ, 2000. 388 с.

3. **Rohsenow W.M., Hartnett J.P., Cho Y.I.** (Eds.) Handbook of Heat Transfer. McGraw-Hill Professional, 1998. 1344 p. ISBN:0–07–053555–8, 3rd ed.

4. **Зысин Л.В., Стешенков Л.П.** Особенности теплообмена при вынужденной конвекции микробио-

логических сред // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 4(183), Т.1. С. 320–326.

5. **Фельдберг Л.А., Добкес А.Л., Зысин Л.В., Саженин А.Г.** Исследования механизма кипения воды внутри вертикального канала при различных недогревах. Тепло- и массоперенос. Минск: АН БССР, 1976. Т. 8, часть II. С. 239–245.

6. **Кутателадзе С.С.** Теплоотдача и гидродинамическое сопротивление: Справочное пособие. М.: Энергоатомиздат, 1990. 367 с.

7. **Зысин Л.В., Дорфман Е.А.** Теплоотдача при пузырьковом кипении некоторых органических веществ в каналах // Тезисы докладов VII-й Всесоюзной конф. «Двухфазный поток в энергетических машинах и аппаратах». Л., 1985. Т. 1.

REFERENCES

1. **Kutateladze S.S.** Osnovy teorii teploobmena.[Fundamentals of the theory of heat transfer.] 5-e izd. M.: Atomizdat, 1979. 415 s. (rus.)

2. **Labuntsov D.A.** Fizicheskiye osnovy energetiki. Izbrannyye trudy po teploobmenu, gidrodinamike, termodinamike [Physical bases of power. Selected works on heat transfer, fluid dynamics, thermodynamics]. M.: Izd-vo MEI, 2000. 388 s. (rus.)

3. **Rohsenow W.M., Hartnett J.P., Cho Y.I.** (Eds.) Handbook of Heat Transfer. McGraw-Hill Professional, 1998. 1344 p. ISBN:0–07–053555–8, 3rd ed. (rus.)

4. **Zysin L.V., Steshenkov L.P.** Osobennosti teploobmena pri vynuzhdennoy konvektsii mikrobiologicheskikh sred [Heat transfer in a forced convection microbiological media.]. *Nauchno-teknicheskiie vedomosti SPbGPU*. 2013. № 4(183), T. 1. C. 320–326. (rus.)

5. **Feldberg L.A., Dobkes A.L., Zysin L.V., Sazhenin A.G.** Issledovaniya mekhanizma kipeniya vody vnutri vertikalnogo kanala pri razlichnykh nedogrevakh [Studies of the mechanism of boiling water inside the vertical channel for different subcooling.]. *Teplo- i massoperenos*. Minsk: AN BSSR, 1976. T. 8, chast II. S. 239–245. (rus.)

6. **Kutateladze S.S.** Teplootdacha i gidrodinamicheskoye soprotivleniye: Spravochnoye posobiye.[Heat transfer and flow resistance: A Reference Guide.] M.: Energoatomizdat, 1990. 367 s. (rus.)

7. **Zysin L.V., Dorfman Ye.A.** Teplootdacha pri puzyrkovom kipenii nekotorykh organicheskikh veshchestv v kanalakh.[Heat transfer during nucleate boiling some organic substances in the channels.]. *Tezisy dokladov VII-y Vsesoyuznoy konf. «Dvukhfaznyy potok v energeticheskikh mashinakh i apparatakh»*. L., 1985. T. 1. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

СТЕШЕНКОВ Леонид Петрович — доктор технических наук профессор кафедры атомной и тепловой энергетики Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: steshenkov@spbstu.ru

ЗЫСИН Леонид Владимирович — доктор технических наук научный сотрудник Института интегративных исследований (ИИИ). Geula 39, Haifa, 33197, Israel. E-mail: lv_zyssin@mail.ru

AUTHORS

STESHENKOV Leonid P. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: steshenkov@spbstu.ru

ZYSSIN Leonid V. — Integrative Recearche Institute. Geula 39, Haifa, 33197, Israel. E-mail: lv_zyssin@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.5862/JEST.214.9
УДК 624.138.22

О.П. Минаев

МЕТОД УПЛОТНЕНИЯ ОСНОВАНИЙ И СООРУЖЕНИЙ ВИБРОПОГРУЖАТЕЛЕМ ДЛЯ ШПУНТА В ГИДРОЭНЕРГЕТИЧЕСКОМ СТРОИТЕЛЬСТВЕ

O.P. Minaev

METHOD OF COMPACTION OF FOUNDATIONS AND STRUCTURES VIBRATORY DEVICE FOR DIP TONGUE IN HYDROPOWER CONSTRUCTION

Вибропогружатель и разработанный на его основе российский метод уплотнения оснований установкой продольного вибрирования с пространственным уплотнителем в виде «виброелочки» широко применяется во всем мире для погружения шпунта и уплотнения песчаных грунтов оснований, как водонасыщенных или маловлажных, так и их сочетания. В статье приведены результаты теоретического обоснования с использованием разработанной расчетной модели и полевых испытаний метода глубинного виброуплотнения оснований, показывающие его недостатки, которые наиболее ярко проявились при уплотнении мощной толщи песчаных оснований (9 м и более). Показано, что недостатки известной виброустановки могут быть исключены или существенно снижены путем применения виброуплотнителя с размещением радиальных элементов на заданной высоте в нижней части штанги уплотнителя. Это позволяет повысить технические характеристики виброустановки при работе с надежным и экономичным вибропогружателем.

ВИБРОПОГРУЖАТЕЛЬ; ШПУНТ; ВИБРОПОГРУЖЕНИЕ (ВИБРОИЗВЛЕЧЕНИЕ); ВИБРАЦИОННАЯ УСТАНОВКА; ВИБРАЦИОННЫЙ МЕТОД УПЛОТНЕНИЯ; ГЛУБИННОЕ УПЛОТНЕНИЕ; РАЗЖИЖЕНИЕ ГРУНТА; МОДЕРНИЗИРОВАННЫЙ УПЛОТНИТЕЛЬ; НАДЕЖНОСТЬ; ЭКОНОМИЧНОСТЬ.

Vibrator and developed on the basis of it the Russian method of the bases vibratory compaction by means of longitudinal vibration with spatial seal in the form of “vibroelochki” is widely used throughout the world to dive tongue and vibro sandy soils bases such as both saturated or slightly wet, and their combinations. The paper presents the results of a theoretical study on the developed simulation model and field tests of the method of deep vibro grounds showing its shortcomings. These disadvantages have been most clearly manifested when thick layer of sandy grounds (9m and more) was compacted. In this paper we show that a certain vibratory disadvantages can be eliminated or significantly reduced by the use of vibratory compactors with the placement of the radial elements at a given height in the bottom of the stem seal. This improves the vibratory specifications when working with reliable and economical vibrator.

VIBRATORY PILE DRIVER, THE PILE. VIBROPHONE (VIBROISOLATING), VIBRATION DEVICE, THE VIBRATION METHOD OF COMPACTION, DEEP COMPACTION, LIQUEFACTION OF SOIL, UPGRADED SEAL, RELIABILITY, EFFICIENCY

Введение

Вибропогружатель с подрессоренной пригрузкой (ВПП-2) производственной марки В-402 (В-402ВЧ) был впервые разработан российскими учеными профессорами О.А. Савиновым и А.Я. Лускиным еще в 1950 году. Он состоит из двух частей: вибрирующей части и пригрузочной массы, изолированной от вибрации. В вибрирующую часть входит вибратор и наголовник, а в изолированную от вибрации — электродвигатель и пригрузочные плиты. При этом обе части соединяются системой пружин (рис. 1.).

Данный вибропогружатель с электроприводом широко используется в строительстве во многих странах мира в основном для погружения

шпунта в водонасыщенные песчаные и слабые глинистые грунты оснований, а также для виброуплотнения рыхлых грунтов песчаных оснований и сооружений. Несмотря на высокую конкуренцию с современными мощными вибропогружателями с гидравлическим приводом в основном зарубежного производства он продолжает выпускаться на Охтинском заводе строительных машин в Санкт-Петербурге (Россия).

В 1959 году на базе вибропогружателя ВПП-2 был создан в России во ВНИИГС (Всесоюзный НИИ гидромеханизации, санитарно-технических и специальных строительных работ) пространственный уплотнитель продольного вибрирования, получивший в дальнейшем общепринятое краткое название «виброелочка», для глубинного уплотнения песчаных оснований.

Данный уплотнитель изготавливается из трубчатой штанги, которую с целью повышения производительности путем увеличения радиуса действия вдоль ее длины снабжают радиальными элементами для придания уплотнителю пространственной структуры.

Пространственная структура представляет собой многоярусную систему, напоминающую «елочку», содержащую в каждом ярусе по четыре крестообразно расположенных и приваренных к штанге пластинчатых элемента, имеющих в вертикальной плоскости форму трапеции, сужающейся к внешней окружности. Высота участка штанги с пространственной структурой задается равной проектной глубине уплотняемого грунта основания. Для искусственного насыщения водой уплотняемого грунта основания непосредственно в процессе работы уплотнителя трубчатая штанга снабжена в нижнем конце соплом и патрубком в верхней части для подачи под давлением воды в грунт основания.

Уплотнитель через фланец в верхней части трубчатой штанги жестко соединяется болтами с вибропогружателем.

Собранная вибрационная установка, включающая в себя вибропогружатель и уплотнитель, подвешивается на крюке крана.

Постановка задачи

Среди различных методов уплотнения грунтов целесообразно выделить российский виброметод глубинного уплотнения песчаных оснований. Обоснованию этого метода уплотнения и посвящена данная статья.

Процесс работы описанной вибрационной установки включает в себя погружение уплотнителя в грунт основания на заданную глубину и последующий его подъем. На всем промежутке времени погружения и подъема уплотнителя через сопло в нижнем конце штанги в грунт основания под давлением подается вода.

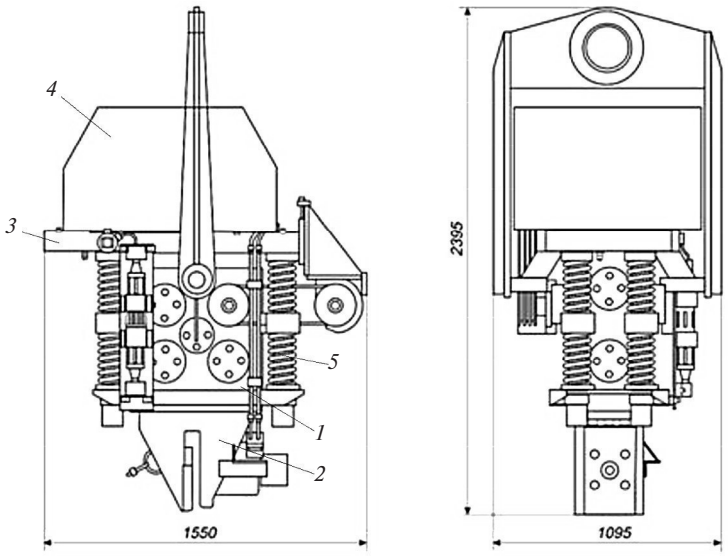


Рис. 1. Общий вид современной вариации конструкции вибропогружателя ВПП-2: *1* — вибратор; *2* — наголовник; *3* — пригрузочная плита; *4* — электродвигатель (под кожухом); *5* — пружины

При этом динамическое воздействие вибропогружателя на песчаную водонасыщенную среду распространяется на весь объем массива грунта в радиусе действия уплотнителя на глубине его погружения. Песок при вибрации уплотняется вследствие более компактной переукладки песка после разжижения.

Уплотнитель типа «виброелочка» имеет достаточно простую конструкцию, состоящую из сварных деталей, не требующих станочной обработки, что позволяет изготавливать его непосредственно на объекте строительства. В связи с этим уплотнение песчаных грунтов оснований виброустановкой конструкции ВНИИГС нашло самое широкое применение как в отечественной, так и зарубежной практике строительства [1].

В дальнейшем, в 70–80 годы прошлого столетия, совершенствование метода глубинного уплотнения грунтов оснований данной виброустановкой велось во ВНИИГС главным образом по пути разработки более мощного вибропогружателя. В этом институте был создан сравнительно более тяжелый вибропогружатель ВШ-1, работающий как в вибрационном, так и в ударно-вибрационном режиме.

Ввиду отсутствия теоретического обоснования уплотнения грунтов такой виброустановкой все разработки ВНИИГС базировались на результатах опытных испытаний, которые сопровождались полевыми и лабораторными определениями физико-механических характеристик грунтов оснований на лабораторной базе данного научно-исследовательского института.

Кроме того, был актуальным поиск других направлений совершенствования данного метода уплотнения (в частности, путем принципиального совершенствования конструкции виброуплотнителя), облегчающих работу вибропогружателя и повышающих его надежность, а также увеличивающих глубину уплотнения и улучшающих процесс уплотнения грунтов основания. Суть заключается в размещении пространственных элементов только в нижней части штанги уплотнителя на заданной высоте уплотнения основания [2–4].

Цель настоящей работы — разработка теоретической модели воздействия вибропогружателя на песчаные водонасыщенные грунты основания с помощью пространственного уплотнителя продольного вибрирования, проведение сравнительных теоретических исследований и опытное подтверждение в производственных условиях эффективности уплотнения оснований виброуплотнителем модернизированной конструкции.

Теоретическое обоснование метода

В соответствии с исследованиями профессоров О.А. Савинова и И.И. Блехмана [5–12] наилучшее уплотнение для сыпучей среды имеет место при

$$A\omega^2 = (0{,}9–1)\, g\,, \qquad (1)$$

где A — амплитуда вибрации; ω — круговая частота колебаний; g — ускорение свободного падения.

Известно, что для вязких сред амплитуда вибрации убывает с расстоянием x от источника колебаний по экспоненциальному закону

$$A = A_0 e^{-\frac{x}{\delta}}, \qquad (2)$$

или, имея в виду, что

$$\delta \approx \sqrt{\frac{2\nu}{\omega}}, \qquad (3)$$

где ν — кинематическая вязкость жидкой среды, запишем

$$A = A_0 e^{-x\sqrt{\frac{\omega}{2\nu}}}. \qquad (4)$$

Считаем, что формулы (2) и (3) справедливы и для рассматриваемой уплотняемой водонасыщенной песчаной среды, если под ν и δ понимать экспериментально определяемые коэффициенты.

Пусть на расстоянии $x = r$ от источника колебаний при заданной ω имеет место критическая, т. е. минимально допустимая для полного разжижения грунта в уплотняемой зоне, амплитуда колебаний $A = A_r$, так что

$$A_r = A_0 e^{-\frac{r}{\delta}}. \qquad (5)$$

Из (5) имеем

$$\ln\frac{A_r}{A_o} = -\frac{r}{\delta}, \qquad (6)$$

откуда определим

$$\delta = -\frac{r}{\ln\frac{A_r}{A_0}} = \frac{r}{\ln\frac{A_0}{A_r}}. \qquad (7)$$

Известно, что

$$A_0 \approx \frac{P_0}{m\omega^2} = \frac{P_0}{m(2\pi f)^2}, \qquad (8)$$

где P_0 — вынуждающая сила вибропогружателя; m и f — масса вибрирующего элемента и частота его колебаний.

С учетом динамического сопротивления $P_{\text{дин}}$ погружению вибрирующего элемента уплотнителя приближенно запишем

$$A_0 = \frac{P_0 - P^{\text{дин}}}{m\omega^2} = \frac{P_0 - (P_{\text{тр}}^{\text{дин}} + P_{\text{лоб}}^{\text{дин}})}{(m_{\text{в}} + m_{\text{упл}})(2\pi f)^2}, \qquad (9)$$

где $m_{\text{в}}$ и $m_{\text{упл}}$ ($m^*_{\text{упл}}$) — масса вибропогружателя и уплотнителя; $P_{\text{тр}}^{\text{дин}}$ и $P_{\text{лоб}}^{\text{дин}}$ — сила динамического сопротивления соответственно трению по боковой поверхности уплотнителя и лобовому его погружению, кН.

Как известно из исследований профессоров М.Г. Цейтлина и В.В. Верстова и из исследований автора статьи, при динамическом погружении свай в водонасыщенные песчаные грунты за счет встряхивания и возникновения избыточного порового давления происходит снижение эффективного сопротивления грунта сдвигу и временное уменьшение сопротивления погружению сваи. В частности, силы динамического сопротивления при вибропогружении (извлечении) меньше соответствующих статистических в водонасыщенных песках по трению на боковой поверхности в 4,5–6 раз и лобовому погружению в 2,5–3 раза

Согласно исследованиям М.Г. Цейтлина амплитуда колебаний от источника уменьшается пропорционально частоте, поэтому при исходной ω_0 запишем

$$r = \delta * \sqrt{\frac{\omega_0}{\omega}} \ln \frac{A_{0hc}}{A_r}, \qquad (10)$$

где A_{0hc} — амплитуда колебаний уплотнителя с учетом сил динамического бокового и лобового сопротивлений его погружению в грунты основания на глубине погружения, равной $h_{\text{сл}}$. Таким образом с увеличением ω эффективное расстояние от источника колебаний убывает.

Необходимые для расчетов технические характеристики вибропогружателя В-402 соответствует приведенным в таблице, а для виброустановки ВУУП-6 примем согласно [1].

Используя зависимости (1)–(10), вычислим исходные амплитуды и зону уплотнения по глубине погружения уплотнителя конструкции ВНИИГС вибропогружателем ВПП-2 в зависи-

Сравнительные характеристики вибропогружателей В-402 и ВШ-1 конструкции ВНИИГС

Показатель	Значения показателей для разных марок вибропогружателей	
	В-402 В-402ВЧ (ВПП-2)	ВШ-1 ВШ-1М
Номинальная мощность приводного электродвигателя, кВт	55	44 (22×2)
Статический момент массы дебалансов, кг·см	1200,600	2500
Частота колебаний, Гц	24,33	13,16,20
Максимальная амплитуда вынуждающей силы, кН	270,256	400
Усилие полного сжатия пружин амортизатора, кН	120	290
Тип наголовника	Клиновой, гидравлический	Клиновой, гидравлический
Масса вибрирующей (ударной) части, кг	940	3000
Общая масса, кг	2710	5000
Габаритные размеры, мм: в плане высота	 1550×1 095 1 980	 1280×1250 2740

Примечание. ВПП-2, В 402, В 402ВЧ — вибрационные машины; ВШ-1 и ВШ-1М — вибрационные машины с перенастройкой при необходимости на ударно-вибрационный режим

мости от значений сопротивления трению по боковой поверхности уплотнителя и лобового сопротивления его погружению.

Полученные расчетные значения свидетельствуют о том, что при достигаемой глубине уплотнения, равной 6 м, зона уплотнения грунта вокруг «виброелочки» увеличивается с 3 до 4,06 м при приближении уплотнителя к поверхности грунтового основания.

Проведены аналогичные расчеты для виброустановки с модернизированным уплотнителем при сокращении количества пространственных элементов уплотнителя в три раза и построена кривая зоны уплотнения для модернизированного виброуплотнителя (см. рис. 2).

При увеличении глубины уплотнения в два раза (до 12 м) проведены расчеты для модернизированного уплотнителя при высоте размещения пространственных элементов в нижней части штанги уплотнителя, также равной 1/3 глубины уплотнения (4 м).

Полученные данные представлены кривой на рис. 2. Видно, что глубина уплотнения грунта увеличивается с 6 м у виброустановки конструкции ВНИИГС до 9,53 м в случае использования модернизированного уплотнителя при сохранении размеров зоны уплотнения (равна 3 м для обоих типов уплотнителей) и прочих равных параметрах.

Кроме того, модернизированный уплотнитель позволяет увеличить глубину уплотнения основания до 12 м и более. Так, полученную расчетным путем на глубине 12 м зону уплотнения, равную 2,58 м (см. рис. 2), можно считать вполне приемлемой для эффективного применения виброустановки на этой глубине уплотнения грунтов.

Проведенные расчеты для установки конструкции ВНИИГС показывают, что диаметр зоны уплотнения на глубине 9 м сокращаются до 1,8 м, что меньше необходимого (по данным ВНИИГС) минимального предела в 2 м (см. рис. 2). При этом уплотнитель данной конструкции на глубину 12 м вообще не может быть погружен.

Для проведения сравнительных исследований достигаемой плотности грунтов основания в качестве основополагающего примем график времени воздействия виброустановки конструкции ВНИИГС на грунты основания, а также по-

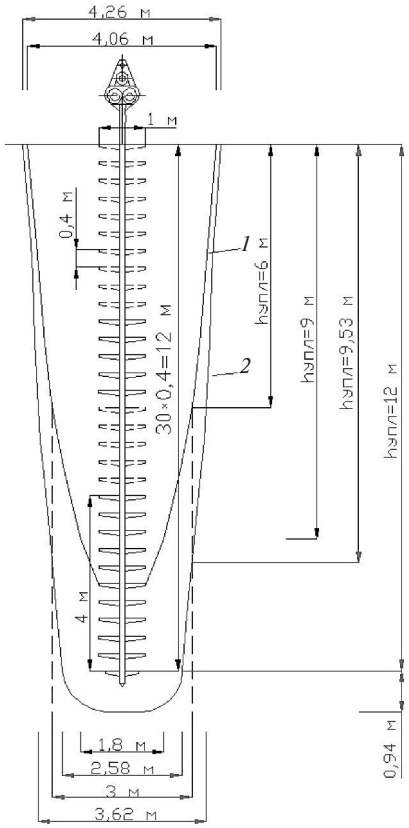


Рис. 2. Зона уплотнения водонасыщенных песчаных грунтов основания средней крупности до глубины 12 м виброустановкой модернизированной конструкции (*1*) и уменьшение зоны уплотнения грунта и глубины погружения уплотнителя конструкции ВНИИГС (*2*)

строенные на его основе и приведенные на рис. 3 временные графики для модернизированной виброустановки при размещении пространственных элементов в нижней части штанги уплотнителя на высоте, равной 1/2 и 1/3 глубины уплотнения.

Результаты испытания

На строительстве комплекса защитных сооружений (КЗС) Санкт-Петербурга от наводнений первоначально была апробирована виброустановка конструкции ВНИИГС, включающая в себя вибропогружатель ВШ-1 и уплотнитель длиной 11,2 м из толстостенной трубы диаметром 133 мм, к которой по всей длине приварены горизонтальные ребра с шагом до 500 мм.

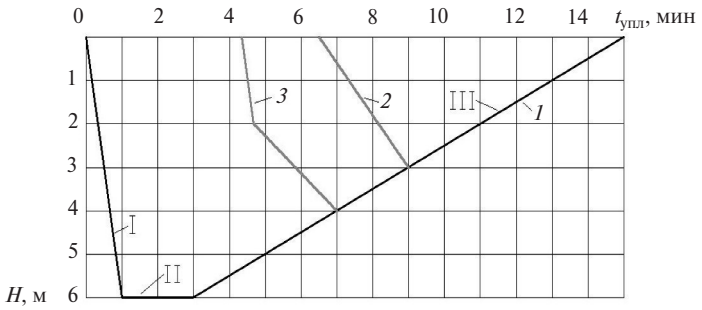


Рис. 3. Графики времени вибровоздействия на грунты основания: *1* — виброустановкой конструкции ВНИИГС; *2* и *3* — модернизированной виброустановкой при размещении пространственных элементов в нижней части штанги уплотнителя на высоте, соответственно равной 1/2 и 1/3 глубины уплотнения; I — стадия погружения уплотнителя; II — стадия выдержки на заданной глубине уплотнения; III — стадия подъема уплотнителя

С учетом этих ребер диаметр пространственного уплотнителя составлял 700 мм. Для облегчения внедрения уплотнителя в грунт основания трубчатая штанга снабжалась крестообразным наконечником на ее острие. Вода к патрубку подавалась насосом с максимальной производительностью 300 м^3/ч с напором 90 м вод. ст. и возможностью регулирования этих параметров с помощью заслонки, установленной в системе забора воды.

В качестве базовой машины использовался кран грузоподъемностью 25 т.

Опытному уплотнению подвергались мелкие и средние пески основания на отсыпанной грунтовой дамбе до отметки около 4 м выше нулевого ординара. При этом глубина подводной отсыпки указанных песков составляла 5 м.

В результате экспериментальных исследований было установлено, что при погружении—извлечении уплотнителя в грунты песчаного основания вокруг него образовывается воронка оседания глубиной 0,8–1,2 м и диаметром 1,5–2 м.

Данные статического зондирования показали, что грунт в целом уплотнялся в радиусе до 2 м от центра уплотнителя на глубину до 9 м.

Наиболее значительное уплотнение водонасыщенных песков ниже ординара происходило вблизи от центра уплотнителя, а уже на расстоянии 0,5 м от него снижалось. При этом в центральной зоне происходил размыв — разрыхление поверхностного слоя песка на глубину 1,5–2 м и более напором воды при вытаскивании уплотнителя. Попытка же прекращения подачи воды при вытаскивании уплотнителя из грунтов песчаного основания приводила к его заклиниванию в грунте.

Однако при дальнейшем уплотнении основания выявилась невысокая надежность этой виброустановки из-за частого выхода из строя вибропогружателя. Поэтому конструкция уплотнителя была видоизменена и проведены новые опытные работы по уплотнению грунтов основания на том же участке дамбы модернизированной виброустановкой.

Сравнительные натурные исследования виброустановки конструкции ВНИИГС и модернизированной конструкции виброуплотнителя производились при видоизменении конструкции уплотнителя, которая заключалась в срезке верхних горизонтальных ребер и сохранении их только на участке 3,5–4,5 м в нижней части штанги. Согласно теоретическим исследованиям такое изменение конструкции должно облегчить работу вибропогружателя за счет потерь на внедрение и вибрирование горизонтальных ребер уплотнителя в поверхностном слое увлажненного грунта, оставшиеся же ребра должны были обеспечить сохранение уплотняющей способности в области подачи воды.

Испытания модернизированного уплотнителя с вибропогружателем В-401 производились

при шаге погружения 3×3 м. При этом применялся кран гораздо меньшей грузоподъемности.

По данным статического зондирования глубина уплотнения основания составила 9 м. При этом достигалось более равномерное уплотнение грунта как в центральной части, так и в радиусе 1,5 м. Кроме того, грунт не разрыхлялся в центральной зоне вокруг уплотнителя.

Отбор образцов грунта режущим кольцом в промежутках между воронками оседания на глубину до 1,5 м от поверхности основания показал, что плотность скелета грунта составила 1,62 г/см^3 при 90 % обеспеченности. Снижение плотности грунта при удалении от центра погружения уплотнителя не было отмечено.

Сказанное наиболее наглядно подтверждает сравнение данных статического зондирования по оси погружения уплотнителя, приведенных на рис. 3.

Видно (см. рис. 4), что до уплотнения сопротивление внедрению острия зонда q_3 в надводной зоне составляло от 3,5 до 8 МПа, в подводной зоне — 2,5–8 МПа. После уплотнения установкой конструкции ВНИИГС разброс данных по q_3 в целом и в надводной зоне составлял от 1,5 до 25,5 МПа, в том числе в подводной зоне — от 6,5 до 25,5 МПа. Причем повышение q_3 в нижележащем слое основания не превышало 6,5 МПа, а на глубине до 2 м от поверхности основания произошло снижение q_3 с 3,5–5,5 до 1,5–3 МПа.

По данным статического зондирования (см. рис. 4) после уплотнения модернизированной установкой сопротивление внедрению острия зонда q_3 повысилось в целом по всей глубине обрабатываемого слоя основания до 9–14 МПа. Полученные данные по q_3 характеризуют пески мелкие и средние как средней плотности и плотные [13]. Это обеспечивает устойчивости структуры песчаных грунтов оснований зданий и сооружений от большинства динамических, в том числе сейсмических воздействий [14–23].

Виброустановкой с модернизированным уплотнителем и вибропогружателем ВПП-2 было произведено уплотнение верхового откоса дамбы в основании скоростной автодороги, песчаного заполнителя балластов наплавных ворот судопропускных сооружений и других объектов на строительстве комплекса защитных сооружений г. Санкт-Петербурга от наводнений. Объем внедрения на различных объектах только на строительстве КЗС составил не менее 1,0 млн куб. м уплотненного грунта. Следует отметить, что на строительстве КЗС впервые в строительной практике данная виброустановка была использована для уплотнения больших объемов (около 300 тыс. куб. м) грунта на одном объекте строительства.

Выводы

Вибропогружатель и российский метод уплотнения оснований виброустановкой продольного вибрирования с пространственным уплотнителем в виде «виброелочки» широко применяется для уплотнения песчаных грунтов оснований, как водонасыщенных, так и маловлажных, а также и их сочетания. Как показал анализ проведенных исследований, данная

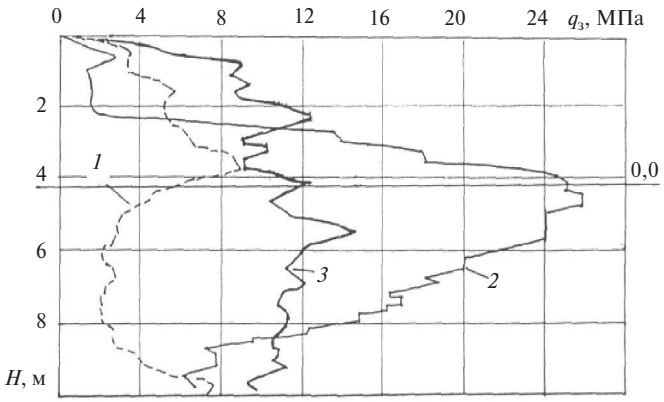


Рис. 4. Сравнительные данные статического зондирования основания до уплотнения (*1*) и после уплотнения виброустановкой конструкции ВНИИГС (*2*) и модернизированной конструкцией (*3*)

виброустановка обладает недостатками, которые особенно проявились при испытаниях виброустановки конструкции ВНИИГС по уплотнению мощного девятиметрового слоя грунта (5 м водонасыщенного грунта в подводной зоне, перекрытого четырехметровым слоем маловлажных грунтов) тела песчаной дамбы.

Недостатки известной виброустановки могут быть исключены или существенно снижены путем применения уплотнителя с размещением радиальных элементов на заданной высоте в нижней его части.

Теоретические исследования, проведенные на разработанной расчетной модели «вибропогружатель — уплотнитель — грунт основания», показали, что предложенное усовершенствование позволяет не менее чем в 1,5–2 раза увеличить глубину уплотнения основания и повысить равномерность уплотнения грунта по глубине основания одновременно при обеспечении заданных значений плотности.

Проведенные полевые испытания и опытное уплотнение в производственных условиях подтвердили, что данное решение позволяет не только обеспечить более легкое внедрение уплотнителя в грунт основания и его виброизвлечение, сохранив его уплотняющую способность, но и улучшить равномерность уплотнения грунта основания по всей проектной глубине.

Представляется, что разработанная расчетная модель может быть также использована для оценки глубины погружения шпунта и расчета величин вибродинамического воздействия на здания и сооружения при вибрационном методе глубинного уплотнения грунтов близлежащих оснований и погружении шпунта при устройстве ограждающих котлованов и траншей.

Для погружения уплотнителя следует преимущественно использовать вибропогружатель заводской марки В-402 ввиду сравнительно небольшой его стоимости и высокой надежности при работе с усовершенствованным уплотнителем при толщине подлежащего уплотнению слоя от 3 до 12 м.

Современное состояние строительной практики позволяет рекомендовать вибропогружатель В-402 как для вибропогружения (на глубину 12–15 м) и виброизвлечения металлического шпунта в водонасыщенных песчаных и слабых глинистых грунтах при устройстве ограждающих котлованов и траншей, так и для уплотнения песчаных грунтов оснований и сооружений в гидроэнергетическом строительстве в различных регионах мира.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Zubrov V.M., Kovalevcki E.D., Anicimov V.M.** Mecthod of deep compaction of sandy foundations // Soil Mechanics and Foundation Engineering. 1983. Vol. 18. Iss. 2. P. 6–7.

2. **Minaev O.P.** Modernized vibratory device for deep compaction of sandy soils // Soil Mechanics and Foundation Engineering. 2003. 40 Vol. 40. Iss. 6. P. 220–222.

3. **Minaev O.P.** Development of vibratory method for soil compaction during construction (2011) Soil Mechanics and Foundation Engineering. Vol. 48. Iss. 5. P. 190–195.

4. **Minaev O.P.** Development of Dynamic Methods for Deep Compaction of Slightly Cohesive Bed Soils Soil Mechanics and Foundation Engineering. 2014. Vol. 50. Iss. 6. P. 251–254.

5. **Uzdin A.M., Belash T.A., Blekhman I.I.** On the heritage of Professor O A. Savinov Soil Mechanics and Foundation Engineering. 2011. Vol. 48. Iss. 5. P. 182–189.

6. **Blekhman I.I.** Comments by the book`s editor on the review of «Selected topics in vibrational mechanics» // Sound and Vibration. 2009 Vol. 320. Iss. 1–2. P. 469–470.

7. **Indeitsev D., MochalovaY., Blekhman I.** Generation and motion of gas-fluid mixture in vibrating vessel // Proc of 17th International Congress on Sound and Vibration (ICSV17). Cairo, Egypt. 2010. P. 1983–1990.

8. **Golovanevskiy V.A., Arsentyev V.A., Blekhman I.I., Vasilkov V.B., Azbel Y.I., Yakimova K.S.** Vibration-induced phenomena in bulk granular materials (2011) Mineral Processing. Vol. 100. Iss. 34. P. 79–85.

9. **Blekhman I.I., Blekhman L.I., Sorokin V.S., Vasilkov V.B., Yakimova K.S.** Surface and volumetric effects in a fluid subjected to high-frequency vibration Proc. of the Institution of Mechanical Engineers, Part C, Journal of Mechanical Engineering Science. London. 2012. Vol. 226. Iss. 8. P. 2028–2043.

10. **Sorokin V.S., Blekhman I.I., Vasilkov V.B.** Motion of a gas bubble in fluid under vibration // Nonlinear Dynamics. 2012. Vol. 67. Iss. 1. P. 147–158.

11. **Blekhman I.I., Blekhman L.I., Sorokin V.S., Vaisberg L.A., Vasilkov V.B., Yakimova K.S.** Motion of gas bubbles and rigid particles in vibrating fluid-filled volumes // Proc. of IUTAM Simp. «Waves in fluids: Effects of nonlinearity, rotation, stratification and dissipation». Moscow, 2013. Vol. 8. P. 43–50.

12. **Blekhman I.I.,Vasilkov V.B., Yaroshevich N.P.** Onsome Opportunities for Improving Vibration Machines

with Self-Synchronizing Inert Vibration Exciters // Machinery Manufacture and Reliability. 2013. Vol. 42 Iss. 3. P. 192–195.

13. **Minaev O.P.** Evaluation of the quality of compacting water-saturated sands by sounding // Soil Mechanics and Foundation Engineering. 1994. Vol. 31 Iss. 4. P. 141–144.

14. **Florin V.A., Ivanov P.L.** Liquefaction of Saturated Sandy Soils Proceeding of the Y International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Paris. 1961. Vol. 1. P. 182–186.

15. **Ivanov P.L.** Consolidation of Saturated Soils by Explosions. International Conference on Compaction. Paris. 1980. Vol. 1. P. 331–3.

16. **Seed H.B., Idriss I.M.** Ground motions and soil liquefaction during earthquakes Monograph. USA, Oakland. 1982. C.A.: Earthquake Engineering Research Institute. 320 p.

17. **Seed H.B., Idriss I.M.** Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential // Soil Mechanics and Foundation Division. 1971. Vol. 97 (SM9). P. 1249–1273.

18. **Idriss I.M., Boulanger R.W.** Soil liquefaction during earthquakes. USA, California: EERI, 2008. 240 p.

19. **Ishihara K.** Soil Behaviour in Earthquake Geotechnic: Monograph. Department of Civil.: Engineering Science University of Tokyo. USA, Oxford, Clarendon Press, 2006. 384 c.

20. **Ishihara K.** New challenges in Geotechnique for ground hazads due to intensely strong earthquake shaking // Geotechnical, Geological and Eathquake Engineering. 2009. № 11. P. 91–114.

21. **Tsukamoto Y., Ishihara K.** Analyses on settlement of soil deposits following liquefaction during earthquake // Soils and Foundations. 2010. Vol. 50. Iss. 3. P. 399–441.

22. **Ilichev V.A., Stavnitser L.R., Shiskin V.Ya.** Reduction of foundation vibration after bed strengthening with cast-inplace sand // Soil Mechanics and Foundation Engineering. 1995. Vol. 32, No 3. P. 92–94.

23. **Stavnitser L.R.** Prediction of accumulation of seismic deformation of bases // Soil Mechanics and Foundation Engineering. 1992. Vol. 29 Iss. 6. P. 187–191.

REFERENCES

1. **Zubrov V.M., Kovalevcki E.D., Anicimov V.M.** Mecthod of deep compaction of sandy foundations. *Soil Mechanics and Foundation Engineering*. 1983. Vol. 18. Iss. 2. P. 6–7.

2. **Minaev O.P.** Modernized vibratory device for deep compaction of sandy soils *Soil Mechanics and Foundation Engineering*. 2003. Vol. 40. Iss. 6. P. 220–222.

3. **Minaev O.P.** Development of vibratory method for soil compaction during construction. *Soil Mechanics and Foundation Engineering*. 2011. Vol. 48. Iss. 5. P. 190–195.

4. **Minaev O.P.** Development of Dynamic Methods for Deep Compaction of Slightly Cohesive Bed Soils (2014) Soil Mechanics and Foundation Engineering, 50(6). P. 251–254.

5. **Uzdin A.M., Belash T.A., Blekhman I.I.** On the heritage of Professor O A. Savinov. *Soil Mechanics and Foundation Engineering*. 2011. Vol. 48. Iss. 5. P. 182–189.

6. **Blekhman I.I.** Comments by the book`s editor on the review of «Selected topics in vibrational mechanics». *Sound and Vibration*. 2009. Vol. 320. Iss. 1–2. P. 469–470.

7. **Indeitsev D., MochalovaY., Blekhman I.** Generation and motion of gas-fluid mixture in vibrating vessel. *Proc of 17th International Congress on Sound and Vibration (ICSV17)*. Cairo, Egypt. 2010. P. 1983–1990.

8. **Golovanevskiy V.A., Arsentyev V.A., Blekhman I.I., Vasilkov V.B., Azbel, Y.I., Yakimova K.S.** Vibration-induced phenomena in bulk granular materials. *Mineral Processing*. 2011. Vol. 100. Iss. 34. P. 79–85.

9. **Blekhman I.I., Blekhman L.I., Sorokin V.S., Vasilkov V.B., Yakimova K.S.** Surface and volumetric effects in a fluid subjected to high-frequency vibration. *Proc. of the Institution of Mechanical Engineers, Part C, Journal of Mechanical Engineering Science. London*. 2012. Vol. 226. Iss. 8. P. 2028–2043.

10. **Sorokin V.S., Blekhman I.I., Vasilkov V.B.** Motion of a gas bubble in fluid under vibration. *Nonlinear Dynamics*. 2012. Vol. 67. Iss. 1. P. 147–158.

11. **Blekhman I.I., Blekhman L.I., Sorokin V.S., Vaisberg L.A., Vasilkov V.B., Yakimova K.S.** Motion of gas bubbles and rigid particles in vibrating fluid-filled volumes. *Proc. of IUTAM Simp. «Waves in fluids: Effects of nonlinearity, rotation, stratification and dissipation»*. Moscow. 2013. Vol. 8. P. 43–50.

12. **Blekhman I.I.,Vasilkov V.B., Yaroshevich N.P.** Onsome Opportunities for Improving Vibration Machines with Self-Synchronizing Inert Vibration Exciters. *Machinery Manufacture and Reliability*. 2013. Vol. 42. Iss. 3. P. 192–195.

13. **Minaev O.P.** Evaluation of the quality of compacting water-saturated sands by sounding. *Soil Mechanics and Foundation Engineering*. 1994. Vol. 31. Iss. 4. P. 141–144.

14. **Florin V.A., Ivanov P.L.** Liquefaction of Saturated Sandy Soils. *Proceeding of the Y International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*. Paris, 1961. Vol. 1. P. 182–186.

15. **Ivanov P.L.** Consolidation of Saturated Soils by Explosions. *International Conference on Compaction*. Paris. 1980. Vol. 1. P. 331–3.

16. **Seed H.B., Idriss I.M.** Ground motions and soil liquefaction during earthquakes: Monograph. USA, Oakland, 1982. C.A.: Earthquake Engineering Research Institute. 320 p.

17. **Seed H.B., Idriss I.M.** Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential. *Soil Mechanics and Foundation Division*. 1971. № 97 (SM9). P. 1249–1273.

18. **Idriss I.M., Boulanger R.W.** Soil liquefaction during earthquakes. USA, California: EERI, 2008. 240 p.

19. **Ishihara K.** Soil Behaviour in Earthquake Geotechnic: Monograph. USA, Oxford, Clarendon Press, 2006. Department of Civil.: Engineering Science University of Tokyo, 384 c.

20. **Ishihara K.** New challenges in Geotechnique for ground hazads due to intensely strong earthquake shaking Geotechnical. *Geological and Eathquake Engineering*. 2009. № 11. P. 91–114.

21. **Tsukamoto Y., Ishihara K.** Analyses on settlement of soil deposits following liquefaction during earthquake. *Soils and Foundations*. 2010. Vol. 50. Iss. 3. P. 399–441.

22. **Ilichev V.A., Stavnitser L.R., Shiskin V.Ya.** Reduction of foundation vibration after bed strengthening with cast-inplace sand. *Soil Mechanics and Foundation Engineering*. 1995. Vol. 32, № 3. P. 92–94.

23. **Stavnitser L.R.** Prediction of accumulation of seismic deformation of bases. *Soil Mechanics and Foundation Engineering*. 1992. Vol. 29. Iss. 6. P. 187–191.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

МИНАЕВ Олег Петрович — кандидат технических наук докторант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: minaev.op@bk.ru

AUTHOR

MINAEV Oleg P. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: minaev.op@bk.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.5862.JEST.214.10
УДК 621.372.001

А.А. Геркусов

ОПТИМИЗАЦИЯ ПОТЕРЬ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ, ПЕРЕДАВАЕМОЙ ПО ВОЗДУШНЫМ ЛИНИЯМ НАПРЯЖЕНИЕМ 110 КВ И ВЫШЕ

A.A. Gerkusov

OPTIMIZATION OF THE LOSSES OF ELECTRICAL ENERGY PASSED BY AIR LINES WITH VOLTAGE 110 KV AND MORE

Рассмотрены и проанализированы существующие методы расчета условно-постоянных и нагрузочных потерь электроэнергии в воздушных линиях электропередачи общего назначения. Проведена оптимизация суммарных относительных потерь электроэнергии и определен ток при минимальных потерях в линиях. В качестве норматива технических потерь электроэнергии рекомендуется принимать значение относительных потерь, соответствующих этому току.

ЛИНИЯ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ; ТЕХНИЧЕСКИЕ ПОТЕРИ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ; ТОК МИНИМАЛЬНЫХ ПОТЕРЬ; НОРМАТИВ ПОТЕРЬ; НОМИНАЛЬНОЕ НАПРЯЖЕНИЕ.

In this paper classified are the technical losses by types. Examined and analyzed existent are the methods of calculation of conditionally-constant and loaded losses in the air lines of electrical transmission of common function. On the basis of the minimum relative energy losses obtained is a new objective function, conducted is optimization of the total comparative electrical energy and determined are the current minimum losses in lines . To motivate consumers and supply companies to provide the optimal planning and implementation of energy saving measures as a standard of technique electrical energy loss, it is recommended to adopt value relative losses applicable to this current. Conducted is the factor analysis of changes in relative energy losses depending on variable parameters and technical characteristics of a given transmission line.

LINES OF ELECTRICAL TRANSMISSION, TECHNIQUE LOSS OF ELECTRICAL ENERGY, THE CURRENT MINIMUM LOSSES, STANDARD OF LOSSES, NOMINAL VOLTAGE.

Введение

Одним из основных элементов электроэнергетических систем и систем электроснабжения (СЭ) народно-хозяйственных объектов являются воздушные и кабельные линии электропередачи, обеспечивающие транспорт электроэнергии от источников мощности до потребителей. Наибольший удельный вес в структуре электрических сетей занимают распределительные сети напряжением 110 кВ и ниже. Однако все чаще функции распределительных сетей выполняют линии напряжением 220 и даже 330 кВ, что связано с ростом электрических нагрузок и межсистемных перетоков мощности [1].

Потери электроэнергии в электрических сетях — один из важнейших экономических показателей работы электросетевого предприятия. Они отражают техническое состояние и качество эксплуатации электрических сетей, уровень морального и технического старения систем сбора и учета информации, эффективность энергосбытовой деятельности.

Уменьшение потерь электроэнергии в электрических сетях различного назначения — одно из основных направлений реализации энергосберегающей политики в электроэнергетических системах страны [1–5].

Согласно [3] под нормативом N потерь понимают их приемлемый по экономическим критериям уровень, определяемый на основе расчета потерь и анализа возможности снижения в планируемом периоде каждой составляющей их фактической структуры; он представляет собой отношение заданной составляющей абсолютных фактических потерь ΔW_{Σ} к расходуемой электроэнергии W.

Нормирование потерь электроэнергии служит организационным инструментом мотивации энергоснабжающих организаций к проведению экономически обоснованных мероприятий по снижению потерь и имеет целью снижение темпов роста тарифов на электроэнергию. Такое стимулирование необходимо в силу естественной монопольности энергоснабжения и, как следствие, невозможности задействовать для снижения тарифов эффективные рыночные механизмы [3, 4, 6, 7].

Однако, несмотря на то, что разработка методов расчета, анализа, нормирования потерь электроэнергии и выбора экономически обоснованных мероприятий по их снижению ведется уже более 30 лет, до настоящего времени методология определения нормативов потерь не установлена. Не определены до конца даже принципы нормирования потерь. Так, например, в связи с недостоверностью сведений о нагрузках и потерях в распределительных электрических сетях напряжением 6–20 кВ общепринятые расчетные методы определения и нормирования потерь дают значительные погрешности и искажения. Поэтому в таких СЭ актуальны обоснование норматива потерь, а также определение и оптимизация потерь во всех элементах СЭ. Мнения по поводу подхода к нормированию лежат в широком диапазоне — от желания иметь установленный твердый норматив в виде процента потерь до контроля за «нормальными потерями» с помощью постоянно проводимых расчетов по схемам сетей с использованием соответствующего программного обеспечения.

Норматив потерь на регулируемый период определяется в настоящее время на основе расчета технологических потерь электроэнергии за базовый (отчетный год, предшествующий году расчета) и на регулируемый (год, следующий за годом расчета) периоды по фактическим и прогнозным показателям баланса электроэнергии [4]. Рассчитываемый таким способом норматив потерь электроэнергии не мотивирует потребителей и электроснабжающие организации к планированию и проведению мероприятий по снижению и оптимизации потерь электроэнергии. В связи с этим необходима разработка методики нормирования потерь электроэнергии, альтернативной существующей.

Цель настоящей работы: ориентируясь на минимум относительных потерь электроэнергии, наметить новую функцию цели, определяющую зависимость суммарных относительных потерь электроэнергии от объемов электроэнергии, передаваемой по линиям электропередач различных номинальных напряжений; разработать методику и внести предложения по изменению принципа нормирования относительных потерь электроэнергии.

Виды технических потерь электроэнергии в линиях и методы их расчета

Согласно [3, 4] технические потери электроэнергии состоят из условно-постоянных и нагрузочных потерь.

Нагрузочные (переменные) потери — это потери на нагрев в продольных элементах от электроэнергии, передаваемой по ним потребителям. К ним относятся: потери в линиях электропередачи (воздушных и кабельных), шинопроводах, силовых трансформаторах и токоограничивающих реакторах.

Условно-постоянные потери — это часть технических потерь электроэнергии в элементах электрических сетей, не зависящая от передаваемой по ним мощности, а именно: потери в поперечных ветвях схем замещения.

Три составляющие условно постоянных потерь относятся к климатическим, т. е. к потерям, зависящим от погодных условий. Для воздушных линий электропередачи согласно [3, 4] к климатическим потерям относят: потери на корону в проводах ВЛ (ΔW_k); от токов утечки по изоляторам ВЛ ($\Delta W_{\text{из}}$); на плавку гололеда ($\Delta W_{\text{г}}$).

Допущение. Согласно [3] для отдельно взятой ВЛ сечением 95–330 мм^2 расчетный расход элек-

троэнергии на плавку гололеда составляет 24–74 кВт·ч/км, то есть примерно 0,2 % от суммарных климатических потерь. Поэтому составляющая расхода электроэнергии на плавку гололеда в дальнейших расчетах не учитывается.

Нагрузочные потери $\Delta W_{\text{н}}$ электроэнергии в воздушной линии длиной L определяются по формуле

$$\Delta W_{\text{н}} = 3I_{\text{нб}}^2 r_0 L\tau, \qquad (1)$$

где $I_{\text{нб}}$ — ток при максимальной нагрузке ВЛ, А; r_0 — удельное активное сопротивление линии, Ом/км; τ — время максимума потерь, ч, определяемое по эмпирической формуле [1–4, 8]

$$\tau = (0{,}124 + 10^{-4} T_{\text{нб}})^2 \cdot 8760. \qquad (2)$$

Здесь $T_{\text{нб}}$ — время использования максимума нагрузки, ч.

Потери электроэнергии на корону в линиях ΔW_k согласно [3–5] определяется на основе данных об удельных потерях мощности, приведенных в справочной технической литературе [3, 9, 10], и о продолжительности видов погоды в течение расчетного периода по формуле

$$\Delta W_{\text{к}} = L\sum_{i=1}^{4} \Delta P_{\text{к}i} T_{pi} k_{u\,\text{кор}}, \qquad (3)$$

где T_{pi} — продолжительность i-го вида погоды, ч; $\Delta P_{\text{к}i}$ — удельные потери мощности на корону при i-м виде погоды, кВт/км; $k_{u\,\text{кор}}$ — поправочный коэффициент на рабочее напряжение линии, определяемый согласно [3] как

$$k_{u\,\text{кор}} = 4{,}65U_{\text{отн}}^{2*} - 3{,}65U_{\text{отн}}^{*}, \qquad (4)$$

где $U_{\text{отн}}^{*}$ — отношение рабочего напряжения линии к его номинальному значению.

Основным фактором, определяющим потери на корону в воздушных линиях, является отношение напряженности электрического поля на поверхности проводов к начальной напряженности короны, которое зависит от рабочего напряжения, сечения и количества проводов в фазе, типа опоры и электрической характеристики воздуха. При отсутствии данных о продолжительностях видов погоды в течение расчетного периода потери электроэнергии на корону в линии определяются в зависимости от региона расположения линии по среднегодовым значениям потерь мощности $\Delta P_{\text{к ср}}$ [1, 3, 4, 9, 10].

$$\Delta W_{\text{к}} = 8760\, L\, \Delta P_{\text{к ср}}. \qquad (5)$$

Потери электроэнергии от токов утечки по изоляторам ВЛ. В нормальном эксплуатационном режиме по изоляторам течет так называемый фоновый ток утечки. Длительный фоновый ток утечки в условиях увлажнения изоляторов практически одинаков для линий любого класса напряжения и составляет 0,5–1 мА.

Потери электроэнергии от токов утечки по изоляторам для ВЛ $\Delta W_{\text{из}}$ согласно [3] определяется по формуле

$$\Delta W_{\text{из}} = \frac{U_{\text{ном}}^2}{3R_{\text{из}}N_{\text{из}}} T_{\text{ВЛ}}\, L\, N_{\text{гир}}, \qquad (6)$$

где $T_{\text{ВЛ}}$ — продолжительность влажной погоды в расчетном периоде, ч; $N_{\text{гир}}$ — число гирлянд изоляторов, шт/км; $R_{\text{из}}$ — сопротивление изоляторов в зависимости от уровня СЗА — степени загрязненности атмосферы (для принятого третьего уровня СЗА $R_{\text{из}}$ = 915 кОм); $N_{\text{из}}$ — число изоляторов в фазе линии.

В оценочных расчетах при определении числа гирлянд согласно [3] рекомендуется использовать их средние цельные значения (на 1 км) для ВЛ различных классов напряжений, а именно.

Напряжение ВЛ, кВ	$N_{\text{гир}}$, шт/км
500	11,3
220	9,8
150	11,2
110	12,9
35	23,4
6–20	46,8

Годовые суммарные относительные потери электроэнергии $\frac{\Delta W_{\Sigma}}{W}$ в заданной ВЛ определяются выражением

$$\frac{\Delta W_{\Sigma}}{W} = \frac{\Delta W_{\text{н}} + \Delta W_k + \Delta W_{\text{из}}}{W} =$$

$$= \frac{3I_{\text{нб}}^2 r_0 L\tau + 8760\, L\Delta P_{\text{к ср}} + \frac{U_{\text{ном}}^2}{3R_{\text{из}}N_{\text{из}}} T_{\text{ВЛ}} L N_{\text{гир}}}{\sqrt{3}U_{\text{н}} I_{\text{нб}} T_{\text{нб}} \cos\varphi}. \qquad (7)$$

Таким образом, зависимость (7) $\frac{\Delta W_{\Sigma}}{W} = f(I_{\text{нб}}, r_0, \tau, L, U_{\text{н}}, \Delta P_{\text{к ср}}, R_{\text{из}}, N_{\text{из}}, N_{\text{гир}}, T_{\text{ВЛ}}, \cos\varphi)$ концентрирует в себе целую серию технических параметров как самой линии, так и ее режима, изменяя которые можно добиться «настройки»

рассматриваемой линии на передачу электроэнергии с минимальными относительными потерями.

По результатам проведенного на ЭВМ по формуле (7) расчета построена зависимость $\Delta W_\Sigma / W = f(I_{нб})$, являющаяся, по сути, математической моделью относительных потерь электроэнергии в воздушных линиях при следующих исходных данных: номинальное напряжение $U_н$ = 220 кВ, время использования максимума нагрузки $T_{нб}$ = 3000 ч, длина линии L = 120 км. ВЛ эксплуатируется в 3-м районе по СЗА ОЭС Центра и выполнена проводами марки АС при сечениях F = 240; 300; 400; 500 мм^2 (рис. 1).

Из рис. 1 следует, что величина суммарных относительных потерь ($\Delta W_\Sigma / W$) имеет выраженный минимум при некотором токе $I_{опт}$, который назовем током минимума потерь. При увеличении сечения провода значение тока $I_{опт}$ смещается вправо, а при увеличении времени $T_{нб}$ — влево.

Взяв первую частную производную $\dfrac{\partial\left(\Delta W_\Sigma / W\right)}{\partial I}$ и приравняв ее к нулю, получаем

$$A - \left(\frac{B+C}{I_{нб}^2}\right) = 0. \qquad (8)$$

Решая данное уравнение относительно $I_{нб}$, получаем

$$I_{нб} = I_{опт} = \sqrt{\frac{B+C}{A}}, \qquad (9)$$

где $A = \dfrac{\sqrt{3} r_0 \tau L}{U_н T_{нб} \cos\varphi}$ — именованная величина, имеющая размерность А$^{-1}$.

$$B = \frac{5057{,}74 \Delta P_{к\,ср} k_{и\,кор} L}{U_{ном} T_{нб} \cos\varphi};$$

$C = \dfrac{U_н L T_{вл} N_{гир}}{5{,}197 N_{из} R_{из} T_{нб} \cos\varphi}$ — именованные величины, имеющие размерность А.

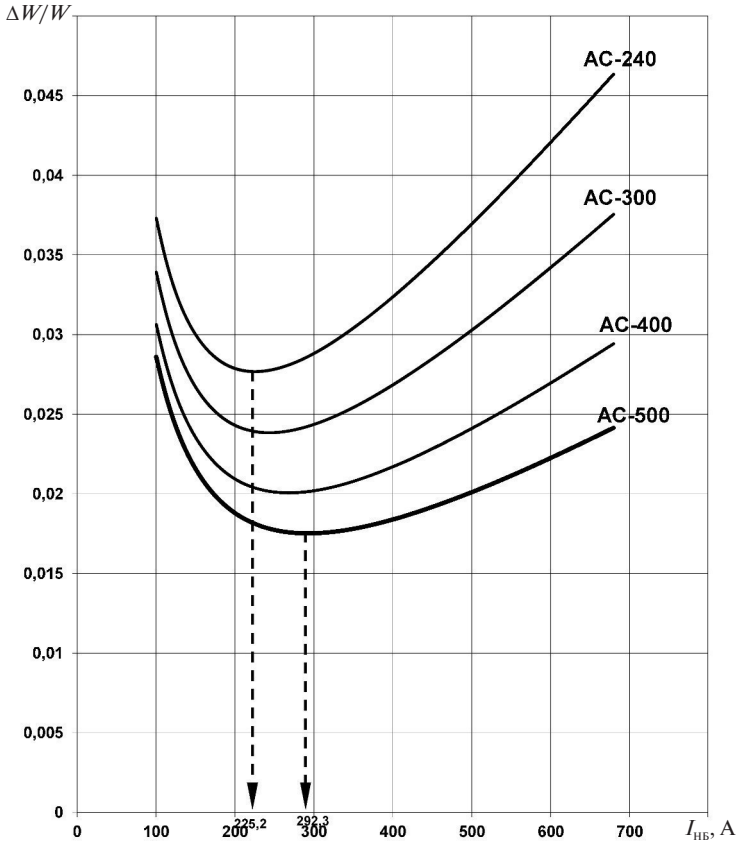


Рис. 1. Зависимость относительных потерь электроэнергии от тока нагрузки ВЛ-220 кВ, проходящей в 3-м районе по СЗА ОЭС Центра, при τ = 1575 ч

Или, выражая в амперах значение оптимального тока, соответствующего минимальным относительным потерям электроэнергии в линии, имеем

$$I_{\text{опт}} = 10{,}54 \times$$

$$\times \sqrt{\frac{26285{,}07 N_{\text{из}} R_{\text{из}} \Delta P_{\text{к ср}} k_{u\,\text{кор}} + U_{\text{н}}^2 T_{\text{ВЛ}} N_{\text{гир}}}{N_{\text{из}} R_{\text{из}} r_0 \tau}}. \quad (10)$$

Таким образом, токовая нагрузка линии, соответствующая $I_{\text{опт}}$, обеспечивает минимум суммарных относительных потерь электроэнергии в заданной ВЛ и называется *током минимальных потерь*, который зависит как от технических параметров самой воздушной линии, так и от параметров ее режима.

По результатам проведенного на ЭВМ расчета для ВЛ-220 кВ, расположенной в 3-м районе по СЗА ОЭС Центра, по формуле (10) построим зависимость $I_{\text{опт}} = f(T_{\text{нб}})$ (рис. 2).

Затем, подставляя полученные по формуле (10) результаты расчетов в (7), построим зависимость $\left(\Delta W_{\Sigma} / W\right) = f(I_{\text{опт}})$ (рис. 3).

Из построений, выполненных на рис. 2, следует, что увеличение времени использования максимума нагрузки $T_{\text{нб}}$ ведет к снижению оптимального тока нагрузки линии $I_{\text{опт}}$ и одновременно, как показывают произведенные на ЭВМ расчеты, возрастает полезное энергопотребление W. Из построений, выполненных на рис. 3, следует, что нелинейно зависящие от тока $I_{\text{опт}}$ минимальные суммарные относительные потери электроэнергии $\Delta W_{\Sigma}/W$ с увеличением этого тока будут также возрастать.

Минимизация суммарных относительных потерь электроэнергии $\Delta W_{\Sigma}/W$ в эксплуатируемых и проектируемых электрических сетях требует нового подхода к вопросам нормирования потерь электроэнергии.

Норматив потерь для каждой электроснабжающей организации и крупных потребителей имеет индивидуальное значение, определяемое на основе схем и режимов электрических сетей, особенностей учета поступления и отпуска электроэнергии.

До принятия Минпромэнерго РФ положения, порядка и методики «Об организации в министерстве промышленности и энергетики Российской Федерации работы по утверждению нормативов технологических потерь электроэнергии при ее передачи по электрическим сетям» № 267 от 04.10. 2005 норматив потерь в электрических сетях определялся так:

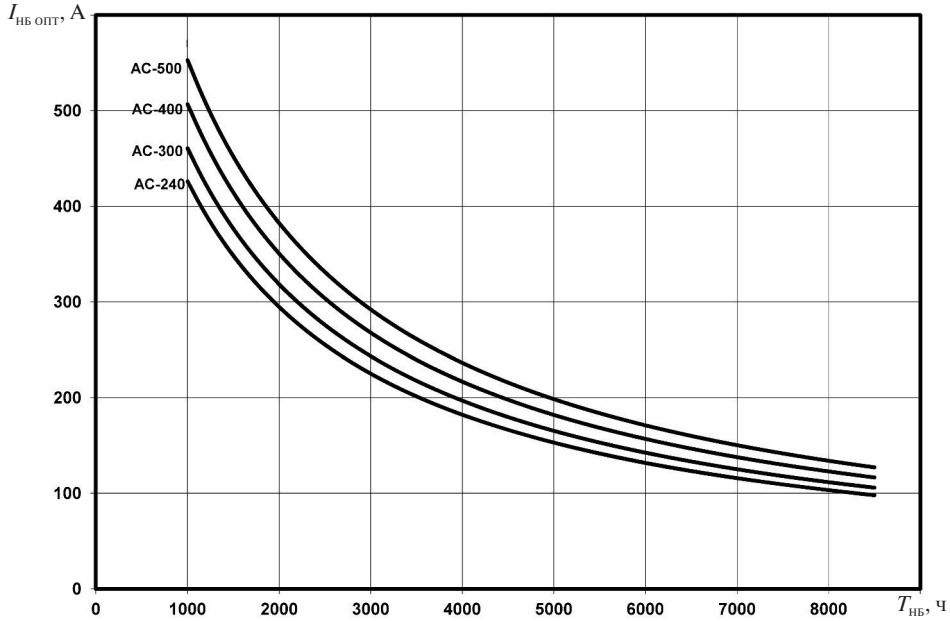


Рис. 2. Зависимость оптимального тока нагрузки (тока минимальных потерь) от времени использования ее максимума для ВЛ-220 кВ, расположенной в 3-м районе СЗА ОЭС Центра

$$N,\% = \frac{\Delta W_{\Sigma}}{W} 100, \qquad (11)$$

где ΔW_{Σ} — алгебраическая сумма технологических потерь электроэнергии [3, 4].

Опубликованные значения норматива потерь N носили лишь рекомендательный характер, однако многие региональные сетевые комиссии использовали их как императив [3].

В настоящее время порядок определения нормативов технологических потерь электроэнергии при ее передаче по электрическим сетям устанавливается приказом Минпромэнерго РФ от 30.11.2007. Утвержденный норматив технологических потерь является составляющей тарифа на электроэнергию [6, 7, 11]. Согласно [3, 4] норматив технологических потерь электроэнергии $N_{\text{НТПЭр}}$ при ее передачи по электрическим сетям определяется, в процентах, в целом по сети по формуле

$$N_{\text{НТПЭр}} = \frac{\Delta W_{\text{ТПЭр}}}{W_{\text{ОСр}}} \cdot 100, \qquad (12)$$

где $\Delta W_{\text{ТПЭр}}$ — абсолютные технологические потери электроэнергии за регулируемый период. Они определяются так:

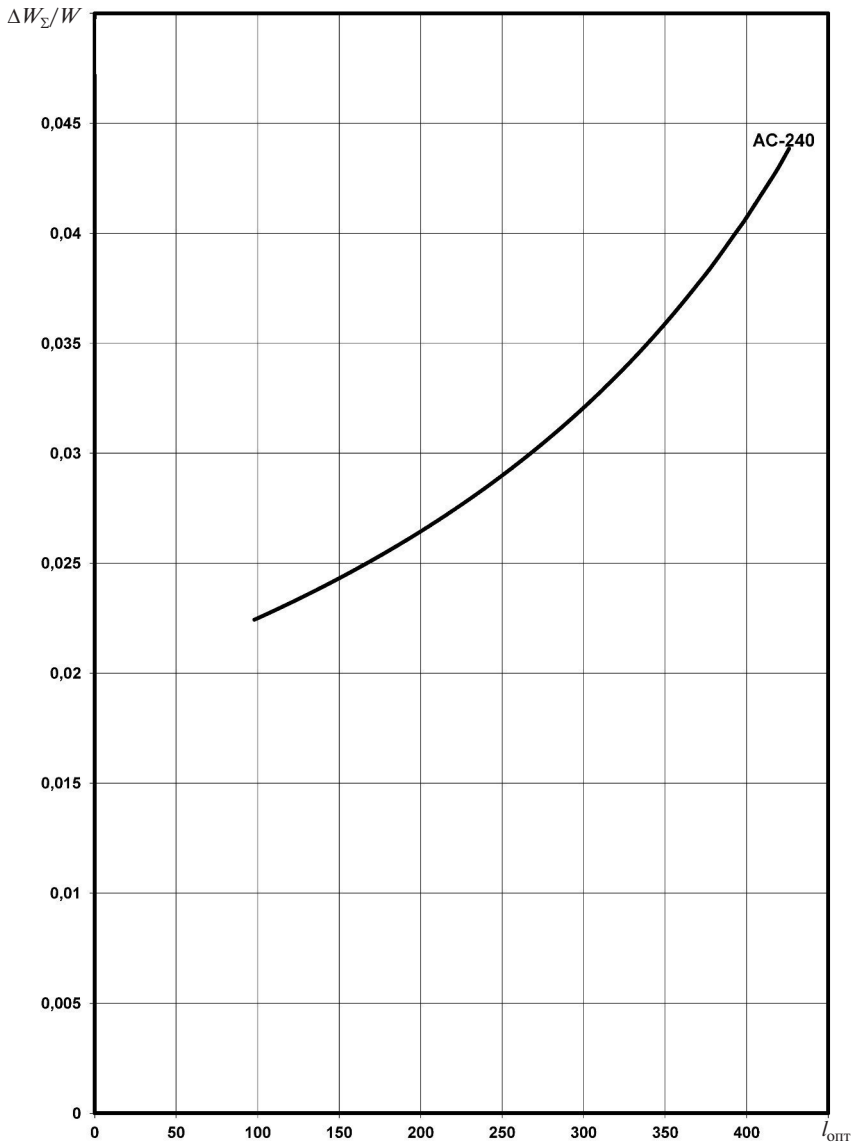


Рис. 3. Засисимость нормативных относительных потерь электроэнергии от оптимальной токовой нагрузки (ток минимальных потерь) для ВЛ-220 кВ, расположенной в 3-м районе СЗА ОЭС Центра, выполненной проводами марки АС-240

$$\Delta W_{\text{ТПЭр}} = \Delta W_{\text{уп р}} + \Delta W_{\text{н р}} + \Delta W_{\text{погр р}}. \quad (13)$$

Здесь $\Delta W_{\text{уп р}}$ — условно-постоянные потери за регулируемый период (потери на корону, в линейной изоляции ВЛ, на плавку гололеда); $\Delta W_{\text{н р}}$ — нагрузочные потери электроэнергии на регулируемый период; $\Delta W_{\text{погр р}}$ — потери электроэнергии, обусловленные допустимыми погрешностями системы учета электроэнергии на регулируемый период.

В связи с тем, что рассчитываемый таким способом норматив технологических потерь электроэнергии $N_{\text{НТПЭр}}$ не мотивирует энергоснабжающие организации и потребителей к дальнейшему снижению технологических потерь, то предлагается в качестве норматива потерь электроэнергии принимать значения минимальных относительных потерь электроэнергии, полученные по вышеразработанной методике.

Для этого необходимо по формуле (10) определить оптимальный ток $I_{\text{опт}}$ для заданной линии. Далее, подставляя значение этого тока в выражение (7), определить относительные потери электроэнергии в данной ВЛ, которые и следует принять за норматив потерь.

Для более полной реализации предложенной в настоящей работе методики рекомендуется внедрить в практику нормирования потерь электроэнергии соответствующее программное обеспечение, позволяющее определять оптимальные относительные потери электроэнергии в заданной ВЛ, которые и следует принимать за норматив потерь. Для чего необходимо:

создать базу данных всех находящихся в эксплуатации ВЛ напряжением 110 кВ и выше;

для каждой такой ВЛ по формуле (10) построить зависимость оптимального тока нагрузки от времени использования ее максимума $I_{\text{опт}} = f(T_{\text{нб}})$ (рис. 2);

по формуле (7) построить зависимость принятых за норматив минимальных относительных потерь электроэнергии от рассчитанного выше оптимального тока нагрузки $N = f(I_{\text{опт}})$ (рис. 3).

Для определения норматива технических потерь электроэнергии в заданной ЛЭП по рис. 2 определяется оптимальный ток нагрузки $I_{\text{опт}}$, который затем откладывается по горизонтальной оси зависимости $\left(\Delta W_{\Sigma}/W\right) = f(I_{\text{опт}})$ (рис. 3). После чего визуально по кривой рис. 3 определяется значение норматива технических потерь электроэнергии в данной ВЛ на базовый период.

Примечание. Поскольку величина относительных потерь электроэнергии непосредственно входит в формулу расчета тарифа на отпущенную электроэнергию, а достичь абсолютно точного математического минимума тока минимальных потерь технически невозможно, то для принятой величины норматива потерь необходимо ввести пятипроцентную зону равноэкономичности, допускающую отклонения от математического минимума влево и вправо по горизонтальной оси.

Выводы

Таким образом в настоящей работе выполнено следующее:

смоделирована и построена целевая функция, определяющая зависимость суммарных годовых относительных потерь электроэнергии в линии от тока ее нагрузки, и установлен оптимальный ток линии, соответствующий минимальным относительным потерям электроэнергии в данной ВЛ, который был назван током минимальных потерь;

с целью мотивации энергоснабжающих организаций и промышленных предприятий к планированию и проведению энергосберегающих мероприятий разработана оригинальная методика, предполагающая в качестве норматива потерь электроэнергии использовать значения минимальных относительных потерь электроэнергии, что в свою очередь приводит к снижению тарифов на используемую электроэнергию;

предлагаемая методика нормирования потерь в качестве экспериментальной внедрена в Красноперекопском отделении энергосбыта ОАО «Крымэнерго» и на Красноперекопском заводе «Сода» Республики Крым.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Идельчик В.И.** Электрические системы и сети. М.: Энергоатомиздат, 1989 г. 592 с.

2. **Зуев Э.Н.** Технико-экономические основы проектирования электрических сетей: Учебное пособие. М.: Изд-во МЭИ, 1988.

3. **Железко Ю.С., Артемьев А.В., Савченко О.В.** Расчет, анализ и нормирование потерь электроэнергии в электрических сетях. М.: Изд-во НЦ «ЭНАС», 2005. 277 с.

4. **Железко Ю.С., Шаров Ю.В., Зарудский Г.К., Сипачева О.В., Шведов Г.В.** Потери электроэнергии

в электрических сетях: основные сведения, расчет и нормирование. Уч. пособие. М.: ЗАО «Издательский дом МЭИ», 2007. 128 с.

5. **Федотов А.И., Геркусов А.А.** Проблема энергосбережения при выборе сечений проводов воздушных линий 110–500 кВ // Известия вузов. Проблемы энергетики. 2000. № 11–12. С. 54–61.

6. **Максимов Б.К., Молоднюк В.В.** Основы формирования тарифов на электрическую энергию на рынках России. М.: Изд-во МЭИ, 1998. 44 с.

7. **Максимов Б.К., Молоднюк В.В.** Электроэнергетика России на современном этапе ее развития // Вестник МЭИ. 1998. №2. С. 63–69.

8. **Зуев Э.Н., Ефентьев С.Н.** Задачи выбора экономически целесообразных сечений проводов и жил кабелей. М.: Изд-во МЭИ, 2005. 88 с.

9. Справочник по проектированию электроэнергетических систем / Под ред. С.С. Рокотяна и М.Н. Шапиро. М.: Энергоатомиздат, 1985.

10. Правила устройства электроустановок. 6-е издание М.: Энергоатомиздат, 1985. 630 с.

11. Экономика и управление энергетическими предприятиями / Под ред. Н.Н. Кожевникова М.: Изд-во «ACADEMA», 2004. 427 с.

REFERENCES

1. **Idelchik V.I.** Elektricheskiye sistemy i seti. [Electric systems and networks] M.: Energoatomizdat, 1989. 592 s. (rus.)

2. **Zuyev E.N.** Tekhniko-ekonomicheskiye osnovy proyektirovaniya elektricheskikh setey. [Technical-economical principles of design of electrical networks]. Uchebnoye posobiye. M.: Izd-vo MEI, 1988. (rus.)

3. **Zhelezko Yu.S., Artemyev A.V., Savchenko O.V.** Raschet analiz i normirovaniye poter elektroenergii v elektricheskikh setyakh. [Calculation analysis and valuation losses in electrical networks]. M.: Izd-vo NTs «ENAS», 2005. 277 s. (rus.)

4. **Zhelezko Yu.S., Sharov Yu.V., Zarudskiy G.K., Sipacheva O.V., Shvedov G.V.** Poteri elektroenergii v elektricheskikh setyakh: osnovnyye svedeniya, raschet i normirovaniye. [Losses in electrical networks: basic information, calculation and valuation]: Uch. posobiye. M.: ZAO «Izdatelskiy dom MEI», 2007. 128 s. (rus.)

5. **Fedotov A.I., Gerkusov A.A.** Problema energosberezheniya pri vybore secheniy provodov vozdushnykh liniy 110–500 kV. [The problem of energy conservation when choosing wire sections 110–500 kV overhead lines]. *Izvestiya vuzov. Problemy energetiki*. 2000. № 11–12. S. 54–61. (rus.)

6. **Maksimov B.K., Molodnyuk V.V.** Osnovy formirovaniya tarifov na elektricheskuyu energiyu na rynkakh Rossii [Basis for the formation of tariffs for electricity in the markets of Russia]. M.: Izd-vo MEI, 1998. 44 s. (rus.)

7. **Maksimov B.K., Molodnyuk V.V.** Elektroenergetika Rossii na sovremennom etape yeye razvitiya. [Power Industry of Russia at the present stage of its development]. *Vestnik MEI*. 1998. №2. S. 63–69. (rus.)

8. **Zuyev E.N., Yefentyev S.N.** Zadachi vybora ekonomicheski tselesoobraznykh secheniy provodov i zhil kabeley. [Problem of the choice of cost-effective cross-sections of wires and cable conductors]. M.: Izd-vo MEI, 2005. 88 s. (rus.)

9. Spravochnik po proyektirovaniyu elektroenergeticheskikh sistem [Handbook on designing power systems.] / Pod red. S.S. Rokotyana i M.N. Shapiro. M.: Energoatomizdat, 1985. (rus.)

10. Pravila ustroystva elektroustanovok. 6-ye izdaniye. [Rules for Electrical 6th Edition] M.: Energoatomizdat, 1985. 630 s. (rus.)

11. Ekonomika i upravleniye energeticheskimi predpriyatiyami» [Economy and management of energy enterprises] / Pod red. N.N. Kozhevnikova M.: Izd-vo «ACADEMA», 2004. 427 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

ГЕРКУСОВ Алексей Анатольевич — кандидат технических наук электромеханик Октябрской железной дороги. 191040, Санкт-Петербург, Транспортный переулок, д. 2. E-mail: Gerkusov_Alex@mail.ru

AUTHOR

GERKUSOV Aleksei A. — Russian Railways. 191040, Sankt-Peterburg, Transportnyi pereulok, d. 2. E-mail: Gerkusov_Alex@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.5862/JEST.214.11
УДК 53.088.228

Ю.К. Атрошенко, И.П. Озерова, П.А. Стрижак

ВЛИЯНИЕ ТЕПЛОВОГО КОНТАКТА НА РЕЗУЛЬТАТЫ ИЗМЕРЕНИЙ ПОВЕРХНОСТНЫХ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ

Yu.K. Atroshenko, I.P. Ozerova, P.A. Strizhak

RESEARCH OF THE THERMAL CONTACT CONDITIONS INFLUENCE ON THE RESULTS OF SUPERFICIAL THERMOCOUPLES MEASUREMENTS

В работе приведены результаты численных исследований процессов теплопереноса в системе «измеряемая среда — поверхностный термоэлектрический преобразователь». С помощью разработанной модели теплопереноса выполнено исследование влияния на результаты измерений величины воздушного зазора между термоэлектрическим преобразователем и поверхностью тела, температура которого измеряется. Показано, что величина воздушного зазора оказывает существенное влияние на необходимую продолжительность нагрева чувствительного элемента (минимальное время измерений). Установлены предельно допустимые значения величин этих зазоров для измерений в реальной практике. Проведены эксперименты для оценки адекватности результатов численных исследований.

ТЕПЛОПЕРЕНОС; ТЕРМОПАРА; ТЕМПЕРАТУРА; ИЗМЕРЕНИЕ; ДЛИТЕЛЬНОСТЬ; ПОГРЕШНОСТЬ; МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ.

In operation results of numerical researches of the heat transfer processes are rendered in «the measured environment — the surface thermoelectric transformer» system. By means of the developed model of heat transfer research of influence on results of measurements of value of air gap between the thermocouple and a body surface is estimated (body temperature is measured). It is shown that the air gap value has an essential impact on the necessary duration of heating of a sensitive element (minimum time of measurements). Maximum permissible magnitues of these gaps values for the measurements in real practice are set. Experiments to assess the numerical research results adequacy of are made.

HEAT TRANSFER, THERMOCOUPLE, TEMPERATURE, MEASUREMENT, DURATION, ERROR, MATHEMATICAL SIMULATION.

Введение

Температура — один из основных параметров, характеризующих состояние физических процессов и различных технологических объектов [1]. Температурные измерения используются в системах контроля и мониторинга оборудования и качества протекания технологических процессов в различных отраслях промышленности [2]. При этом для многих предприятий, как правило, контроль температуры играет определяющую роль в обеспечении качества технологических процессов и технико-экономических показателей производства в целом. Особенно следует выделить такие направления, как энергетика, металлургия, машиностроение [3–5], а также пожарная безопасность, медицина [6–8] и другие.

Одними из наиболее распространенных контактных средств измерений температуры являются термоэлектрические преобразователи (ТЭП), принцип действия которых основан на эффекте Зеебека [9]. Стандарт [10] определяет 12 типов термопар. На практике, например, для измерения температуры в диапазоне от 70 до 1400 K наибольшее распространение получила довольно ограниченная группа термопар — типы ХК (*L*), ХА (*K*), ХКн (*E*). В качестве эталонных, как правило, используются термопары типов ПП (*R*) и ПП (*S*).

Независимо от области применения основное требование, предъявляемое к ТЭП, заключается в обеспечении максимальной точности измерений. Случайная погрешность, которая представляет наиболее трудно устранимую составляющую суммарной погрешности, может быть уменьшена путем прогнозирования оптимального времени нагревания чувствительного элемента и требуемых условий его теплового контакта с измеряемой средой.

Прогнозирование времени нагрева термопары может быть выполнено с помощью численного моделирования комплекса взаимосвязанных процессов теплопереноса в окрестности чувствительного элемента ТЭП. Решению таких задач с использованием балансных подходов и соответствующих методов посвящено достаточно много работ (например, [11–15]). Результатов решения сопряженных задач теплопереноса с учетом реальных условий эксплуатации ТЭП практически нет.

Настоящая работа посвящена вопросам прогнозирования необходимого времени нагревания (минимальная длительность измерений) чувствительных элементов ТЭП в различных условиях их теплового контакта с измеряемой средой.

Модель теплопереноса

При построении области решения задачи теплопереноса (в соответствии со стандартом [10]) рассматривалась система «воздух — защитный чехол — порошок — спай термопары» (рис. 1).

При численном моделировании считалось, что теплофизические характеристики материалов чувствительного элемента ТЭП и воздуха не зависят от температуры.

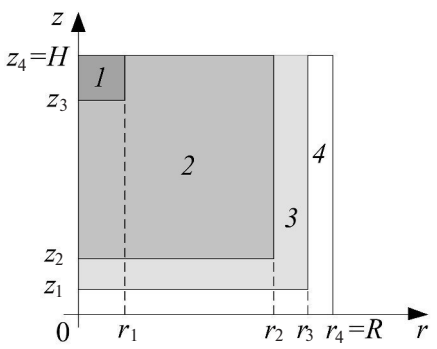


Рис. 1. Схема области решения задачи теплопереноса: *1* — спай термопары; *2* — порошок Al_2O_3; *3* — защитный чехол; *4* — воздушный зазор

Нагревание термопары производится от нагревательной поверхности, отделенной от чувствительного элемента ТЭП воздушным зазором (см. рис. 1). Начальная температура чувствительного элемента ТЭП составляет 293 K. Критерием окончания нагрева ТЭП является достижение температуры спая термопары значений, находящихся в пределах допускаемой погрешности.

Для термопреобразователей типа ПП(*S*) 2 класса допуска предел допускаемого отклонения от номинальной статической характеристики (НСХ) составляет ± 1,5 K в диапазоне измеряемых температур от 273 до 873 K. Для термопар типа ХА (*K*) 1 класса допуска в диапазоне температур от 233 K до 648 K допускаемое отклонение от НСХ составляет ± 1,5 K; в диапазоне измеряемых температур от 648 до 1273 K допускаемое отклонение не должно превышать ($\pm 0{,}004\cdot(T-273)$) K. Для ТЭП типа ХК (*L*) 2 класса допуска предел допускаемого отклонения составляет ± 2,5 K в диапазоне измеряемых температур от 233 до 573 K и ($\pm 0{,}0075(T-273)$) K при измерении температур от 573 до 1073 K [10].

Диаметр чувствительного элемента типичного ТЭП составляет 5 мм. Высота участка чувствительного элемента ТЭП ограничена значением 5 мм от нижней границы (см. рис. 1). Толщина воздушного зазора между нагревательным элементом и поверхностью чувствительного элемента варьировалась при проведении численного моделирования в диапазоне от 1 до 10 мм.

При моделировании использовалась следующая система дифференциальных уравнений в частных производных:

$$c_1\rho_1\frac{\partial T_1}{\partial t}=\lambda_1\left(\frac{\partial^2 T_1}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial T_1}{\partial r}+\frac{\partial^2 T_1}{\partial z^2}\right) \qquad (1)$$

при $t>0$, $0<r<r_1$, $z_3<z<H$;

$$c_2\rho_2\frac{\partial T_2}{\partial t}=\lambda_2\left(\frac{\partial^2 T_2}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial T_2}{\partial r}+\frac{\partial^2 T_2}{\partial z^2}\right) \qquad (2)$$

при $t>0$, $0<r<r_2$, $z_2<z<z_3$

и $t>0$, $r_1<r<r_2$, $z_3<z<H$;

$$c_3\rho_3\frac{\partial T_3}{\partial t}=\lambda_3\left(\frac{\partial^2 T_3}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial T_3}{\partial r}+\frac{\partial^2 T_3}{\partial z^2}\right) \qquad (3)$$

при $t > 0$, $0 < r < r_3$, $z_1 < z < z_2$

и $t > 0$, $r_2 < r < r_3$, $z_2 < z < H$;

$$c_4\rho_4 \frac{\partial T_4}{\partial t} = \lambda_4 \left(\frac{\partial^2 T_4}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial T_4}{\partial r} + \frac{\partial^2 T_4}{\partial z^2} \right) \qquad (4)$$

при $t > 0$, $0 < r < L$, $0 < z < z_1$

и $t > 0$, $r_3 < r < r_4$, $z_1 < z < H$.

Здесь r — радиальная координата, м; z — осевая координата, м; c — удельная теплоемкость, Дж/(кг·К); ρ — плотность, кг/м^3; λ — коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); индексы означают: 1 — спай термопары, 2 — порошок окиси алюминия, 3 — защитный чехол, 4 — воздух.

Начальные условия:

$$t = 0;\ T = T_0;\ 0 < r < R;\ 0 < z < H, \qquad (5)$$

где $T_0 = 293$ К — температура, соответствующая нормальным (комнатным) условиям.

Граничные условия решения задачи теплопереноса определены следующим образом.

На границе $r = R$ заданы условия первого рода:

$$r = R;\ T = T_r, \qquad (6)$$

где T_r — температура нагревательного элемента.

Граничные условия на оси симметрии $r = 0$:

$$r = 0;\ \frac{\partial T}{\partial r} = 0. \qquad (7)$$

На границе $z = 0$ заданы условия первого рода:

$$z = 0;\ T = T_r. \qquad (8)$$

Граничные условия на границе $z = H$:

$$z = H;\ \frac{\partial T}{\partial r} = 0. \qquad (9)$$

На границах «спай термопары — порошок Al_2O_3», «порошок Al_2O_3 — защитный чехол», «защитный чехол — воздух» (см. рис. 1) принимались условия четвертого рода:

$$T_1(r_1, z) = T_2(r_1, z);$$

$$-\lambda_1 \left.\frac{\partial T_1}{\partial r}\right|_{r=r_1} = -\lambda_2 \left.\frac{\partial T_2}{\partial r}\right|_{r=r_1}; \qquad (10)$$

$$T_2(r_2, z) = T_3(r_2, z);$$

$$-\lambda_2 \left.\frac{\partial T_2}{\partial r}\right|_{r=r_2} = -\lambda_3 \left.\frac{\partial T_3}{\partial r}\right|_{r=r_2}; \qquad (11)$$

$$T_3(r_3, z) = T_4(r_3, z);$$

$$-\lambda_3 \left.\frac{\partial T_3}{\partial r}\right|_{r=r_3} = -\lambda_4 \left.\frac{\partial T_4}{\partial r}\right|_{r=r_3}; \qquad (12)$$

$$T_1(r, z_3) = T_2(r, z_3);$$

$$-\lambda_1 \left.\frac{\partial T_3}{\partial z}\right|_{z=z_3} = -\lambda_2 \left.\frac{\partial T_2}{\partial z}\right|_{z=z_3}; \qquad (13)$$

$$T_2(r, z_2) = T_3(r, z_2);$$

$$-\lambda_2 \left.\frac{\partial T_2}{\partial z}\right|_{z=z_2} = -\lambda_3 \left.\frac{\partial T_3}{\partial z}\right|_{z=z_2}; \qquad (14)$$

$$T_3(r, z_1) = T_4(r, z_1);$$

$$-\lambda_3 \left.\frac{\partial T_3}{\partial z}\right|_{z=z_1} = -\lambda_4 \left.\frac{\partial T_4}{\partial z}\right|_{z=z_1}. \qquad (15)$$

Методы решения

Дифференциальные уравнения в частных производных с соответствующими начальными и граничными условиями решались методом конечных разностей. Решение линейных алгебраических уравнений, представляющих собой разностные аналоги дифференциальных уравнений, осуществлялось локально-одномерным методом. Для решения системы одномерных разностных уравнений использовался метод прогонки на основе неявной четырехточечной схемы [16]. Область решения задачи разбита на равномерную сетку, содержащую 240 узлов с шагом $2{,}5 \cdot 10^{-2}$ мм по каждой из координат. В целях повышения точности решения и уменьшения объема вычислений использовался неравномерный шаг по временной сетке (от 10^{-4} до 10^{-2} с). Так, при прогностических оценках характеристик исследуемого процесса применялся шаг 10^{-2} с, а в случае определения этих характеристик с удовлетворительной точностью (определяемой экспериментальными измерениями авторов и параметрами модели, в частности, числом Куранта) шаг по времени снижался и достигал минимального значения 10^{-4} с. Изменение шага по времени в диапазоне от 10^{-4} до 10^{-2} с приводит к отклонению результатов моделирования в пределах 8–10 %.

Достоверность результатов численного моделирования оценивалась в соответствии с алгоритмами проверки консервативности используемых разностных схем [17–19]. Также проводились лабораторные эксперименты (результаты представлены далее).

Результаты и обсуждение

Исследования выполнены при следующих теплофизических характеристиках основных элементов системы, приведенной на рис. 1:

спай термопары типа ПП (*S*) — $\lambda_1 = 50{,}4$ Вт/(м·К), $C_1 = 139$ Дж/(кг·К), $\rho_1 = 20710$ кг/м^3;

спай термопары типа ХК (*L*) — $\lambda_1 = 24{,}75$ Вт/(м·К), $C_1 = 713$ Дж/(кг·К), $\rho_1 = 8920$ кг/м^3;

спай термопары типа ХА (*K*) — $\lambda_1 = 33{,}1$ Вт/(м·К), $C_1 = 768$ Дж/(кг·К), $\rho_1 = 8825$ кг/м^3;

порошок Al_2O_3 _ $\lambda_2 = 6{,}57$ Вт/(м·К), $C_2 = 850$ Дж/(кг·К), $\rho_2 = 1250$ кг/м^3;

защитный чехол (сталь 12Х18Н10Т) — $\lambda_3 = 15$ Вт/(м·К), $C_3 = 462$ Дж/(кг·К), $\rho_3 = 7900$ кг/м^3;

воздух — $\lambda_4 = 0{,}026$ Вт/(м·К), $C_4 = 1190$ Дж/(кг·К), $\rho_4 = 1{,}161$ кг/м^3[20].

В табл. 1–3 приведены значения длительности нагревания чувствительного элемента (интервала времени, достаточный для достижения температур в пределах допустимой погрешности) ТЭП — ХА (*K*), ХК (*L*), ПП (*S*), определенные для различных значений величины воздушного зазора *h*.

Табл. 1–3 иллюстрируют нелинейный характер зависимости между величиной воздушного зазора и временем нагревания термопары. Он обусловлен нестационарным теплопереносом в ТЭП, представляющим гетерогенную систему (см. рис. 1). Выявленный эффект достаточно заметно проявляется при сопоставлении распределений температуры в области чувствительного элемента в начале (рис. 2, *а*) и по окончании (рис. 2, *б*) прогрева ТЭП.

По данным табл. 1–3 можно также сделать вывод, что увеличение толщины воздушного

Таблица 1

Продолжительность нагревания чувствительного элемента термопары типа ХК (*L*) в зависимости от величины воздушного зазора и измеряемой температуры

T, К	Продолжительность нагревания						
	h = 1 мм	*h* = 2 мм	*h* = 3 мм	*h* = 4 мм	*h* = 5 мм	*h* = 6 мм	*h* = 7 мм
300	49,976	78,534	119,107	179,278	267,586	396,958	586,577
350	150,959	236,805	359,488	541,652	809,216	1201,500	1776,600
450	199,748	313,271	475,624	716,726	1070,900	1590,100	2351,600
550	223,479	350,465	532,113	801,884	1198,200	1779,200	2631,200
850	234,506	367,430	557,800	840,726	1256,200	1865,400	2758,800

Таблица 2

Продолжительность нагревания чувствительного элемента термопары типа ХА (*K*) в зависимости от величины воздушного зазора и измеряемой температуры

T, К	Продолжительность нагревания						
	h = 1 мм	*h* = 2 мм	*h* = 3 мм	*h* = 4 мм	*h* = 5 мм	*h* = 6 мм	*h* = 7 мм
300	74,801	117,214	176,333	261,459	382,441	554,097	797,94
350	176,06	275,701	415,001	615,683	900,997	1305,900	1881,300
450	224,99	352,272	530,308	786,819	1151,500	1669,200	2404,800
550	248,78	389,517	586,395	870,062	1273,400	1845,900	2659,400
850	265,32	415,406	625,382	927,926	1358,100	1968,700	2836,300

Таблица 3

Продолжительность нагревания чувствительного элемента термопары типа ПП (*S*) в зависимости от величины воздушного зазора и измеряемой температуры

T, K	Продолжительность нагревания						
	h = 1 мм	*h* = 2 мм	*h* = 3 мм	*h* = 4 мм	*h* = 5 мм	*h* = 6 мм	*h* = 7 мм
300	72,379	109,681	159,133	226,954	318,45	441,81	608,75
350	170,492	274,247	374,836	534,788	750,610	1041,700	1435,600
450	217,894	330,023	479,048	683,512	959,402	1331,500	1835,100
550	240,951	364,936	529,739	755,850	1061,000	1472,500	2029,400
850	277,138	419,732	609,3	869,390	1220,400	1693,700	2334,400

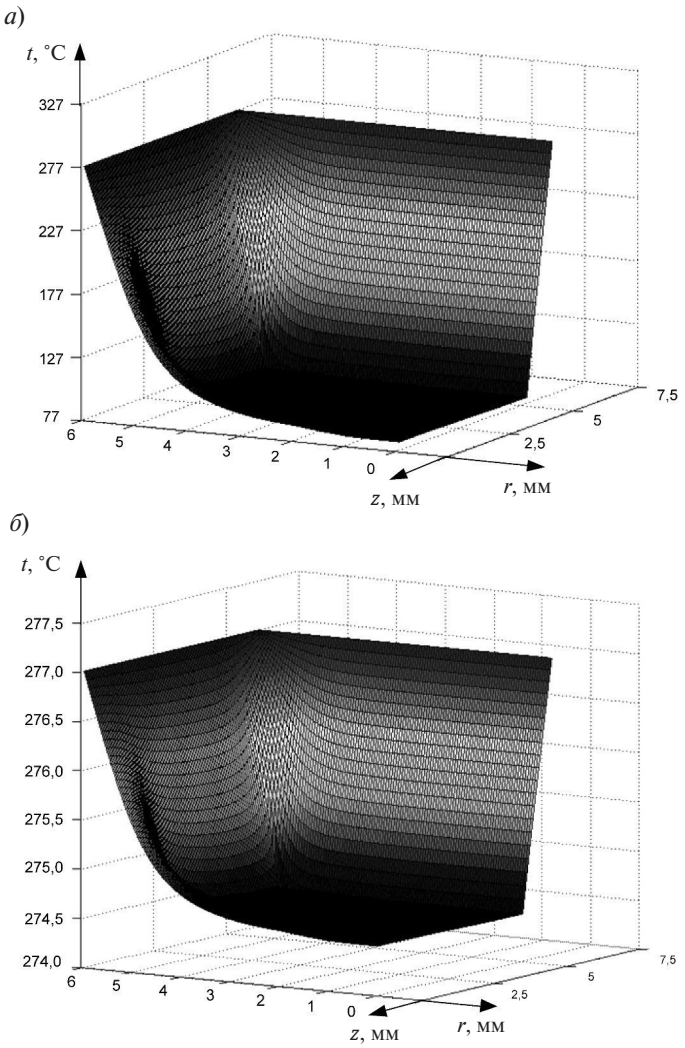


Рис. 2. Распределение температуры в области чувствительного элемента ТЭП типа ХК (*L*) при нагревании до температуры 550 К:
а — *t* = 15 с, *б* — *t* = 223,5 с

зазора в значительной степени влияет на минимально необходимую величину продолжительности нагрева ТЭП.

Установленный эффект обусловлен существенно низкой по сравнению с элементами ТЭП теплопроводностью воздуха и, как следствие, повышением инерционности прогрева чувствительного элемента.

Данные табл. 1–3 свидетельствуют: несоблюдение длительности нагревания термопары при выполнении измерений приведет к существенному увеличению погрешности определения температуры. Так, например, значения $h \geq 3$ мм можно считать критическими, при которых вследствие ограниченных времен измерений в реальных условиях высока вероятность кратного роста случайных погрешностей.

Для оценки адекватности результатов численного моделирования выполнено несколько серий экспериментов.

Результаты экспериментов

Экспериментальное определение времени нагревания ТЭП проводилось с помощью стенда, схема которого показана на рис. 3. Экспериментальный стенд включает опытный образец ТЭП типа ХК (L) *1*, сухоблочный калибратор температуры (нагреватель) *2* и многофункциональный калибратор *3*.



Рис. 3. Схема экспериментального стенда: *1* — ТЭП; *2* — сухоблочный калибратор температуры; *3* — многофункциональный калибратор; *4* — секундомер

Сухоблочный калибратор *2* представляет моноблок, включающий термостатирующий блок и прецизионный измеритель-регулятор температуры. Термостатирующий блок изготовлен из бронзы и имеет форму цилиндра, ограниченного сверху и снизу охранными дисками, выполняющими функцию тепловых экранов. Для уменьшения температурных градиентов термостатирующий блок и охранные диски защищены теплоизоляционным материалом. Предел допускаемой основной абсолютной погрешности воспроизведения температур калибратора определяется выражением

$$\pm\Delta = \left(0{,}05 + 0{,}06\frac{T-273}{100}\right), \qquad (16)$$

где T — значение воспроизводимой температуры, K, [21].

Портативный калибратор *3* предназначен для измерения и воспроизведения сигналов напряжения постоянного тока и электрических сигналов термопар. Калибратор применяется в качестве эталонного средства измерений при поверке, калибровке и настройке измерительных приборов. Предел допускаемой основной погрешности калибратора при измерении выходного сигнала от ТЭП типа ХК (L) в диапазоне измерения температуры от 273 до 1063 K составляет 0,3 K [22].

Экспериментальное определение времени нагрева ТЭП проводилось в диапазоне от 400 до 800 K. Для уменьшения случайной погрешности выполнялись серии из 10 экспериментов при идентичных условиях. Графическое представление теоретических и экспериментальных данных приведено на рис. 4.

Относительное отклонение теоретических данных от экспериментальных не превышает 5 %. Этот результат позволяет сделать вывод о правомерности заключений, сделанных выше с использованием данных численного моделирования.

Описанная модель позволяет оценить достоверность и надежность измерительной информации, получаемой с помощью поверхностных ТЭП температуры в различных точках технологического тракта в реальных условиях их использования. С учетом того, что в зависимости от величины воздушного зазора длительность нагревания ТЭП до требуемых значений может достигать нескольких минут (см. табл. 1–3),

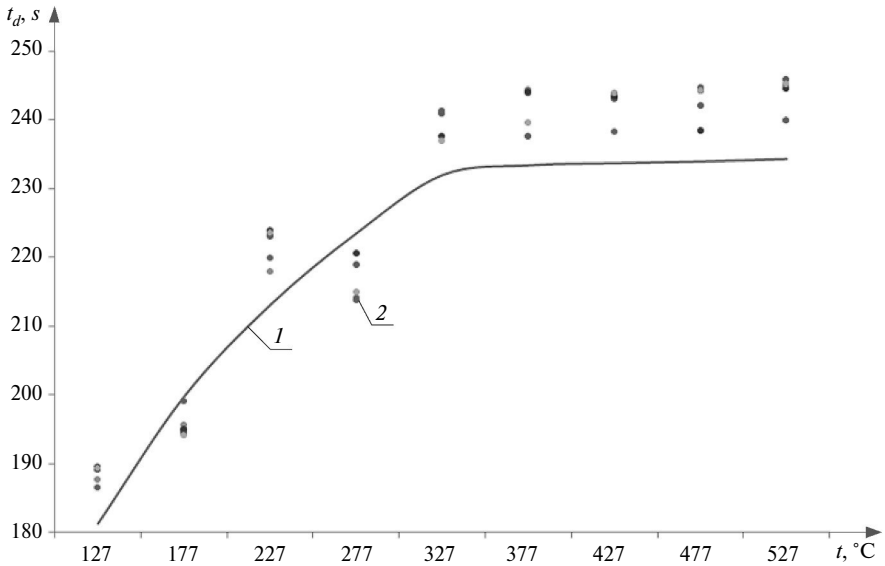


Рис. 4. Зависимость времени нагревания ТЭП типа ТХК (L) от значения измеряемой температуры: *1* — теоретическая зависимость с использованием модели (1)–(15); *2* — экспериментальные значения

альных производственных условиях зачастую не превышает и минуты, то разработанная модель позволит спрогнозировать значимость и последствия недостоверных измерений температуры.

Заключение

Результаты численного моделирования свидетельствуют о том, что величина зазора между нагревателем и поверхностью чувствительного элемента термоэлектрического преобразователя оказывает существенное влияние на результаты измерения температуры. Увеличение зазора вызывает практически кратное увеличение необходимой длительности нагрева термопары. Разработанную модель теплопереноса можно использовать при прогностических оценках необходимых и достаточных времен измерений, проводимых поверхностными ТЭП при различных условиях их теплового контакта с измеряемой средой.

Исследования выполнены за счет средств гранта РФФИ 14-08-00057. Алгоритмы для численных исследований разработаны при финансовой поддержке программы повышения конкурентоспособности Национального исследовательского Томского политехнического университета в рамках субсидии ВИУ (проект ВИУ_ЭНИН_2014).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Воробьева Т.В., Мелькер А.И., Старовойтов С.А.** Информация, энтропия, температура // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Наука и образование. 2012. № 2(147), Т. 1. С. 182–196;

2. **Батухин А.Г., Кобылкин М.В.** Автоматизированная система регулирования расхода теплоносителя для теплоснабжения групп потребителей // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 2 (171). С. 68–72.

3. **Каржавин В.А., Арнольдов М.Н.** Повышение точности измерения температуры в ядерных реакторах // Вопросы атомной науки и техники. Физика ядерных реакторов. 2008. № 3. С. 70–72.

4. **Боровкова Т.В., Товстоног В.А., Елисеев В.Н.** Оценка точности измерения температуры термопарами при различных способах их размещения в объекте испытания // Инженерный журнал: наука и инновации. 2013. № 7. С. 19.

5. **Кропачев Д.Ю., Гришин А.А., Масло А.Д.** Способы оперативного измерения температуры расплава металлов для нужд машиностроительных предприятий // Цветные металлы. 2013. № 4(844). С. 78–80.

6. **Reznik S.V., Anuchin S.A., Prosuntsov P.V., Shulyakovskii A.V.** Consideration of the procedural error for measuring contact sensor temperature during thermophysical studies // Refractories and Industrial Ceramics. 2009. Vol. 50, № 2. P. 114–117.

7. **Farahmand K., Kaufman J.W.** Experimental measurement of fine thermocouple response time in air // Experimenatal Heat Transfer. 2001. № 14. P. 107–118.

8. **Brundage A.L., Donaldson A.B., Gill W., Kearney S.P., Nicolette V.F., Yilmaz N.** Thermocouple Response in Fires, Part 2: Validation of Virtual Thermocouple Model for Fire Codes // Journal of Fire Sciences. 2011. № 29(213). P. 213–226.

9. **Геращенко О.А., Гордов А.Н., Еремина А.К.** Температурные измерения: Справочник. Киев: Наук. Думка, 1989. 704 с.

10. **ГОСТ 6616–94.** Преобразователи термоэлектрические: общие технические условия. М.: Изд-во стандартов, 1995. 15 с.

11. **Berntsson F.** An inverse heat conduction problem and improving shielded thermocouple accuracy // Numerical Heat Transfer. 2012. № 61. P. 754–763.

12. **Кузнецов Г.В., Мухаммадеев К.М.** Численная оценка погрешности измерений температур в условиях локального неидеального контакта спая термопары и материала // Известия Томского политехнического университета. 2009. Т. 314, № 4. С. 12–16.

13. **Borovkova T.V., Yeliseyev V.N., Lopukhov I.I.** Mathematical Modeling of Contact Thermocouple // Physics of Particles and Nuclei Letters. 2008. Vol. 5, № 3. p. 274–277;

14. **Кузнецов Г.В., Мухаммадеев К.М.** Влияние неидеальности контакта спая термопары с материалом на погрешность температурных измерений в условиях перемещения поверхности материала // Инженерная физика. 2009. № 9. С. 29–32.

15. **Атрошенко Ю.К.** Численное исследование интегральных характеристик теплопереноса в типичных термоэлектрических преобразователях // Сборник докладов XX МНПК студентов, аспирантов и молодых ученых «Современные техника и технологии-2014». Томск: Изд-во ТПУ, 2014, С. 127–128.

16. **Самарский А.А.** Теория разностных схем. Москва: Наука, 1989. 616 с.

17. **Глушков Д.О., Кузнецов Г.В., Стрижак П.А.** Численное моделирование твердофазного зажигания металлизированного конденсированного вещества нагретой до высоких температур частицей // Химическая физика. 2011. № 12. С. 35–42.

18. **Кузнецов Г.В., Глушков Д.О., Стрижак П.А.** Влияние формы локального источника энергии на условия зажигания структурно-неоднородного твердого конденсированного вещества // Химическая физика и мезоскопия. 2012. № 3. С. 334–341.

19. **Глушков Д.О., Кузнецов Г.В., Стрижак П.А.** Численное исследование процесса зажигания металлизированного конденсированного вещества внедренным в приповерхностный слой источником // Химическая физика. 2013. Т. 32. №. 5.– С. 55–61.

20. **Григорьев И.С., Мейлихов Е.З.** Физические величины: Справочник. М.: Энергоатомиздат. 1991. 1232 с.

21. Эталонный калибратор температуры «Элемер-КТ-650»: Паспорт технического средства. НПП «Элемер». М., 2011. 24 с.

22. Многофункциональный калибратор «Метран-510-ПКМ». Инструкция по эксплуатации / Метран. Челябинск. 2010. 54 с.

REFERENCES

1. **Vorobyeva T.V., Melker A.I., Starovoytov S.A.** Informatsiya, entropiya, temperature. [Information, entropy, temperature]. *St. Peterssrurg State Politechnical Universiti Journal. Science and education. St.Petersburg: SPbGPU Publ.* 2012. № 2(147), T. 1. P. 182–196. (rus.)

2. **Batukhin A.G., Kobylkin M.V.** Avtomatizirovannaya sistema regulirovaniya raskhoda teplonositelya dlya teplosnabzheniya grupp potrebiteley. [The automated heat carrier expense regulating system for heat supply of groups of consumers]. *St. Peterssrurg State Politechnical Universiti Journal. Science and education. St.Petersburg: SPbGPU Publ.* 2013. №2(171). P. 68–72. (rus.)

3. **Karzhavin V.A., Arnoldov M.N.** Povysheniye tochnosti izmereniya temperatury v yadernykh reaktorakh. [Increase of measurement accuracy of temperature in nuclear reactors]. *Voprosy atomnoy nauki i tekhniki. Fizika yadernykh reaktorov*. 2008. № 3. S. 70–72. (rus.)

4. **Borovkova T.V., Tovstonog V.A., Yeliseyev V.N.** Otsenka tochnosti izmereniya temperatury termoparami pri razlichnykh sposobakh ikh razmeshcheniya v obyekte ispytaniya. [Assessment of measurement accuracy of temperature thermocouples at various ways of their placement in object of test]. *Inzhenernyy zhurnal: nauka i innovatsii*. 2013, № 7, S. 19. (rus.)

5. **Kropachev D.Iu., Grishin A.A., Maslo A.D.** Sposoby operativnogo izmereniya temperatury rasplava metallov dlya nuzhd mashinostroitelnykh predpriyatiy. [Ways of expeditious measurement of melt temperature of metals for needs of machine-building enterprises]. *Tsvetnyye metally*. 2013, №4(844). S. 78–80. (rus.)

6. **Reznik S.V., Anuchin S.A., Prosuntsov P.V., Shulyakovskii A.V.** Consideration of the procedural error for measuring contact sensor temperature during thermophysical studies. *Refractories and Industrial Ceramics*, 2009. Vol. 50, № 2. P. 114–117.

7. **Farahmand K., Kaufman J.W.** Experimental measurement of fine thermocouple response time in air. *Experimenatal Heat Transfer*. 2001. № 14. P. 107–118. (rus.)

8. **Brundage A.L., Donaldson A.B., Gill W., Kearney S.P., Nicolette V.F., Yilmaz N.** Thermocouple Response in Fires, Part 2: Validation of Virtual Thermocouple Model for Fire Codes. *Journal of Fire Sciences*. 2011. № 29(213). P. 213–226.

9. **Gerashchenko O.A., Gordov A.N., Ieremina A.K.** Temperaturnyye izmereniya. Spravochnik. [Temperature

measurements. Reference book.] Kiev: Nauk. Dumka, 1989. 704 p. (rus.)

10. **GOST 6616–94.** Preobrazovateli termoelektricheskiye: obshchiye tekhnicheskiye usloviya. [State standart specification. Converters thermoelectric: common technical specifications.] Moscow: Standatinform, 1995. 15 p. (rus.)

11. **Berntsson F.** An inverse heat conduction problem and improving shielded thermocouple accuracy. *Numerical Heat Transfer*. 2012. № 61. P. 754–763.

12. **Kuznetsov G.V., Mukhammadeiev K.M.** Chislennaya otsenka pogreshnosti izmereniy temperatur v usloviyakh lokalnogo neidealnogo kontakta spaya termopary i materiala. [Numerical error estimation of measurements of temperatures in the conditions of local imperfect contact of a thermocouple junction and material]. *Izvestiya Tomskogo politekhnicheskogo universiteta*. 2009. Vol. 314, № 4. S. 12–16. (rus.)

13. **Borovkova T.V., Yeliseyev V.N., Lopukhov I.I.** Mathematical Modeling of Contact Thermocouple. *Physics of Particles and Nuclei Letters*. 2008. Vol. 5. № 3. P. 274–277.

14. **Kuznetsov G.V., Mukhammadeyev K.M.** Vliyaniye neidealnosti kontakta spaya termopary s materialom na pogreshnost temperaturnykh izmereniy v usloviyakh peremeshcheniya poverkhnosti materiala. [Influence of not ideality of contact of a thermocouple junction with material on an error of temperature measurements in the conditions of movement of a surface of material]. *Inzhenernaya fizika*. 2009. № 9. S. 29–32 (rus.)

15. **Atroshenko Yu.K.** Chislennoye issledovaniye integralnykh kharakteristik teploperenosa v tipichnykh termoelektricheskikh preobrazovatelyakh. [Numerical research of integrated characteristics heattransfer in the typical thermoelectric converters.] Tomsk: TPU Publ., 2014. P. 127–128. (rus.)

16. **Samarskiy A.A.** Teoriya raznostnykh skhem. [Theory of difference schemes]. M.: Nauka, 1989. 616 p. (rus.)

17. **Glushkov D.O., Kuznetsov G.V., Strizhak P.A.** Chislennoye modelirovaniye tverdofaznogo zazhiganiya metallizirovannogo kondensirovannogo veshchestva nagretoy do vysokikh temperatur chastitsey. [Numerical model operation of solid-phase ignition of the metallized condensed substance the particle heated to high temperatures]. *Khimicheskaya fizika*. 2011. № 12. S. 35–42. (rus.)

18. **Kuznetsov G.V., Glushkov D.O., Strizhak P.A.** Vliyaniye formy lokalnogo istochnika energii na usloviya zazhiganiya strukturno-neodnorodnogo tverdogo kondensirovannogo veshchestva. [Influence of a form of a local energy source on conditions of ignition of the structural and nonuniform solid condensed matter]. *Khimicheskaya fizika i mezoskopiya*. 2012. № 3. S. 334–341. (rus.)

19. **Glushkov D.O., Kuznetsov G.V., Strizhak P.A.** Chislennoye issledovaniye protsessa zazhiganiya metallizirovannogo kondensirovannogo veshchestva vnedrennym v pripoverkhnostnyy sloy istochnikom. [Numerical research of process of ignition of the metallized condensed substance the source introduced in a near-surface layer]. *Khimicheskaya fizika*. 2013. Vol. 32. № 5. S. 55–61. (rus.)

20. **Grigoryev I.S., Meilikhov Ye.Z.** Fizicheskiye velichiny: Spravochnik. [Physical quantities: Reference book]. Moscow: Energoatomizdat, 1991. 1232 p. (rus.)

21. Etalonnyy kalibrator temperatury «Elemer-KT-650». Pasport tekhnicheskogo sredstva. [Standard calibrator of temperature « Elemer-KT-650». Passport of a technical tool.] / NPP «Elemer». M., 2011. 24 p. (rus.).

22. Mnogofunktsionalnyy kalibrator «Metran-510-PKM». Instruktsiya po ekspluatatsii. [Multipurpose calibrator «Metran-510-PKM». Maintenance instruction.] / Metran. Chelyabinsk: 2010. 54 p. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

АТРОШЕНКО Юлиана Константиновна — ассистент Национального исследовательского Томского политехнического университета. 634050, Россия, Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: julie55@tpu.ru

ОЗЕРОВА Ирина Петровна — кандидат технических наук заведующая кафедрой Национального исследовательского Томского политехнического университета. 634050, Россия, Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: ipozerova@mail.ru

СТРИЖАК Павел Александрович — доктор физико-математических наук профессор Национального исследовательскоко Томского политехнического университета. 634050, Россия, Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: pavelspa@tpu.ru

AUTHORS

ATROSHENKO Yuliana K. — National Research Tomsk Polytechnic University. 30 Lenina Ave., Tomsk, Russia, 634050. E-mail: julie55@tpu.ru

OZEROVA Irina P. — National Research Tomsk Polytechnic University. 30 Lenina Ave., Tomsk, Russia, 634050. E-mail: ipozerova@mail.ru

STRIZHAK Pavel A. — National Research Tomsk Polytechnic University. 30 Lenina Ave., Tomsk, Russia, 634050. E-mail: pavelspa@tpu.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.12
УДК 621.313.333.2

Ю.Ф. Кокунов

НОВЫЕ КРИТЕРИИ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ С КОРОТКОЗАМКНУТОЙ ОБМОТКОЙ РОТОРА

Yu.F. Kokunov

NEW CRITERIA FOR ENERGY EFFICIENCY OF INDUCTION MOTORS WITH SQUIRREL-CAGE ROTOR WINDING

Рассмотрена возможность замены сложной схемы замещения асинхронной машины двумя эквивалентными сопротивлениями, зависящими от скольжения. Проведен анализ того, как разность этих сопротивлений зависит от скольжения. Это позволяет определить диапазон скольжений, в котором может быть достигнута высокая эффективность преобразования энергии при сохранении устойчивой работы. Приведены выражения для расчета этих скольжений.

АСИНХРОННАЯ МАШИНА; СХЕМА ЗАМЕЩЕНИЯ; СКОЛЬЖЕНИЕ; ЭФФЕКТИВНОСТЬ; УСТОЙЧИВОСТЬ.

The explanation and method of calculation of motor slip and functions connected with it are introduced in this report. These functions are providing consumption of high and maximal electric energy by low-power asynchronous engine including asynchronous engine with squirrel-cage rotor. T equivalent circuit of asynchronous engine is used for investigation. Using electric T equivalent circuit of asynchronous engine implies that changing equivalent impedances, such as inductive reactance and active resistance, have dependence from motor slip (gliding). It promotes a problem of researching of the dependence difference and ratio of this impedance from motor slip when steady operation mode is used. This problem has solution by analytic and calculation methods and allows to define the parameters, such as cos j, useful capacity, input current, in a narrow interval of gliding during the operation mode. The expression for calculating extreme gliding which limits the area with high and maximal coefficient of using electric energy is shown. Study of dependence of actions of difference and ratio parts of equivalent impedances from gliding shows the existing of two glides. The least of them provides a higher coefficient of using electric energy. With increasing of gliding the aforementioned coefficient reaches its maximal value. The solution results confirm correctness of the chosen method.

INDUCTION MOTOR, SCHEME, SLIPPAGE, EFFICIENCY, STABILITY.

Практика расчета рабочих свойств асинхронных двигателей (АД) в основном базируется на использовании электрической Г-образной схемы замещения, с помощью которой, задавая ряд значений скольжений s, определяют интересующие параметры.

Среди последних для эксплуатации важны параметры номинального режима — полезная активная мощность $P_{2н}$, ток $I_{1н}$, КПД $\eta_н$, $\cos\varphi_{1н}$ и др. Перечисленные параметры нельзя определить, если неизвестно скольжение $s_н$.

Впервые на основе анализа Т-образной схемы замещения в [6] показано, что величина скольжения, близкая к $s_н$, соответствует максимальной разности активного и индуктивного эквивалентных сопротивлений [1, 3, 6, 7].

Однако не рассмотрен вопрос о связи скольжения и повышенной (или максимальной) величины $\cos\varphi_1$ при сохранении устойчивой работы АД, критерием чего служит критическое скольжение s_m.

Цель представленной работы — выявить исходя из Т-образной схемы замещения границы изменения скольжения, в пределах которых обеспечивается повышенная или максимальная величина $\cos\varphi_1$ при сохранении устойчивой работы

АД (на примере АДК — асинхронных двигателей с короткозамкнутой обмоткой ротора).

В работе используются расчетный и аналитический методы установления границ скольжений: *SM* (скольжение, при котором $\cos\varphi_1$ — высокий) и $s_{\xi 1}$ (скольжение, когда $\cos\varphi_1$ достигает максимальной величины).

В опубликованной работе [6] рассмотрены зависимости $r_{1э}$ и $x_{1э}$ от скольжения $s_0 \le s \le 1$. Ранее в [1, 3] приведены аналогичные зависимости.

В [6] отмечается, что существуют скольжения $S1$ и $S2$, при которых наблюдаются равенства сопротивлений $r_{1э}(S1) = x_{1э}(S1)$ и $r_{1э}(S2) = x_{1э}(S2)$.

Внутри промежутка скольжений $S1 < s < S2$ имеет место неравенство $r_{1э}(s) > x_{1э}(s)$. Можно предположить, что разность $r_{1э}(s) - x_{1э}(s)$ при некотором скольжении *SM* достигнет наибольшей величины.

Однако в [6] не проведен анализ влияния изменяющихся эквивалентных сопротивлений на коэффициент мощности $\cos\varphi_1$ и на границу устойчивой работы, определяемую величиной максимального электромагнитного момента $M_{эм}$.

Выражения для активного $r_{1э}(s)$ и индуктивного $x_{1э}(s)$ эквивалентных сопротивлений, зависящие от скольжения s и сопротивлений Т-образной схемы замещения асинхронной машины, представляются достаточно громоздкими и неудобными для последующего анализа:

$$r_{1э}(s) = r_1 + \frac{\left((r_2'/s)^2 + x_{\sigma 2}'^2\right) r_m + \left(r_m^2 + x_m^2\right)(r_2'/s)}{\left(r_2'/s + r_m\right)^2 + \left(x_{\sigma 2}' + x_m\right)^2}; \quad (1)$$

$$x_{1э}(s) = x_{\sigma 1} + \frac{\left((r_2'/s)^2 + x_{\sigma 2}'^2\right) x_m + \left(r_m^2 + x_m^2\right) x_{\sigma 2}'}{\left(r_2'/s + r_m\right)^2 + \left(x_{\sigma 2}' + x_m\right)^2}. \quad (2)$$

Преобразуем их к более удобному для анализа виду:

$$r_{1э}(s) = r_1 + \frac{r_m x_{\sigma 2}'^2 s^2 + r_2'\left(r_m^2 + x_m^2\right) s + r_2'^2 r_m}{\left(r_m^2 + (x_{\sigma 2}' + x_m)^2\right) s^2 + 2 r_2' r_m s + r_2'^2}. \quad (3)$$

$$x_{1э}(s) = x_{\sigma 1} + \frac{\left(x_m x_{\sigma 2}'^2 + x_{\sigma 2}'\left(r_m^2 + x_m^2\right)\right) s^2 + r_2'^2 x_m}{\left(r_m^2 + (x_{\sigma 2}' + x_m)^2\right) s^2 + 2 r_2' r_m s + r_2'^2}. \quad (4)$$

Здесь изменяемые части эквивалентных сопротивлений представлены отношениями функций, зависящими от параметров Т-образной схемы замещения и от s (точнее от s^2 и s). Такой прием с успехом применяют, например, при рассмотрении несимметричных управляемых асинхронных машин [10]. Поскольку параметры схемы замещения в общей теории [2, 4, 8] асинхронных машин (АМ) принимают неизменными, то для сокращения записи и последующих преобразований введем обозначения:

$$A = r_m x_{\sigma 2}'^2; \quad B = r_2'\left(r_m^2 + x_m^2\right); \quad C = r_2'^2 r_m;$$

$$D = r_m^2 + (x_{\sigma 2}' + x_m)^2; \quad E = 2 r_2' r_m; \quad F = r_2'^2;$$

$$A_1 = x_{\sigma 2}'^2 x_m + \left(r_m^2 + x_m^2\right) x_{\sigma 2}'; \quad C_1 = r_2'^2 x_m.$$

Тогда формулы (3) и (4) приобретают вид

$$r_{1э}(s) = r_1 + \frac{As^2 + Bs + C}{Ds^2 + Es + F}; \quad (5)$$

$$x_{1э}(s) = x_{\sigma 1} + \frac{A_1 s^2 + C_1}{Ds^2 + Es + F}. \quad (6)$$

Выяснить поведение разности сопротивлений — $\Delta_{rx}(s) = r_{1э}(s) - x_{1э}(s)$ — при известных сопротивлениях схемы замещения, в частности Т-образной, можно двумя способами: 1) рассчитать $r_{1э}(s)$ и $x_{1э}(s)$ и найти разность Δ_{rx}; 2) найти аналитическое решение, пригодное для последующего анализа.

Первый способ позволяет выявить особенности поведения разности Δ_{rx} при изменении скольжения в пределах [$S1$, $S2$]. Очевидно, что это решение имеет максимальную величину $\Delta_{rx\,м}$ при некотором скольжении *SM*. Весь цикл расчетов и графических построений для АД с другими сопротивлениями необходимо повторить.

Величины $S1$ и $S2$, $\Delta_{rx\,м}$, *SM* могут различаться для АД с разными параметрами. В этом случае удобнее рассматривать относительную разность, выбрав в качестве базисной величину $r_{1э}(S1)$: $\underline{\Delta_{rx}(s)} = \Delta_{rx}(s)/r_{1э}(S1)$, о. е. При $s = S1$ относительная разность $\underline{\Delta_{rx}(s)}$ равна нулю. Дальней-

шее увеличение s не приводит к возрастанию $\underline{\Delta_{rx}(s)}$ выше единицы: так как при $s < S2$ значение $r_{1э}(S1) > r_{1э}(s)$ и $r_{1э}(s) > x_{1э}(s)$. Предлагаемый прием не искажает сущность основной закономерности изменения относительной разности от скольжения. Рассчитанные зависимости $\underline{\Delta_{rx}(s)}$ для нескольких АД с номинальными мощностями $P_{2н}$ в диапазоне 3–15 кВт представлены на рис. 1.

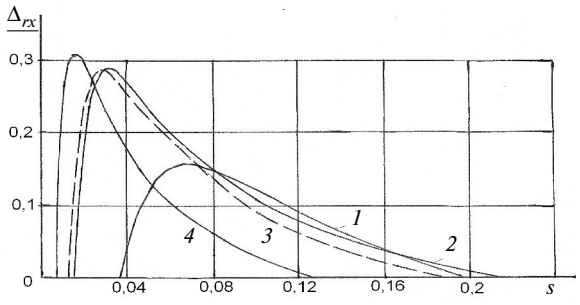


Рис. 1. Изменение относительной разности $\underline{\Delta_{rx}}$ от скольжения s для АД с мощностями 3 (*1*), 5,5 (*2*), 11 (*3*) и 15 (*4*) кВт

Расчеты проведены по исходным формулам (1), (2), позволившим найти сопротивления и определить разность $\underline{\Delta_{rx}(s)}$ при различных скольжениях s. Далее необходимо найти граничные значения скольжений, при которых выполнимо равенство сопротивлений $r_{1э}(s) = x_{1э}(s)$, и определить относительную разность $\underline{\Delta_{rx}(s)}$. Формулы (1), (2) для аналитических исследований сложны.

Целесообразно, используя формулы (5) и (6), представить разность сопротивлений $\Delta_{rx}(s)$ более удобной для анализа зависимостью:

$$\Delta_{rx}(s) = r_{1э}(s) - x_{1э}(s) =$$

$$= (r_1 - x_{\sigma 1}) + \frac{(A - A_1)s^2 + Bs + (C - C_1)}{Ds^2 + Es + F}. \qquad (7)$$

Как следует из (7), $\Delta_{rx}(s)$ зависит от скольжения. Приравняем первую производную по s нулю с целью обнаружения экстремальной точки: $\frac{d(\Delta_{rx}(s))}{ds} = 0.$

После выполнения преобразований получим уравнение

$$s^2 - 2\frac{(A - A_1)F - (C - C_1)D}{BD - (A - A_1)E}s -$$

$$- \frac{BF - (C - C_1)E}{BD - (A - A_1)E} = 0. \qquad (8)$$

Решение уравнения для двигательного режима АД будет следующим:

$$SM = \frac{(A - A_1)F - (C - C_1)D}{BD - (A - A_1)E} \times$$

$$\times \left[1 + \sqrt{1 + \frac{[BF - (C - C_1)E][BD - (A - A_1)E]}{[(A - A_1)F - (C - C_1)D]^2}}\right]. \qquad (9)$$

Формула (9) позволяет рассчитать величину скольжения SM, не прибегая к расчетам по формулам (1), (2) или (3), (4), и определить максимальную разность $\Delta_{rx}(SM)$ по (7).

Следует заметить, что величина SM зависит от сопротивлений схемы замещения для каждого АД и не является постоянной, стало быть и максимальная разность $\Delta_{rx}(SM)$ не может быть постоянной.

Отображенные на рис. 1 расчетные зависимости $\underline{\Delta_{rx}}$ от скольжения s демонстрируют наличие скольжения SM, при котором $\underline{\Delta_{rx}}$ достигает максимальной величины. Из рис. 1 следует, что существуют две точки (со скольжениями $S1$ и $S2$), в которых $\underline{\Delta_{rx}} = 0$, а также выделяется точка при скольжении SM с максимальной величиной $\underline{\Delta_{rxM}}$, как было отмечено выше.

Это скольжение SM разделяет область скольжений $[S1, S2]$ на два участка — $S1 < s \le SM$ и $SM < s < S2$, не равных по величине $(SM - S1 < S2 - SM)$ и с разной крутизной $\frac{\Delta_{rx}}{\Delta s}$. На первом участке $\frac{\Delta_{rx}}{\Delta s} > 0$, для второго участка $\frac{\Delta_{rx}}{\Delta s} < 0$ (здесь под $\underline{\Delta_{rx}}$ следует понимать отношения приращения функции $\underline{\Delta_{rx}}$, изображенной на рис. 1, к задаваемому приращению Δs скольжения). Крутизна характеристики в пределах участка непостоянна — зависит от мощности АД и сопротивлений Т-образной схемы замещения. Особенно это заметно для АД с $P_{2н} > 7{,}5$ кВт на втором участке скольжений $[SM, S2]$. Такое же постоянство крутизны характерно и для первого участка $[S1, SM]$, но оно более четко выражено у АД малой мощности ($P_{2н} < 5$ кВт).

Расчетные результаты приведены в табл. 1 и подтверждают изложенные ранее предполо-

Таблица 1

Результаты расчета особых скольжений для АДК при $p = 2$, $m = 3$ $f = 50$ Гц, $U_{1фн} = 220$ В

$P_{2н}$, кВт	3	4	5,5	11	15
$S1$	0,0377	0,0172	0,0164	0,0103	$7{,}6638*10^{-3}$
$s_н$	0,0458	0,0369	0,0397	0,0229	0,02135
$S2$	0,1945	0,2901	0,3303	0,2072	0,1482
SM	0,0684	0,0382	0,0372	0,0230	0,0169
$M_{эн}$, Нм	20,45	27,43	36,995	72,947	98,96
$\cos\varphi_{1н}$	0,743	0,8565	0,8727	0,8711	0,8920
$s_ξ$	0,0822	0,0642	0,0654	0,0421	0,0314

жения. Кроме того, сопоставляя величины скольжений — номинального $s_н$ и SM, при котором $\underline{\Delta_{rx}}$ достигает максимального значения, можно утверждать, что $s_н$ находится в окрестности скольжения SM. Чем ближе $s_н$ к SM, тем выше $\cos\varphi_{1н}$, что наблюдается у АДК с мощностями $P_{2н}$, равными 4,0; 5,5; 11 кВт.

Обратив внимание на существование скольжений $S1$ и $S2$, при которых $\Delta_{rx} = 0$, определим местоположение критического скольжения s_m, при котором электромагнитный момент достигает максимальной величины $M_{эm}$ [2, 4 ,5, 8], ограничивающей зону устойчивой работы.

При использовании Г-образной схемы замещения величину критического скольжения s_m определяют по формуле

$$s_m = \frac{C_1 r_2'}{\sqrt{r_1^2 + \left(x_{σ1} + x_{σ2}' C_1\right)^2}}, \qquad (10)$$

где C_1 — коэффициент перерасчета сопротивлений Т-образной схемы замещения при переходе к Г-образной схеме. Коэффициент C_1 — в общем случае комплексная величина, но без большой погрешности можно использовать лишь активную его составляющую [1, 2, 4, 8], представляя ее в двух видах:

$$C_1 \approx 1 + \frac{x_{σ1}}{x_m}; \qquad (11)$$

$$C_1 \approx 1 + \frac{r_1 r_m + x_{σ1} x}{r_m^2 + x_m^2}. \qquad (12)$$

При использовании Т-образной схемы замещения установить связь $M_{эm}$ и соответствующего скольжения s_m можно расчетным путем, принимая во внимание (10).

Коэффициенты C_1, рассчитанные по (11) и (12), и соответствующие этим коэффициентам величины критического скольжения s_m и максимального электромагнитного момента (по Т-образной схеме замещения см. табл. 2) определены расчетным путем для ряда АДК.

Реализован поиск $M_{эm}$ и соответствующего скольжения s_m без применения формулы (10). При таком подходе рассчитывается $M_э \approx M_{эm}$

В табл. 2 приведены величины $\cos\varphi_{1m}$, полученные расчетом для максимального электромагнитного момента.

Сравнение величин $M_{эm}$, полученных исходя из величин критического скольжения s_m, рассчитанных по (10), и $M_{эm}$, определяющих s_m и найденных поиском (в таблице 2 — «поиск»), показывает удовлетворительное совпадение.

Из табл. 1 и 2 следует, что значения критических скольжений s_m различны для АДК разной мощности. Если у двигателей с $P_{2н} = 3$–$5{,}5$ кВт s_m приближается к $S2$ (хотя $s_m < S2$, но разница достаточна мала), то у АДК большей мощности s_m заметно меньше $S2$: $s_m/S2 = 0{,}638$–$0{,}8136$

Затронув вопрос о коэффициенте мощности $\cos\varphi_1$, характеризующем потребляемую активную электрическую мощность, следует отметить, что для всех электрических машин переменного тока он зависит в том числе от полезной мощности P_2. Рассматривая для асинхронной машины связь $\cos\varphi_1$ и эквивалентных составляющих сопротивлений $r_{1э}(s)$ и зависимость $x_{1э}(s)$, следует рассматривать и $\cos\varphi_1(s)$:

$$\cos\varphi_1(s) = \frac{r_{1э}(s)}{\sqrt{r_{1э}^2(s) + x_{1э}^2(s)}} = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\dfrac{x_{1э}(s)}{r_{1э}(s)}\right)^2}}.$$

Таблица 2

Сравнение критических величин, полученных при использовании формул (11), (12) для Г-образной схемы и расчетом по Т-образной

$P_{2н}$, кВт	C_1		s_m			$M_{эм}$, Нм			$\cos\varphi_{1m}$
	по (11)	по (12)	по (11)	по (12)	поиск	по (11)	по (12)	поиск	
3	1,0699	1,0715	0,1783	0,1784	0,1780	37,4525	37,4525	37,465	0,7214
4	1,0325	1,03338	0,2034	0,2035	0,2034	65,9404	65,9405	65,9406	0,7763
7,5	1,0286	1,0298	0,1937	0,1938	0,1675	121,2219	121,2217	124,3352	0,7715
15	1,0278	1,0280	0,1215	0,1216	0,1215	255,1204	255,1203	255,1204	0,7535
22	1,0297	1,0299	0,0967	0,0967	0,0967	311,5635	311,5635	311,5632	0,7176

Для упрощения записи введем обозначение $\xi(s)=\dfrac{x_{1э}(s)}{r_{1э}(s)}$ и представим $\cos\varphi_1(s)$ в виде

$$\cos\varphi_1(s)=\frac{1}{\sqrt{1+\left(\xi(s)\right)^2}}. \qquad (13)$$

Ранее было отмечено, что при скольжениях $S1$ и $S2$ величина $\xi(S1)=\dfrac{x(S1)}{r(S1)}=1$, поскольку $r(S1)=x(S1)$, $r(S2)=x(S2)$ и $\xi(S2)=1$. При этих скольжениях $\cos\varphi_1(S1)=\cos\varphi_1(S2)=$ $=0{,}7071068$. Поскольку при $S1<s<S2$ имеет место $r_{1э}(s)>x_{1э}(s)$, то при увеличении скольжения s выше $S1$ (рис. 2) коэффициент $\xi(s)$ будет уменьшаться до минимальной величины, а затем снова возрастать. Если при некотором скольжении s_ξ коэффициент имеет минимальную величину, то $\cos\varphi_1(s_\xi)$ достигает максимума.

Будет ли s_ξ находиться в области устойчивой работы АД и какая при этом ожидается максимальная величина $\cos\varphi_1(s_\xi)$? Этот вопрос необходимо исследовать.

Использование выражений эквивалентных составляющих сопротивлений (5) и (6) для получения зависимости коэффициента $\xi(s)$ от скольжения приводит к соотношению

$$\xi(s)=\frac{(x_{\sigma1}D+A_1)s^2+Ex_{\sigma1}s+(x_{\sigma1}F+C_1)}{(r_1D+A)s^2+(r_1E+B)s+(r_1F+C)}. \qquad (14)$$

Для разыскания экстремальных точек следует получить уравнение исходя из условия

$$\frac{d}{ds}\left(\xi(s)\right)=0. \qquad (15)$$

Выполнение операции определения первой производной и приравнивание ее к нулю с последующими преобразованиями приводят к квадратному уравнению

$$s^2+\frac{SY2}{SY1}s+\frac{SY3}{SY1}=0, \qquad (16)$$

где $SY1=A_1(r_1E+B)+x_{\sigma1}(DB-AF)$;

$$SY2=r_1(A_1F-C_1D)+x_{\sigma1}(CD-AF)+(A_1C-AC_1);$$

$$SY3=x_{\sigma1}(EC-FB)-C_1(r_1E+B).$$

Как следует из (16), коэффициенты уравнения представляют сложные зависимости от сопротивлений Т-образной схемы замещения.

Для сокращения записи уравнения (16) введены коэффициенты $a=\dfrac{SY2}{SY1}$, $b=\dfrac{SY3}{SY1}$, что позволяет представить (16) в виде

$$s^2+2as+b=0. \qquad (17)$$

Существуют два решения уравнения (17): $s_{\xi1}=-a+\sqrt{a^2-b}$, $s_{\xi2}=-a-\sqrt{a^2-b}$.

Скольжение $s_{\xi1}>0$ характерно для асинхронного двигателя; скольжение $s_{\xi2}<0$ нужно отнести к генераторному режиму. Следует отметить, что $|s_{\xi1}|>|s_{\xi2}|$.

Подстановкой $s_{\xi1}$ в (17) находится величина $\xi(s_{\xi1})$, что позволяет определить максимальную величину $\cos\varphi_1(s_\xi)$ по (13).

Результаты проведенных расчетов коэффициента $\xi(s)$ по приведенным формулам отражены на рис. 2. Зависимости функции $\xi(s)$ представлены для АДК разных мощностей.

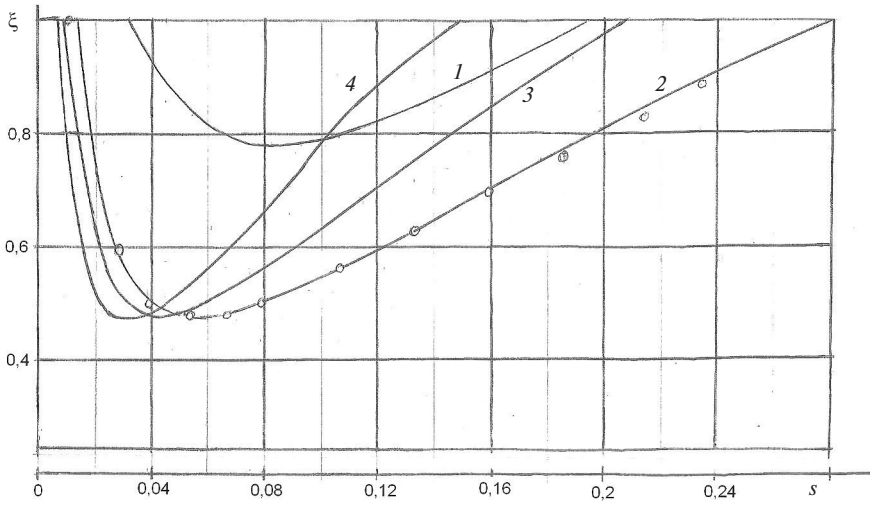


Рис. 2. Изменение коэффициента $\xi(s)$ от скольжения для АДК разных мощностей $P_{2н}$: *1* – 3; *2* – 5,5; *3* – 11; *4* – 15 кВт; кружками, расположенными около кривой *2*, отмечено поведение $\xi(s)$ для $P_{2н}$ = 7,5 кВт

Кривые $\xi(s)$ отражают основные особенности при скольжениях в диапазоне от $S1$ до $S2$, где $\xi(S1)=\xi(S2)=1$.

Коэффициент $\xi(s)$ достигает минимальной величины при различных скольжениях s_ξ, зависимых от мощности $P_{2н}$. Меньшей мощности соответствует большая величина s_ξ.

Кривые рис. 2 имеют разные по ширине области скольжений, в пределах которых коэффициенты ξ мало отличаются от минимальной величины $\xi_{min}(s)$. Ширина области мала для двигателей большей мощности $P_{2н}$, а для АДК меньшей мощности ширина области больше.

Крутизна зависимостей $\xi(s)$ различна для разных диапазонов скольжений: при $s > S1$ крутизна отрицательна в области до $s = s_\xi$ и положительна при $s > s_\xi$.

На рис. 3 представлены результаты расчета коэффициента мощности $\cos\varphi_1(s)$ при изменении скольжения в диапазоне $S1 < s < S2$ для двигателей АДК тех же мощностей, что и на рис. 2.

Изменение коэффициента $\xi(s)$ отражается на зависимости $\cos\varphi_1(s)$ (см. рис. 3). Здесь также проявляется тенденция изменения диапазона скольжения, в пределах которых $\cos\varphi_1(s) \approx \cos\varphi_{1max}(s_\xi)$: уменьшение мощности $P_{2н}$ приводит к увеличению этого диапазона скольжений (в пределах от 0,065 до 0,1), а для $P_{2н}$ = 15 кВт эта область кольжений сокращается до [0,02–0,04].

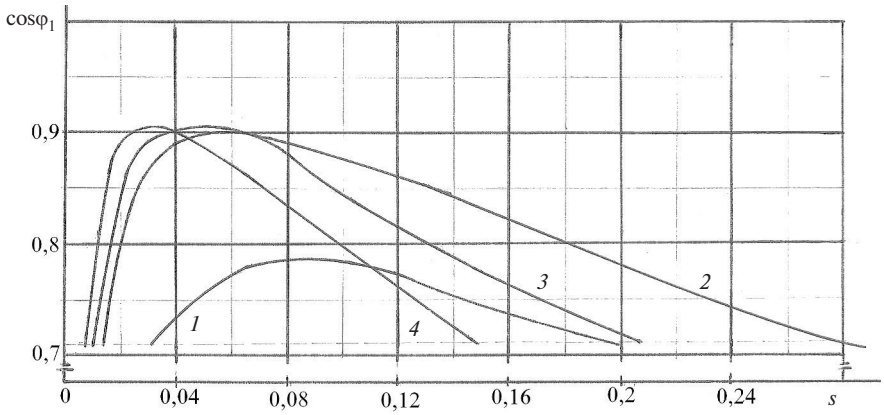


Рис. 3. Зависимости $\cos\varphi_1(s)$ для АДК разных номинальных мощностей $P_{2н}$: *1* – 3; *2* – 5,5; *3* – 11; *4* – 15 кВт

У некоторых рассмотренных АДК, имеющих мощности $P_{2н}$= 3–4 кВт, расчетные величины $s_\xi < SM$ (табл. 1). Для двигателей больших мощностей наблюдается обратная зависимость: $s_\xi > SM$.

В табл.1 приведены для некоторых АДК величины характерных скольжений: *SM*, при которых разность Δ_{rx} максимальна; $s_н$ — номинальное; s_ξ — обеспечивающее максимальную величину $\cos\varphi_{1m}$. В табл. 2 приведены величины критических скольжений s_m для рассмотренных АДК.

Представляет интерес сравнить для рассмотренных АДК отношения скольжений: $s_н/SM$, s_ξ/SM, s_m/SM (табл. 3).

В табл. 3 приведены некоторые показатели номинального режима ($\eta_н$, $\cos\varphi_{1н}$, произведение $\eta_н \cos\varphi_{1н}$).

Сравнение подобных показателей для двигателей рассмотренных мощностей $P_{2н}$ свидетельствует: чем ближе отношение $s_н / SM$ к единице (или несколько более единицы), тем выше $\cos\varphi_{1н}$. В табл. 3 повышение коэффициента мощности наблюдается у двигателей с мощностями от 5,5 до 22 кВт. Низкая величина $\cos\varphi_{1н}$ наблюдается у АДК с мощностями 3 и 4,5 кВт (менее 0,8). Однако двигатели имеют достаточно высокий КПД — $\eta > 0{,}8$, а общий коэффициент, характеризующий эффективность преобразования, определяемый произведением $\eta_н \cos\varphi_{1н}$, понижен за счет невысокого $\cos\varphi_{1н}$. У двигателей мощностью более 7,5 кВт отмечается обратная ситуация: возрастание $\cos\varphi_{1н}$ (более 0,85) сопровождается мало меняющимся $\eta_н$. В результате наблюдается небольшое возрастание произведения $\eta_н \cos\varphi_{1н}$ — от 0,785 до 0,828.

Выполненные исследования по использованию Т-образной схемы замещения при расчете характеристик АДК позволяют сделать следующие выводы.

Представленные выражения для разности эквивалентных сопротивлений Δ_{rx} дали возможность получить формулу расчета скольжения *SM*, при котором эта разность достигает максимальной величины, не прибегая к расчету зависимости Δ_{rx} от скольжения.

Величина скольжения *SM* зависит от сопротивлений Т-образной схемы замещения и величин скольжений *S*1 и *S*2. Скольжение *SM* находится в промежутке между ними ($S1 < SM < S2$), но ближе к *S*1.

Наибольшая величина $\cos\varphi_1$ имеет место при скольжении *SM*. Однако максимальной величины достигает при скольжении $s_{\xi 1}$, зависящем от сопротивлений Т-образной схемы замещения. Формула для расчета $s_{\xi 1}$ получена.

Критическое скольжение s_m, при котором электромагнитный момент достигает максимальной величины, меньше $S2$. Близость их зависит от полезной мощности АД $P_{2н}$ и с сопротивлений Т-образной схемы замещения.

Сравнение величин скольжений показывает, что $s_{\xi 1}$ меньше s_m , но больше *SM*. Стремление

Таблица 3

Сравнение относительных скольжений

$P_{2н}$, кВт	$s_н/SM$	s_ξ / SM	s_m / SM	SM	$\eta_н$	$\cos\varphi_{1н}$	$\eta_н \cos\varphi_{1н}$
3	0,6693	1,2013	2,6001	0,0684	0,8115	0,7425	0,6025
4	0,9653	1,6806	3,1682	0,0382	0,8423	0,7763	0,7214
5,5	1,0676	1,7587	5,6686	0,0372	0,8522	0,8727	0,7437
11	0,9976	1,8303	6,6567	0,0230	0,8855	0,8711	0,7834
15	1,2504	1,8501	7,1549	0,0169	0,9132	0,8904	0,8146

приблизить номинальное скольжение $s_н$ к $s_{ξ1}$ с целью достижения более высокой, чем при скольжении SM, величины $\cos\varphi_1$ приводит к увеличению тока I_1 свыше номинального значения и приближению его к $I_1(s_m)$, что недопустимо.

Достаточно высокий $\cos\varphi_1$ достигается при скольжении $S1$ при равенстве сопротивлений $r_{1э}(S1) = x_{1э}(S1)$; при этом $\cos\varphi_1 = 0{,}707$.

Для АДК рассмотренных мощностей скольжение, соответствующее номинальной мощности $P_{2н}$, находится в области $SM \le s_н < s_{ξ1}$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Важнов А.И.** Электрические машины. Л.: Энергия, 1968. 768 с.

2. **Вольдек А.И., Попов В.В.** Электрические машины. Машины переменного тока. М. — СПб.: Питер, 2007. 343 с.

3. **Ермолин Н.П.** Электрические машины малой мощности: Учеб. пособие для вузов. Изд. 2-е. М/: Высш. шк., 1967. 503 с.

4. **Гурин Я.С., Кузнецов Б.И.** Проектирование серий электрических машин. М.: Энергия, 1978. 480 с.

5. **Orlovskis G., Konuhova, Ketners K.** Comparison of Electromagnetic Torque Pulsations with DTC and FOC Control Methods for Induction Motor // Proceeding of the 14th International Scientific Comference Electric Power Engineering. 2013. Czech Republic. Kouty nad Desnou. 28–30 maijs 2013.(SKOPUS)

6. **Кокунов Ю.Ф.** Новые алгоритмы использования Т-образной схемы замещения при расчете рабочих свойств асинхронных двигателей // Научно-технические ведомости СПбГТУ. 2006. №2. С. 81–86.

7. **Кокунов Ю.Ф.** Расчет асинхронных двигателей малой мощности с короткозамкнутой обмоткой ротора // СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2011. 142 с.

8. **Свириденко И.С., Гольдберг О.Д. [и др.].** Проектирование электрических машин: Учеб. для вузов / О.Д. Гольдберг, Я.С. Гурин, И.С. Свириденко; Под ред. О.Д.Гольдберга. М.: Высш. шк., 1984. 431 с.

9. **Радин В.И., Розенкноп В.Д. [и др.].** Унифицированная серия асинхронных двигателей Интерэлектро / Под ред. В.И. Радина. М.: Энергоатомиздат, 1990. 416 с.

10. **Юферов Ф.М.** Электрические машины автоматических устройств. Учебник для вузов. М.: Высш. школа, 1976. 416 с.

REFERENCES

1. **Vazhnov A.I.** Electricheskie mashiny. [Electrical machinery] L. Energiya, 1968. 768 s. (rus.)

2. **Voldek A.I., Popov V.V.** Elektricheskiye mashiny. Mashiny peremennogo toka. [Electrical machinery. AC machine] M. — SPb.: Piter, 2007. 343 s. (rus.)

3. **Yermolin N.P.** Elektricheskiye mashiny maloy moshchnosti: Ucheb. posobiye dlya vuzov. [Electrical machines of low power] M.: Vyssh. shk., 1967. 503 s. (rus.)

4. **Gurin Ya.S., Kuznetsov B.I.** Proyektirovaniye seriy elektricheskikh mashin. [Designing a series of electrical machines]. M.: Energiya, 1978. 480 s. (rus.)

5. **Orlovskis G., Konuhova., Ketners K.** Comparison of Electromagnetic Torque Pulsations with DTC and FOC Control Methods for Induction Motor. *Proceeding of the 14th International Scientific Comference Electric Power Engineering*. 2013, Czech Republic, Kouty nad Desnou, 28–30 maijs 2013. (SKOPUS)

6. **Kokunov Yu.F.** Novyye algoritmy ispolzovaniya T-obraznoy skhemy zameshcheniya pri raschete rabochikh svoystv asinkhronnykh dvigateley. [New algorithms use T-equivalent circuit when calculating the working properties of induction motors]. *Nauchno-tekhnicheskie vedomosti SPbGTU*. 2006. № 2. S. 81–86. (rus.)

7. **Kokunov Yu.F.** Raschet asinkhronnykh dvigateley maloy moshchnosti s korotkozamknutoy obmotkoy rotora. [Calculation of asynchronous motors with low power short-circuited winding rotor]. SPb.: Izd-vo Politekhn. Universiteta, 2011. 142 s. (rus.)

8. **Sviridenko I.S., Goldberg O.D. [i dr.].** Proyektirovaniye elektricheskikh mashin: Ucheb. dlya vuzov [Design of electrical machines]/ O.D. Goldberg, Ya.S. Gurin, I.S. Sviridenko; Pod red. O.D. Goldberga / M.: Vyssh. shk. 1984. 431 s. (rus.)

9. **Radin V.I., Rozenknop V.D. [i dr.].** Unifitsirovannaya seriya asinkhronnykh dvigateley Interelektro / Pod red. V.I. Radina [Unified series of asynchronous motors Interelectro]. M.: Energoatomizdat. 1990. 416 s. (rus.)

10. **Yuferov F.M.** Elektricheskiye mashiny avtomaticheskikh ustroystv. Uchebnik dlya vuzov. [Electrical machinery automation devices]. M.: Vyssh. shkola, 1976. 416 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

КОКУНОВ Юрий Фёдорович — старший преподаватель Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: kokulina@mail.ru

AUTHOR

KOKUNOV Yuriy F. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: kokulina@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.13
УДК 621.315.35

Ю.В. Соловьев, А.И. Таджибаев, А.Н. Назарычев

МЕТОД ОЦЕНКИ СОСТОЯНИЯ ЗАЩИЩЕННЫХ ПРОВОДОВ ПРИ ЭЛЕКТРИЧЕСКОМ СТАРЕНИИ В УСЛОВИЯХ ПОВЫШЕННЫХ ЗАГРЯЗНЕНИЙ И УВЛАЖНЕНИЙ

Yu.V. Soloviev, A.I. Tadzhibaev, A.N. Nazarythev

DEVELOPMENT OF THE METHOD OF ASSESSING THE COVERED CONDUCTORS STATE DUE TO ELECTRICAL AGEING IN MOISTURE AND POLLUTION ENVIRONMENT

Обоснована практическая важность оценки технического состояния защищенных проводов в условиях электрического старения при повышенных загрязнениях и увлажнениях. Впервые проведен анализ комбинированного воздействия различных факторов на интенсивность развития трекинговой эрозии защищенных проводов, а также пластиковых элементов линейной арматуры с учетом особенностей конструкций и свойств применяемых материалов. Разработана лабораторная высоковольтная установка, описана методика проведения ускоренных испытаний на электрическое старение защищенных проводов при воздействии солевого тумана. Предложен метод оценки состояния защищенных проводов на основе измерения поверхностных токов утечки. Определен безразмерный диагностический признак, а также обоснована возможность универсального его применения в задачах оценки состояния защищенных проводов при их электрическом старении.

ЗАЩИЩЕННЫЙ ПРОВОД;ТЕХНИЧЕСКОЕ СОСТОЯНИЕ;ЗАГРЯЗНЕНИЕ;УВЛАЖНЕНИЕ;ЭЛЕКТРИЧЕСКОЕ СТАРЕНИЕ;ТОК УТЕЧКИ.

Practical importance to find the solution for the condition assessment of covered conductors due to electrical ageing under moisture and pollution effects is proved on the basis of field experience. For the first time ever the analysis of combined impacts with aspect to construction and material properties on tracking erosion of covered conductor and plastic components of OHL accessories has been performed. High voltage laboratory setup for accelerated ageing tests is performed. The detailed description of the test method is given. The technical condition assessment method based on the leakage current measurement is developed. The given diagnostic parameter provides the opportunity to its wide application within diagnostic procedures for condition assessment during electrical ageing in moisture and pollution environment.

COVERED CONDUCTOR, CONDITION ASSESSMENT, POLLUTION, MOISTURE, ELECTRICAL AGEING, LEAKAGE CURRENT.

Состояние проработки темы исследования. Накопленный в России и за рубежом опыт эксплуатации воздушных линий (ВЛ) 10–35 кВ с защищенными проводами показывает существенное влияние увлажнений и загрязнений на их техническое состояние [1–5]. Как показал проведенный анализ, существует целый ряд не исследованных до конца факторов, комплексное воздействие которых способствует ускоренному электрическому старению защищенных проводов. Необратимые процессы электрической деградации в изоляционных материалах, применяемых в конструкциях защитной оболочки, приводят к снижению как эксплуатационных свойств, так и ресурсных показателей защищенных проводов. Исследования показали, что при электрическом старении время зарождения и скорость развития дефектов в защитной оболочке проводов зависят от интенсивности воздействия увлажнений и загрязнений. В силу этого важной и актуальной задачей для эксплуатационных служб электросетевых предприятий

является обнаружение дефектов защищенных проводов на ранних стадиях развития с учетом реальных условий эксплуатации ВЛ.

Интенсивное протекание процессов трекинговой эрозии защищенных проводов при загрязнениях и увлажнениях наблюдается локально вблизи узлов их крепления к опоре ВЛ, где имеется наибольшая концентрация неоднородного электрического поля. Помимо основных эксплуатационных факторов (увлажнение, загрязнение, электрическое поле), совместное действие которых вызывает электрическую эрозию защищенных проводов, существуют и иные, способствующие формированию локальных условий для интенсивной эрозии из-за возникновения распределенной разности потенциалов на поверхности защищенного провода, именно:

1) наличие плавающего потенциала на поверхности защищенных проводов, вызывающего поверхностные электрические разряды и проводящие науглероженные дорожки;

2) разделение электрических зарядов на границе соприкосновения материалов с различными диэлектрическими проницаемостями. В частности, такое разделение зарядов возникает при креплении защищенного провода к штыревому фарфоровому изолятору (диэлектрические проницаемости сшитого полиэтилена и фарфора различаются в 3 раза);

3) наличие металлических деталей изоляционных конструкций и крепежной прокалывающей линейной арматуры. В частности, использование прокалывающих зажимов, которые находятся под потенциалом провода вместе с металлическими элементами проволочных и спиральных зажимов, применяющихся для крепления защищенного провода к штыревому изолятору и представляющих собой промежуточный электрод, создают электростатическое напряжение; оно способствует образованию токов утечки на поверхности защитной оболочки проводов и последующей эрозии материала оболочки (рис. 1, *а*). В этих условиях возможно повреждение не только защитной оболочки проводов, но и пластиковых элементов поддерживающей и сцепной линейной арматуры, разрушающихся под действием протекающих токов утечки. Отсюда следует, что задача обеспечения трекингостойкости оборудования ВЛ 10–35 кВ

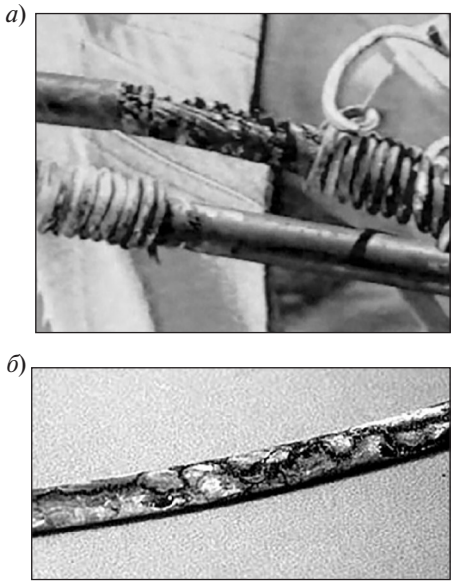


Рис. 1. Электрическая эрозия защитной оболочки провода: *а* — в области крепления с помощью металлической проволочной вязки; *б* — в области крепления к штыревому фарфорому изолятору

с защищенными проводами — комплексная и особо значимая как на этапе проектирования (при выборе совместимых между собой конструкций и материалов защищенных проводов и линейной арматуры), так и на этапе эксплуатации (при оценке их технического состояния с учетом текущей наработки, воздействия эксплуатационных факторов);

4) процентное содержание технического углерода в материале защитной оболочки. Технический углерод добавляется в полиэтилен для повышения его устойчивости к воздействию ультрафиолета. Будучи полупроводником, технический углерод повышает электропроводность материала защитной оболочки, что увеличивает вероятность развития трекинговых процессов на загрязненной и увлажненной поверхности защищенных проводов. В связи с этим на этапе проектирования при выборе типов защищенных проводов (в части показателя, определяющего процентное содержание углерода) важно учитывать степень загрязнения атмосферы в районе прохождения трассы проектируемой ВЛ. В частности, в горной местности допустимо использовать провода с защитной оболочкой с наибольшим содержанием углерода, в то время

как в условиях сильных загрязнений и увлажнений содержание углерода в материале оболочки провода должно быть минимальным. Положения российского действующего нормативно-технического документа [6], определяющего общие технические требования к изолированным и защищенным проводам, устанавливают нижнюю границу процентного содержания сажи в материале защитной изоляции проводов — 2,5 %. Однако, как показывает зарубежный опыт эксплуатации ВЛ с защищенными проводами [7, 8], содержания данного количества углерода может быть вполне достаточно для развития ускоренной эрозии защищенных проводов при эксплуатации в условиях повышенных загрязнений и увлажнений (рис. 1, *б*). Важно отметить, что процентное содержание углерода в материале защитной оболочки существенно влияет и на другие свойства поверхности проводов, в частности на величину адсорбции влаги, смачиваемость поверхности, что необходимо учитывать при эксплуатации в районах с повышенными гололедно-ветровыми нагрузками. Увеличение смачиваемости поверхности проводов при увлажнении способствуют возникновению сплошных проводящих водяных пленок и токов утечки на поверхности защищенных проводов;

5) трещины и иные дефекты защитной оболочки провода. Механические повреждения защитной оболочки могут возникать на всех стадиях жизненного цикла проводов — на этапах изготовления, хранения, транспортировки и монтажа провода, а также при эксплуатации в результате комплексного воздействия различных факторов. Данные повреждения являются следствием нарушения сплошности материала защитной оболочки провода в результате зарождения в ней и роста трещин. В условиях совместного воздействия неоднородного электрического поля, постоянных механических нагрузок, увлажнений и загрязнений в местах выхода трещины вдоль поверхности возникают разрядные процессы, приводящие к электрической эрозии и разрушению защитной оболочки провода. Важно отметить, что с ростом трещин внутри защитной оболочки происходит нарушение ее адгезии к жиле провода, что обусловлено неоднородностью пространственной сетки на границе раздела «полимерная оболочка — жила провода» при технологическом сшивании полиэтилена. При этом объем возможных структурных неоднородностей и трещинообразования в полимерном материале проводов может занимать до 40 % толщины оболочки, что весьма существенно. Локальное нарушение адгезии защитной оболочки на границе с токопроводящей жилой провода способствует появлению воздушных включений и развитию в них частичных разрядов, что также будет приводить к электрической эрозии защищенных проводов и снижению их остаточного ресурса.

Постановка задач исследования. Проведенный анализ показал: несмотря на актуальность проблемы, вопросам электрической эрозии защищенных проводов ВЛ 10–35 кВ до сих пор уделяется недостаточно внимания, что и предопределило задачи настоящего исследования, которые включают в себя поиск диагностического признака и разработку метода для оценки состояния защищенных проводов при воздействии эксплуатационных факторов, вызывающих электрическую эрозию поверхности проводов.

Описание экспериментальной установки и условий испытаний. Для проведения лабораторных испытаний защищенных проводов, в которых моделировалось бы их ускоренное электрическое старение при комплексном воздействии увлажнений и загрязнений, была разработана специальная высоковольтная установка; ее эскиз представлен на рис. 2.

Одна из особенностей предлагаемой установки заключается в возможности проведения ускоренных испытаний защищенных проводов на электрическое старение с учетом одновременного совместного воздействия основных и способствующих факторов, что позволяет смоделировать большинство возможных комбинаций и дополнительно определить вес каждого фактора в формировании процессов старения как в отдельности, так и комбинированно, что весьма важно для практических целей.

Длительное приложение напряжения к испытуемым объектам осуществляется с помощью испытательного однофазного элегазового трансформатора типа ИОГ-50, позволяющего регулировать испытательное напряжение и ток нагрузки. При этом значение испытательного напряжения остается постоянным в течение всего времени испытаний. Номинальное напря-

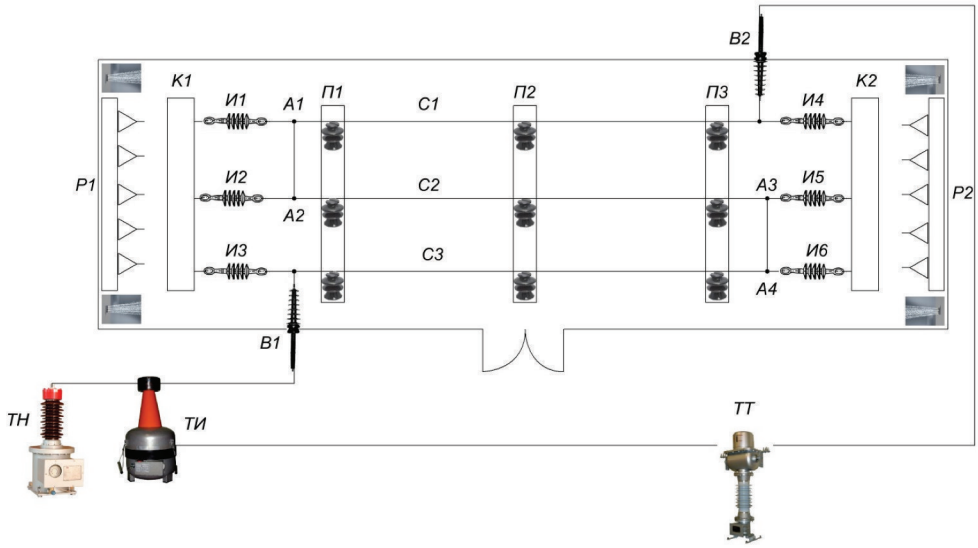


Рис. 2. Эскиз установки для проведения испытаний на ускоренное старение защищенных проводов ВЛ 10–35 кВ при комплексном воздействии увлажнений и загрязнений:

ТИ — испытательный однофазный элегазовый трансформатор типа ИОГ-50; В1, В2 — высоковольтные вводы в камеру солевого тумана; Р1, Р2 — распылители солевого тумана; К1, К2 — траверсы концевых заделок; И1–И6 — натяжные изоляционные конструкции; П1–П3 — траверсы промежуточных стоек; С1–С3 — испытуемые защищенные провода; А1А2, А3А4 — перемычки для организации пути тока; ТН — элегазовый трансформатор напряжения серии JDQXF-66; ТТ — элегазовый трансформатор тока серии ТБМО

жение обмотки низшего напряжения 220 В. Испытательные напряжения измеряются с помощью трансформатора напряжения серии JDQXF-66, включенного на стороне высокого напряжения. Методы измерения определены в [9]. Испытуемые объекты устанавливают в положениях, соответствующих их рабочему положению, при размещении их в закрытой камере солевого тумана со специальным оборудованием, которое позволяет моделировать наиболее неблагоприятные условия работы на ВЛ в прибрежных районах с учетом высокой интенсивности воздействия увлажнений и загрязнений. Солевой туман создается путем распыления в воздухе раствора поваренной соли (NaCl) в воде, в связи с чем в камере установлены распылители, посредством которых из раствора соли струей сжатого воздуха, проходящей поперек сопла, подающего раствор, создается мелкораспыленная влага (туман). Распылители устанавливаются на двух параллельных колоннах, располагаемых с противоположных сторон камеры. Испытуемые объекты до нанесения слоя загрязнения должны быть тщательно очищены от загрязнения, жиров и масел с обеспечением соответствующих мер, исключающих повреждение поверхности. В качестве основной характеристики загрязнения при испытаниях принята соленость раствора, применяемого для создания искусственного тумана. Степень солености раствора в предлагаемой методике контролируется по его удельной электрической проводимости, отнесенной к 20 °С. В качестве дополнительной характеристики, определяющей интенсивность воздействия увлажнений и загрязнений, может быть использован расход раствора на каждое туманообразующее сопло. При испытаниях интенсивность увлажнения в горизонтальной и вертикальной плоскостях составляла 1 мм/мин. Для каждого значения характеристики загрязнения проводятся испытания на отрезках проводов всех трех фаз, что достигается путем использования перемычек для формирования пути по всем фазным проводам. Поверхностная плотность загрязнения на поверхности испытуемых объектов составляла в среднем 3 мг/см^2. При испытаниях удельная электрическая проводимость распыляемого раствора соли при 20 °С составляла 202,6 мСм/см, что соответствует солености раствора 224 г/л. Общая длительность проведения испытаний составила 1000 ч. Дата начала проведения испытаний — 18 февраля 2014 года. Измеряемый ток утечки был принят за основной показатель для

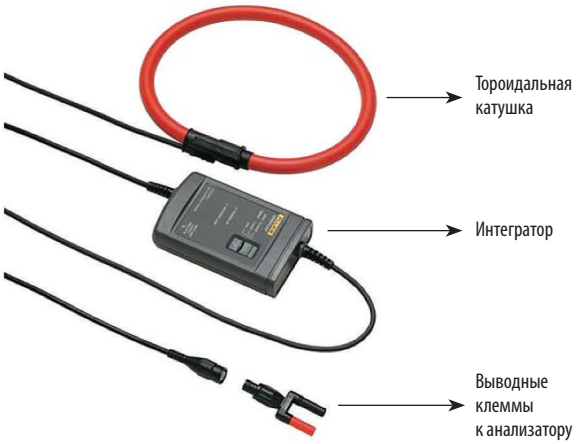


Рис. 3. Измеритель тока утечки типа FLUKE i2000flex

идентификации диагностического признака, позволяющего оценить степень электрического старения защитной оболочки проводов. Анализ ранее проведенных исследований трекингостойкости полимерных материалов, применяемых в конструкциях оборудования ВЛ высокого класса напряжений, в частности полимерных изоляторов, позволил в рамках нашей работы выбрать в качестве исследуемого отношение первой (основной) гармоники тока к третьей, которые выделены из кривой тока с использованием преобразования Фурье. Ток утечки измерялся бесконтактным способом с помощью прибора FLUKE i2000flex (рис. 3). Конструктивно прибор состоят из преобразователя, петли катушки и коаксиального кабеля, их соединяющего. Катушка намотана на тонкую пластиковую трубку и покрыта изоляционным материалом. Один конец катушки постоянно соединен с кабелем, другой имеет разъемное соединение для выполнения бесконтактных измерений тока утечки. Тороидальная катушка в виде петли имеет гибкую конструкцию. Интервал измерений составляет 1 мин с занесением информации в архив, накапливающий данные измерений за 250 циклов при рабочей частоте 50 Гц. Обработка данных измерений позволила разложить токи утечки в гармонический ряд путем применения преобразования Фурье. При этом для последующего анализа выделялись основная (первая), третья и пятая гармоники, а также рассчитывалось отношение третьей гармоники к основной.

Анализ полученных результатов и выводы. На основе данных измерений проведено сравнение полученных значений токов утечки вдоль поверхности защищенных проводов с их допустимыми значениями в условиях отсутствия повышенных загрязнений и увлажнений (когда верхнее значение тока утечки не превышает 0,3 мА, что согласуется с данными в [10]). При значениях тока утечки 2–5 мА, являющихся одновременно нижним предельным зарегистрированным значением при измерениях, наблюдалось незначительное изменение цвета поверхности защищенного провода (рис. 4). На рис. 5–7 представлена почасовая динамика изменения значений первой гармонической составляющей тока утечки по поверхности проводов за период с 18-х по 21-е сутки с момента начала проведения испытаний.

Анализ полученной зависимости выявил увеличение основной составляющей тока утечки с 6–8 мА до 10–12 мА в течение 10 часов на 18-е сутки с начала проведения испытаний, что свидетельствует о начале процессов испарения наносимой влаги на поверхность провода за счет подсушивания поверхности. Испарение влаги закономерно сопровождается некоторым снижением тока утечки с последующим увеличением, т. к. постепенно растет проводимость слоя загрязнения из-за повышения концентрации солевых отложений на поверхности защищенного провода (рис. 6).

В процессе проведения испытаний выявлены видимые признаки электрической эрозии (см. рис. 7) поверхности провода уже после 543 часов с момента начала испытаний (21-е

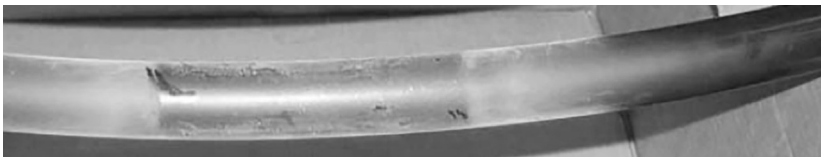


Рис. 4. «Обесцвечивание» поверхности защищенного провода как первый признак электрической эрозии

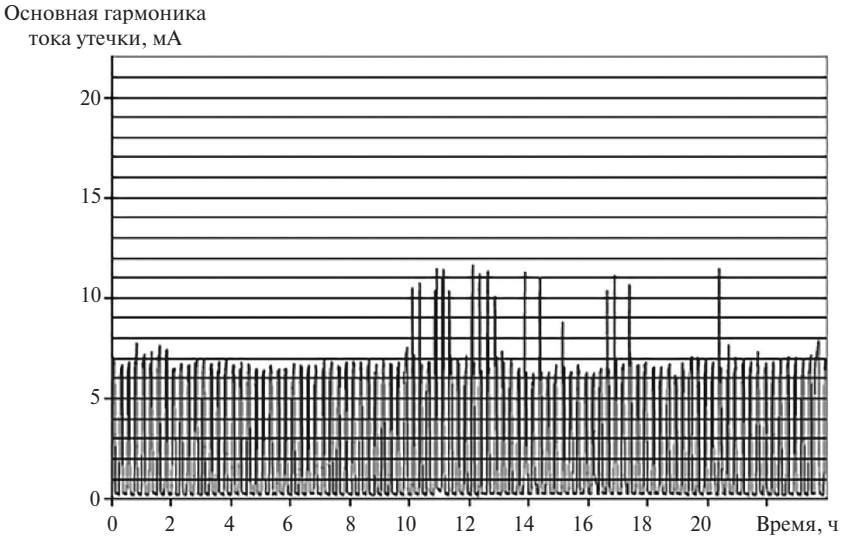


Рис. 5. Динамика изменения основной гармонической составляющей тока утечки в течение 18-х суток с момента начала проведения испытаний

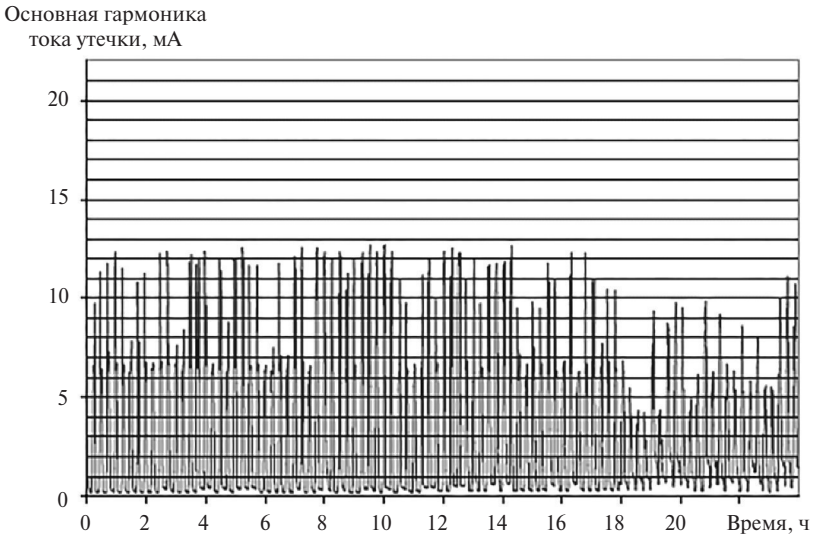


Рис. 6. Динамика изменения основной гармонической составляющей тока утечки в течение 19-х суток с момента начала проведения испытаний

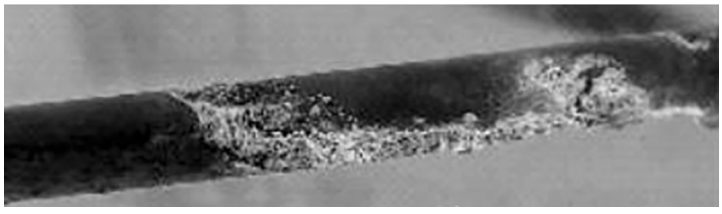


Рис. 7. Наблюдаемая эрозия поверхности защищенного провода при верхних предельных значениях зарегистрированного тока утечки

сутки), что сопровождалось явно наблюдаемым спадом величины основной составляющей тока утечки практически в 3 раза, до значений 4–5 мА (рис. 8).

В результате разложения в ряд Фурье для последующего анализа с целью определения подходящего диагностического признака были выделены третья и пятая гармонические составляющие тока утечки. Определена динамика их изменения за тот же самый промежуток времени с 18-х по 21-е сутки. Анализ полученных зависимостей показал весьма малые значения пятой гармонической составляющей тока утечки по сравнению с третьей, в связи с чем первая упомянутая был исключена из последующего рассмотрения. В результате в качестве диагностического признака, характеризующего состояния защищенных проводов при электрическом старении в условиях повышенных загрязнений и увлажнений, предложен безразмерный параметр, равный отношению третьей гармонической к основной гармонической составляющей тока утечки — I_3/I_1. Для возможности универсального использования данного параметра с учетом возможного разброса его значений в зависимости от характеристик используемого измерительного оборудования определены границы диапазонов изменения параметра, приемлемых для задач оценки технического состояния. Выделение диапазонов изменения предлагаемого параметра не ограничивает возможности его использования, а скорее позволяют выделить из полного спектра необходимую информацию, достаточную для решения задачи по оценке состояния. Основным маркером при выделении диапазонов изменения диагностического параметра выбрана частота проявления тех или иных значений из этих диапазонов при длительных испытаниях. Проведенный анализ позволил получить искомые зависимости между значениями параметра и его маркера за время испытаний (рис. 9, 10).

Предлагаемый маркер позволяет на основе известных соотношений установить вероятность появления параметра в том или ином диапазоне изменения, что в целом характеризует динамику протекания процессов электрического старения. Анализ полученных зависимостей дал возможность выявить общность в характере изменения маркера для двух рассмотренных диапазонов изменения диагностического признака, что служит обоснованием корректности его использования при решении задачи оценки состояния защищенных проводов при электрическом старении в условиях повышенных загрязнений и увлажнений.

Зафиксированное время появления видимых следов электрической эрозии поверхности

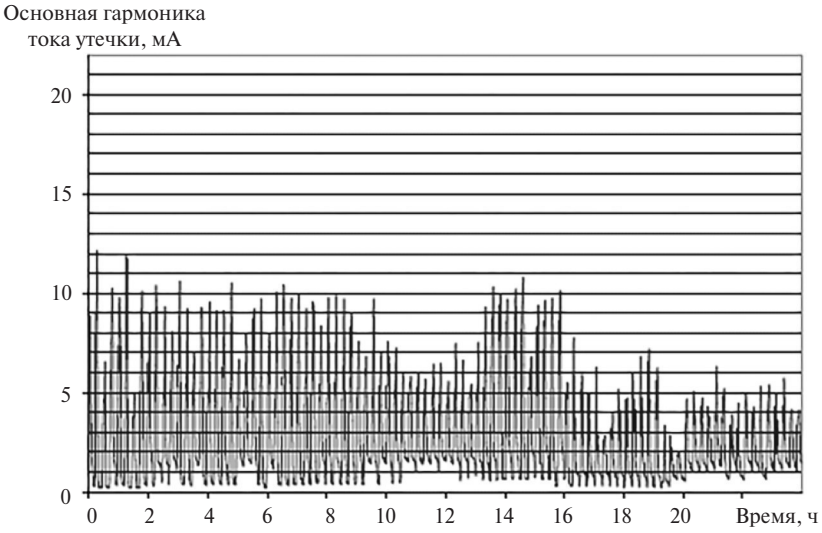


Рис. 8. Динамика изменения основной гармонической составляющей тока утечки в течение 21-х суток с момента начала проведения испытаний

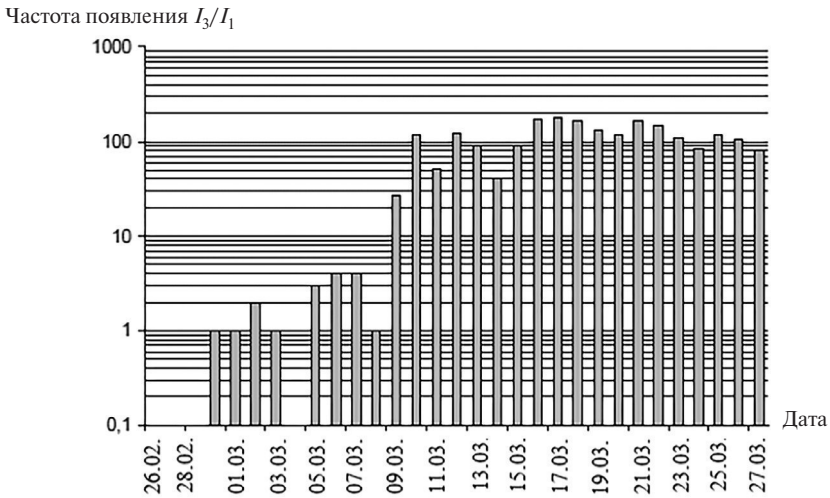


Рис. 9. Характер изменения маркера для значений параметра I_3/I_1 из диапазона [0,15–0,20] при длительных испытаниях на старение

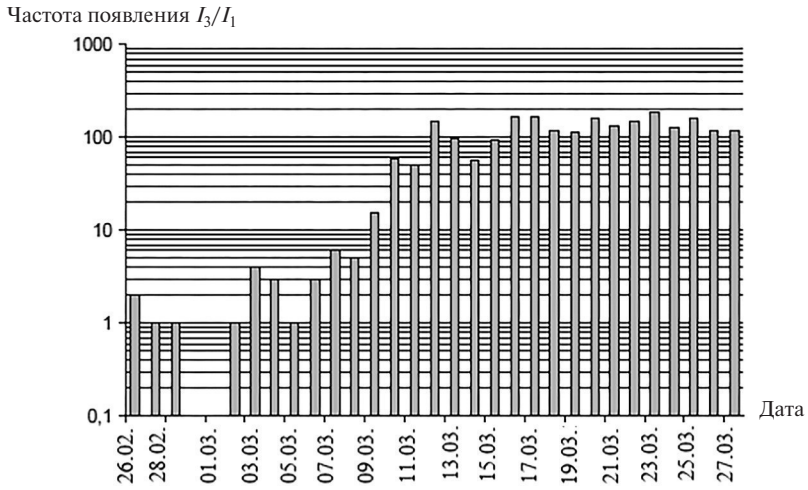


Рис. 10. Характер изменения маркера для значений параметра I_3/I_1 из диапазона [0,20–0,25] при длительных испытаниях на старение

защищенных проводов при испытаниях коррелирует с динамикой изменения маркера предлагаемого безразмерного диагностического признака, когда происходит увеличении частоты появления его значений из указанных диапазонов. Это подтверждает возможность применения предлагаемого метода для оценки состояния защищенных проводов при электрическом старении в условиях повышенных загрязнений и увлажнений.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Rokowska A.** Overhead CC lines experience in design, construction and service with reliability assessment in central Europe // Proc. of the Fourth International Covered Conductor Confrerence ICCC. Helsinki, 2000. P. 56–68.

2. **Lovrenčić V.** Slovene experience about using covered conductors (PAS system) in Medium Voltage Network // Proc. of International Conference on Electricity Distribution (CIRED 2000). Shanghai, 2000. P. 35–48.

3. **Wareing J., Ward A.** The tracking performance of 50 mm2 AMO Kraft BLX Triple compared with XLPE (3 % carbon) sheated conductor using helical fittings // EATL Report T3805. 2001. 80 p.

4. **Wareing J.** Tracking tests on new and old CC samples from Finland and Sweden // EATL. Report 5779. 2004. 75 p.

5. **Yano K., Wareing J.** The Japanese experience // EATL. Report 4373. 1997.

6. **ГОСТ 31946–2012.** Провода самонесущие изолированные и защищенные для воздушных линий электропередачи. Общие технические условия. Введ. 2014–01–01. М.: Стандартинформ, 2013. 20 с.

7. **Wald D.** The use of track resistant XLPE insulation for MV aerial cables // Proc. of Covered Conductor Seminar. Capenhurst, 1996. P. 18–27.

8. **Wald D., Campus A.** The influence of carbon black in XLPE compounds in MV aerial cables // Proc. of the 1st International Covered Conductor Confrerence ICCC. Capenhurst, 1997. P. 25–36.

9. **ГОСТ 17512.** Электрооборудование и электроустановки на напряжение 3 кВ и выше. Методы измерения при испытаниях высоким напряжением. Введ. 1984–01–01. М.: ИПК Изд-во стандартов, 1984. 23 с.

10. **Wareing J.** Covered conductor systems for distribution // EATL. Report 5925. 2005. 66 p.

REFERENCES

1. **Rokowska A.** Overhead CC lines experience in design, construction and service with reliability assessment in central Europe. *Proc. of the Fourth International Covered Conductor Confrerence ICCC*. Helsinki, 2000. P. 56–68.

2. **Lovrenčić V.** Slovene experience about using covered conductors (PAS system) in Medium Voltage Network. *Proc. of International Conference on Electricity Distribution (CIRED 2000)*. Shanghai, 2000. P. 35–48.

3. **Wareing J., Ward A.** The tracking performance of 50 mm2 AMO Kraft BLX Triple compared with XLPE (3 % carbon) sheated conductor using helical fittings. *EATL*. Report T3805. 2001. 80 p.

4. **Wareing J.** Tracking tests on new and old CC samples from Finland and Sweden. *EATL*. Report 5779, 2004. 75 p.

5. **Yano K., Wareing J.** The Japanese experience. *EATL* Report 4373. 1997.

6. **GOST 31946–2012.** Provoda samonesushchiye izolirovannyye i zashchishchennyye dlya vozdushnykh liniy elektroperedachi. Obshchiye tekhnicheskiye usloviya [State standard specification. Self-supported insulated and covered conductors for overhead lines. General technical requirements]. Vved. 2014–01–01. M.: Standartinform, 2013. 20 s. (rus.)

7. **Wald D.** The use of track resistant XLPE insulation for MV aerial cables. *Proc. of Covered Conductor Seminar*. Capenhurst, 1996. P. 18–27.

8. **Wald D., Campus A.** The influence of carbon black in XLPE compounds in MV aerial cables. *Proc. of the Ist International Covered Conductor Confrerence ICCC*. Capenhurst, 1997. P. 25–36.

9. **GOST 17512.** Elektrooborudovaniye i elektroustanovki na napryazheniye 3 kV i vyshe. Metody izmereniya pri ispytaniyakh vysokim napryazheniyem [Electric equipment and electric installations for voltages 3 kV and higher. Measurement methods on high voltage tests]. Vved. 1984–01–01. M.: IPK standartov, 1984. 23 s. (rus.)

10. **Wareing J.** Covered conductor systems for distribution. *EATL*. Report 5925. 2005. 66 p. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

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

ТАДЖИБАЕВ Алексей Ибрагимович — доктор технических наук заведующий кафедрой диагностики энергетического оборудования ФГАОУ ДПО «Петербургский энергетический институт повышения квалификации». 196135, Санкт-Петербург, Авиационная ул., 23. E-mail: iec@peipk.spb.ru

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

AUTHORS

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

TADZHIBAEV Aleksey I. — Petersburg Power Engineering Institute of professional development. 23, Aviatsionnaya st., Saint-Petersburg, 196135. E-mail: iec@peipk.spb.ru

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

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.14
УДК 621.762

А.И. Рудской, Ю.А. Соколов, В.Н. Копаев

ОСОБЕННОСТИ МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ ГРАНУЛ МЕТОДОМ PREP

A.I. Rudskoi, Yu.A. Sokolov, V.N. Kopaev

SPECIFICS OF MODELLING OF THE PROCESS OF RECEIVING GRANULES BY PREP METHOD

В статье выполнено моделирование процесса получения гранул на специализированной промышленной технологической установке. Установка оснащена камерой распыления, механизмом вращения электрода, узлом подачи газовой смеси, источником плазменного нагрева, системой водяного охлаждения стенок камеры. Использован метод вращающегося электрода с плазменным нагревом (PREP). В этом методе вращающийся электрод подается в камеру распыления, где в результате оплавления плазменной дугой на торце электрода образуется жидкая пленка металла. Разработана математическая модель процесса, включающая все технологические операции. Показано, что численное моделирование процесса охлаждения частиц распыленного металла в газовой среде позволяет прогнозировать важнейшие параметры процесса и выбирать наиболее выгодные значения параметров оборудования.

ПОРОШКОВАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ; КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ; ЭЛЕКТРОННО-ЛУЧЕВОЙ СИНТЕЗ; МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; ГРАНУЛЫ; МЕТОД PREP; ТЕПЛО- МАССОПЕРЕНОС; ГАЗОВАЯ СРЕДА.

Modeling of the process of receiving granules by using of specialized industrial technological plant is demonstrated in the article. The plant is equipped with a dispersion camera, an electrode rotation mechanism, a knot of the gas mix supply, a source of plasma heating, a system of water cooling of the camera walls. The method of the rotating electrode with plasma heating (PREP) is used. By this method the rotating electrode moves in the dispersion camera where, as a result of melting by the plasma arch, a liquid film of metal forms at an end face of the electrode. The mathematical model of the process with all the technological operations is developed. It is shown that numerical modeling of the process of cooling of the sprayed metal particles in the gas environment allows to predict the most important parameters of process and to choose the most favorable values of the equipment parameters.

POWDER METALLURGY, COMPOSITE MATERIALS, ELECTRON BEAM SYNTHESIS, MATHEMATICAL MODELLING, GRANULES, METHOD PREP, HEAT- MASS TRANSFER, GAS ENVIRONMENT.

Введение

В порошковой металлургии уже применяются или проходят апробацию в промышленности различные технологии получения готовых изделий [1–4]. Одной из наиболее перспективных является технология синтеза изделий электронным лучом (СИЭЛ) [5–7], а также формирования на таких деталях поверхностных покрытий с повышенными эксплуатационными свойствами [8, 9]. Эти методы открывают новые возможности по получению изделий из порошка различного химического состава с программируемой структурой [10]. Важная технологическая операция в этом методе — процесс получения гранул требуемых размеров, формы и химического состава [11].

Цель нашей работы — моделирование процесса получения гранул на специализированной технологической установке, оснащенной камерой распыления, механизмом вращения электрода, узлом подачи газовой смеси, источником плазменного нагрева, системой водяного охлаждения стенок камеры. Используется метод вращающегося электрода с плазменным нагревом (PREP): вращающийся электрод подается в камеру распыления, где в результате оплавления плазменной дугой на торце электрода образуется жидкая пленка металла.

Условия и методика моделирования

Особенности модели

Важным преимуществом метода PREP является получение плотных безгазовых частиц сферической формы. Механизм каплеобразования, описанный в работе [12], включает: формирование тонкой пленки расплавленного металла размером 20–50 мкм на торце электрода вследствие воздействия плазмы; движение жидкого металла к периферийной области электрода и образование венца; перетекание расплава в сформировавшиеся на венце сферические головки; отрыв частиц от венца, когда сил центробежного ускорения превышают силы поверхностного натяжения.

Описанный механизм показывает, что на первом этапе — этапе формирования частицы до момента отделения от венца — практически отсутствует ее взаимодействие с газовой средой. Следовательно, исключается получение частиц с газовыми и прочими включениями. Охлаждение и кристаллизация в смеси инертных газов происходит на втором этапе. Более того, при скоростях кристаллизации свыше 10^3–10^4 °C/с образуются частицы с мелкозернистой структурой. При переходе к более высоким скоростям охлаждения размеры элементов микроструктуры уменьшаются, что связано с изменением условий роста кристаллов.

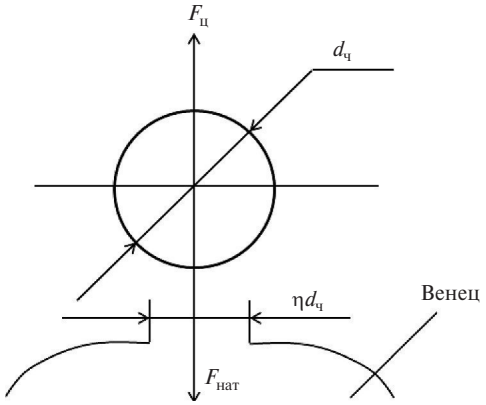


Рис. 1. Схема образования частицы в методе PREP

При отрыве частицы от венца на нее действуют две силы: удерживающая сила натяжения $F_{нат}$ на перемычке размером $\eta d_ч$(η = 0,8–1,0) и отрывающая центробежная сила $F_ц$ [12] (рис. 1). Массу частицы, оторвавшейся от венца, можно определить по следующей формуле:

$$m_ч = \pi \rho_ч d_ч^3 / 6, \quad (1)$$

где $m_ч$ — масса частицы; $\rho_ч$ — плотность частицы; $d_ч$ — диаметр частицы.

Для отрыва частицы необходимо выполнение условия

$$F_ц \geq F_{нат}. \quad (2)$$

Определим силу натяжения:

$$F_{нат} = \sigma(T)\pi\eta d_ч, \quad (3)$$

где $\sigma(T)$ — коэффициент поверхностного натяжения расплава.

Коэффициент поверхностного натяжения частицы $\sigma(T)$ равен работе, необходимой для увеличения поверхности жидкости на единицу площади при постоянной температуре. Коэффициент $\sigma(T)$ зависит от свойств расплава и охлаждаемой среды. При моделировании желательно учитывать зависимость σ от температуры, которую можно определить, пользуясь следующей формулой [13]:

$$d\sigma/dT = -B(\rho/\mu_M)^{2/3}, \quad (4)$$

где T — температура; μ_M — молекулярная масса; B — постоянная [2,1 г см^2/(с °C)].

Сила центробежного ускорения описывается формулой

$$F_ц = m_ч a_ц, \quad (5)$$

где $a_ц$ — центробежное ускорение, равное

$$a_ц = V_з^2 / R_з = 2V_з^2 / D_з, \quad (6)$$

где $R_з$, $D_з$ — радиус и диаметр заготовки; $V_з$ — линейная скорость вращающейся заготовки.

Линейная скорость вращения заготовки связана с угловой следующей зависимостью:

$$V_з = R_з\omega, \quad (7)$$

где ω — угловая скорость.

После ряда подстановок получаем

$$F_ц = \pi\rho_ч d_ч^3 R_з\omega^2/6. \quad (8)$$

Условие отрыва частицы можно представить в следующем виде:

$$\pi\rho_ч d_ч^3 R_з\omega^2/6 \geq \sigma\pi\eta d_ч, \quad (9)$$

или

$$\omega^2 \geq 6\sigma\eta/(\rho_ч d_ч^2 R_з). \quad (10)$$

Отсюда

$$\omega \geq \left(\frac{6\sigma\eta}{\rho_ч R_з}\right)^{0,5} / d_ч. \quad (11)$$

Для получения частиц диаметром $d_ч$ необходима частота вращения заготовки n, удовлетворяющая следующему неравенству:

$$n \geq 23,39\left(\frac{6\sigma\eta}{\rho_ч R_з}\right)^{0,5} / d_ч. \quad (12)$$

Таким образом, при заданной частоте вращения заготовки можно прогнозировать диаметр получаемых частиц:

$$d_ч \geq 23,39\left(\frac{6\sigma\eta}{\rho_ч R_з}\right)^{0,5} / n. \quad (13)$$

Полученные формулы (12) и (13) позволяют в зависимости от подхода определить частоту вращения заготовки при заданном диаметре или, наоборот, прогнозировать диаметр частиц при заданной частоте вращения заготовки.

Отвод тепла с поверхности летящей частицы в вакуумном пространстве осуществляется излучением, длина полета частицы при этом не зависит от ее размера и может составлять несколько метров. Более интенсивная теплопередача происходит при дополнительном конвективном охлаждении капли в потоке смеси инертных газов (аргон и гелий). В этом случае длина полета частицы, регулируемая расходом инертного газа и расположением распределителя охлаждающего газа в плавильной камере, существенно уменьшается.

В процессе охлаждения частицы теплопередача путем принудительной конвекции примерно на два порядка превосходит потери тепла за счет излучения. Важнейшими параметрами, влияющими на скорость охлаждения частицы, являются диаметр частицы, теплопроводность газа, разность температур между частицей и газом.

Средний по поверхности коэффициент α теплоотдачи от шара, обтекаемого потоком теплоносителя, можно рассчитать по формуле [14]

$$Nu = 2 + 0,03Re^{0,54}Pr^{0,33} + 0,35Re^{0,58}Pr^{0,36}, \quad (14)$$

где Re — число Рейнольдса, Nu — число Нуссельта, Pr — число Прандтля.

Число Нуссельта, определяющее интенсивность конвективного теплообмена между поверхностью частицы и потоком газа, можно представить в следующем виде [14]:

$$Nu = \alpha d_ч/\lambda, \quad (15)$$

где α — коэффициент теплоотдачи от частицы к газу, Вт/м^2/К; $d_ч$ — диаметр частицы, м; λ — коэффициент теплопроводности газовой среды, Вт/м/К.

Формула для расчета числа Прандтля имеет следующий вид [15]:

$$Pr = \nu/a, \quad (16)$$

где a, ν — коэффициенты температуропроводности и кинематической вязкости газовой смеси, м^2/с.

Для более интенсивного отвода тепла от частицы, помимо охлаждения излучением, используется конвективное охлаждение в потоке смеси инертных газов (аргон и гелий). Процентный состав смеси определяется технологией и свойствами инертных газов:

гелий имеет на порядок большую теплопроводность, чем аргон, что обеспечивает большие скорости охлаждения частиц;

аргон имеет большую плотность, чем гелий, что увеличивает время полета частицы в камере, отчасти компенсируя меньшую теплопроводность аргона, который, имея меньший потенциал ионизации, чем гелий, также обеспечивает устойчивость дугового разряда.

Исходные данные модели

Задачей моделирования является исследование скорости движения газовой смеси в камере распыления и режимов охлаждения стенок камеры.

Газовая смесь подается в камеру распыления через отверстие диаметром 140 мм, расположенное соосно с электродом (рис. 2, *а*). Через это же

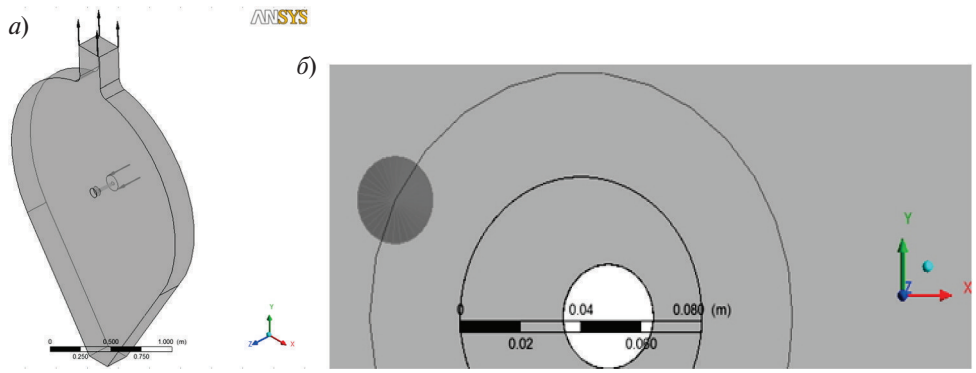


Рис. 2. Исходная геометрическая модель технологической установки для получения гранул методом PREP: *а* — отверстие для подачи газовой смеси; *б* — схема подачи факела плазмы на торец электрода

отверстие факел плазмы подается на торец электрода с эксцентриситетом 20 мм (рис. 2, *б*).

В принятой модели химический состав газовой среды составляет 90 % гелия и 10 % аргона, что обеспечивает наиболее благоприятный режим охлаждения частиц и устойчивость дугового разряда плазмы.

Принимаем следующие значения исходных параметров модели: избыточное давление в камере $P = 131723$ Па; температура плазменного факела $T_{пл} = 3000$ °C; температура электрода $T_{эл} = 1600$ °C; расход газовой смеси $Q_{газ} = 19 \cdot 10^{-3}$ м^3/с; температура газовой смеси на входе $T_{вх} = 40$ °C; зазор между плазматроном и электродом $\Delta = 20$ мм; диаметр факела плазмы $D_{пл} = 30$ мм; частота вращения электрода $n = 15000$ об/мин.

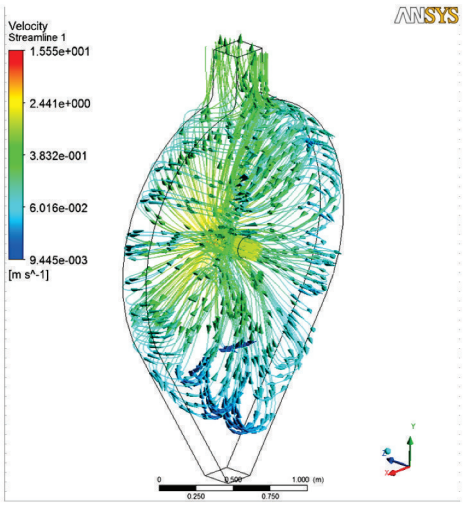


Рис. 3. Поле скоростей газовой смеси в камере распыления по методу PREP

В основу решения задачи в рамках программного комплекса ANSYS CFX положен алгоритм, суть которого заключается в раздельном решении для каждой степени свободы (температура, давление, скорость) системы матриц, полученных конечно-элементной дискретизацией системы дифференциальных уравнений [16, 17]. Цель расчета — получить распределения температуры, давления, скорости в процессе полета частицы. Предполагается, что теплообмен между поверхностью частицы и газом осуществляется путем конвекции и лучистым переносом. Частица сферической формы, обладающая высокой начальной скоростью, двигается в газовой среде.

Результаты численного моделирования

Математическая модель процесса получения гранул методом PREP имеет важное прикладное значение, так как позволяет анализировать процесс при различных значениях исходных данных. Поле скоростей газовой смеси в камере распыления представлено на рис. 3.

Распределение коэффициентов теплоотдачи от источников тепла к газовой смеси около поверхности электрода и в области стенки камеры распыления во время процесса охлаждения частиц приведено соответственно на рис. 4, *а* и рис. 4, *б*.

Скорость охлаждения при кристаллизации частиц определяет структурные параметры гранулы — величину зерна, расстояние между ветвями дендритов, величину частиц вторичных фаз [12]. Знание скорости охлаждения помогает выбирать оптимальные значения конструктивных параметров специализированного оборудования (диаметр камеры распыления, расположение

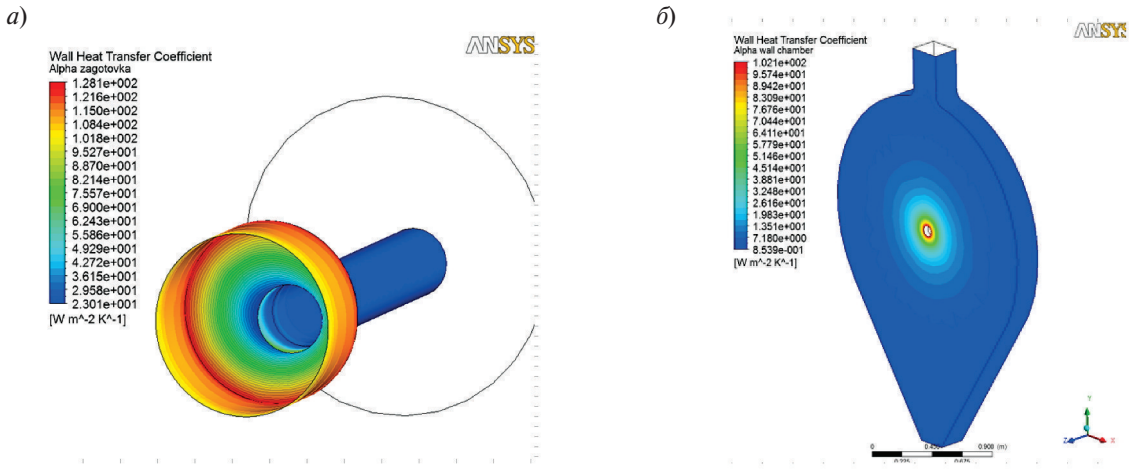


Рис. 4. Распределение коэффициентов теплоотдачи около поверхности электрода (*а*) и в области стенки камеры распыления (*б*)

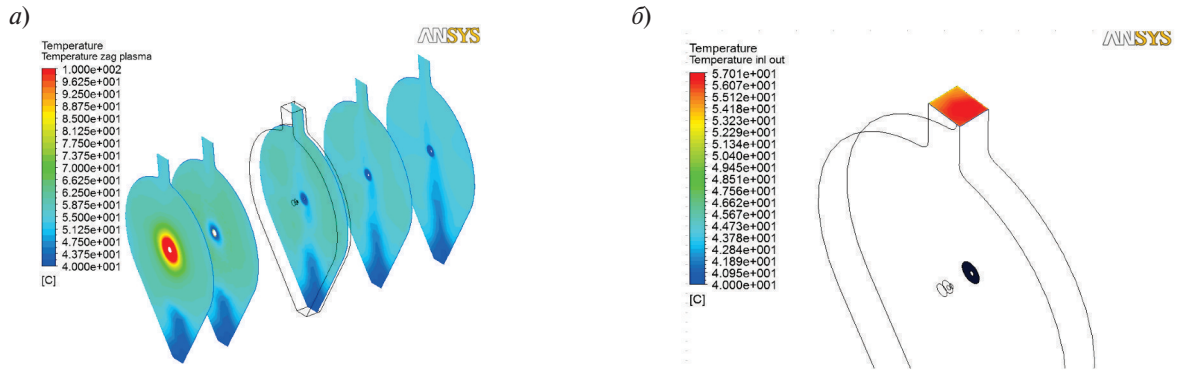


Рис. 5. Температурное поле в камере распыления (*а*) и выходном патрубке газовой смеси (*б*)

спреера для организации дополнительного конвективного охлаждения, диаметр форсунок и проч.), а также химический состав и температуру газовой смеси на входе, определяемую мощностью холодильного агрегата.

Температурное поле в камере распыления приведено на рис. 5, *а*, на выходном патрубке газа — на рис. 5, *б*.

Разработанная численная математическая модель позволяет прогнозировать важнейшие параметры процесса получения гранул методом PREP: поле скоростей газовой смеси; распределение коэффициентов теплоотдачи от источников тепла к газовой смеси; температурное поле газовой смеси.

Выводы

Разработана математическая модель, позволяющая конструкторам промышленного оборудования и технологам принимать обоснованные решения при назначении геометрических размеров на этапе проектирования специализированного технологического оборудования и выбирать оптимальный режим охлаждения стенок камеры распыления при получении гранул методом вращающегося электрода с плазменным нагревом (PREP).

На основе расчета технологических параметров (температура, скорость газовой смеси) процесса получения гранул методом PREP можно обосновывать введение в конструкцию технологических установок дополнительных устройств охлаждения частиц с целью получения необходимой структуры и свойств гранул.

Численное моделирование процесса охлаждения частиц распыленного металла в газовой среде позволяет прогнозировать и рассчитывать важнейшие параметры технологического процесса получения гранул методом PREP и выбирать наиболее выгодные для промышленной реализации значения параметров оборудования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Либенсон Г.А., Лопатин В.Ю., Комарницкий Г.В.** Процессы порошковой металлургии. В 2-х томах. Т. 1. Производство металлических порошков. М.: Изд-во МИСИС, 2001. 368 с.

2. **Либенсон Г.А., Лопатин В.Ю., Комарницкий Г.В.** Процессы порошковой металлургии. В 2-х томах. Т.2. Формование и спекание. М.: Изд-во МИСИС, 2002. 320 с.

3. **Герман Рендалл М.** Порошковая металлургия от А до Я. Учебно-справочное руководство / Пер. с англ. О.В. Падалко и Г.А. Либенсон. М.: ИД Интеллект, 2009. 336 с.

4. **Кокорин В.Н., Рудской А.И., Филимонов В.И., Булыжев Е.М., Кондратьев С.Ю.** Теория и практика процесса прессования гетерофазных увлажненных механических смесей на основе железа. Ульяновск: Изд-во УлГТУ, 2012. 236 с.

5. **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.

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. **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. № 3 (178). С. 148–155.

8. **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. August 2012. Vol. 26, № 8. P. 629–632.

9. **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.

10. **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.

11. **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.

12. **Мусиенко В.Т.** Закономерности образования гранул при центробежном распылении вращающейся заготовки. В кн.: Металлургия гранул. М.: Изд-во ВИЛС, 1983. Вып. 1. С. 41–48.

13. Таблицы физических величин. Справочник / Под ред. И.К. Кикоина. М.: Атомиздат, 1976. 1008 с.

14. **Орлов В.К.** К расчету скоростей охлаждения капель распыленного металла в газовой среде. В кн.: Металлургия гранул. М.: Изд-во ВИЛС, 1983. Вып. 1. С. 67–77.

15. **Ландау Л.Д., Лифшиц Б.М.** Гидродинамика. Теоретическая физика: Т. VI: М.: Наука, 1986. 736 с.

16. ANSYS Basic Analysis Procedures Guide: ANSYS Realise 5.6 / ANSYS Inc, 1998.

17. **Каплун А.Б., Морозов Е.М., Олферьева М.А.** ANSYS в руках инженера: практическое руководство. М.: Едиториал УРСС, 2003. 272 с.

REFERENCES

1. **Libenson G.A., Lopatin V.Iu., Komarnitskii G.V.** Protsessy poroshkovoy metallurgii [Powder metallurgy process]. V 2-kh tomakh. T. 1. Proizvodstvo metallicheskikh poroshkov. M.: MISIS, 2001. 368 s. (rus.)

2. **Libenson G.A., Lopatin V.Iu., Komarnitskiy G.V.** Protsessy poroshkovoy metallurgii [Powder metallurgy process]. V 2-kh tomakh. T.2. Formovaniye i spekaniye. Moskva: MISIS, 2002. 320 s. (rus.)

3. **German Rendall M.** Poroshkovaya metallurgiya ot A do Ya [Powder metallurgy from A to Z]. Uchebno-spravochnoye rukovodstvo / Per. s angl. O.V. Padalko i G.A. Libenson. Moskva: ID Intellekt, 2009. 336 s. (rus.)

4. **Kokorin V.N., Rudskoy A.I., Filimonov V.I., Bulyzhev Ie.M., Kondratyev S.Iu.** Teoriya i praktika protsessa pressovaniya geterofaznykh uvlazhnennykh mekhanicheskikh smesey na osnove zheleza [Theory and practice of pressing process heterophase moist mechanical mixtures based on iron]. Ulyanovsk: UlGTU, 2012. 236 s. (rus.)

5. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Iu, Kokorin V.N.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh poroshkovykh metallicheskikh smesey dlya povysheniya kachestva vysokoplotnykh zagotovok s ispolzovaniyem metoda intensivnogo uplotneniya [Pressing heterophase moist powder metal mixtures to improve the quality of high density articles using the method of intensive compaction]. *Spravochnik. Inzhenernyy zhurnal.* 2011. № 6. S. 12–16. (rus.)

6. **Rudskoy A.I., Kokorin V.N., Kondratyev S.Iu., Filimonov V.I., Kokorin A.V.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh zheleznykh poroshkov pri ispolzovanii metoda intensivnogo uplotneniya [Pressing heterophase moist iron powders using the method of intensive compaction]. *Naukoyemkiye tekhnologii v mashinostroyenii*. 2013. № 5 (23). S. 13–20. (rus.)

7. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Iu., Kokorin V.N., Sizov N.A.** Issledovaniye protsessa uplotneniya pri ultrazvukovom vozdeystvii na uvlazhnennuyu poroshkovuyu sredu [Study the compaction process ultrasonic treatment on damp powder environment]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. № 3 (178). S. 148–155. (rus.)

8. **Kondrat'ev S.Iu., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimization of the parameters of the surface-hardened layer in laser quenching of components. *Welding International*. August 2012. Vol. 26, № 8. S. 629–632. (rus.)

9. **Kondratyev S.Iu., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimizatsiya parametrov poverkhnostno-uprochnennogo sloya pri lazernoy zakalke detaley [Optimization of parameters of surface-hardened layer in the laser hardening components]. *Svarochnoye proizvodstvo*. 2011. № 3. S. 11–15. (rus.)

10. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Iu., Sokolov Iu.A.** Tekhnologiya posloynogo elektronno-luchevogo sinteza poroshkovykh izdeliy v vakuume [Technology layered electron-beam synthesis of powder products in vacuum. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2014. № 8. S. 40–45. (rus.)

11. **Kondratyev S.Iu., Sokolov Yu.A., Kopayev V.N.** Issledovaniye dvizheniya rasplavlennoy granuly po poverkhnosti formiruyemogo izdeliya v protsesse elektronno-luchevogo sinteza izdeliy. [Motion Study melt granules formed on the surface of the product in the process of electron-beam synthesis products]. *Metalloobrabotka*. 2014. № 1 (79). S. 27–31. (rus.)

12. **Musiyenko V.T.** Zakonomernosti obrazovaniya granul pri tsentrobezhnom raspylenii vrashchayushcheysya zagotovki [Of the formation of granules at a centrifugal spray rotating workpiece]. *Metallurgiya granul*. Vyp. 1. M.: Izd-vo VILS, 1983. S. 41–48. (rus.)

13. Tablitsy fizicheskikh velichin [Tables of physical quantities. Directory]: Spravochnik / Pod red. I.K. Kikoina. M.: Atomizdat, 1976. 1008 s. (rus.)

14. **Orlov V.K.** K raschetu skorostey okhlazhdeniya kapel raspylennogo metalla v gazovoy srede [Calculation of cooling rates atomized metal droplets in a gas medium]. *Metallurgiya granul*. Vyp. 1. M.: Izd-vo VILS, 1983. S. 67–77. (rus.)

15. **Landau L.D., Lifshits B.M.** Gidrodinamika. Teoreticheskaya fizika [Hydrodynamics. Theoretical physics]. T. VI. M.: Nauka, 1986. 736 s. (rus.)

16. ANSYS Basic Analysis Procedures Guide / ANSYS Realise 5.6 / ANSYS Inc, 1998. (rus.)

17. **Kaplun A.B., Morozov Ye.M., Olferyeva M.A.** ANSYS v rukakh inzhenera: prakticheskoye rukovodstvo [ANSYS in the hands of the engineer: a practical guide]. M.: Yeditorial URSS, 2003. 272 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

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

СОКОЛОВ Юрий Алексеевич — кандидат технических наук главный конструктор ООО «НТК Электромеханика». 172386, ул. Заводское шоссе, 2, г. Ржев, Россия. E-mail: s5577@inbox.ru

КОПАЕВ Владимир Николаевич — ведущий инженер, ООО «НТК Электромеханика». 172386, ул. Заводское шоссе, 2, г. Ржев, Россия. E-mail: vkopaev_ela@mail.ru

AUTHORS

RUDSKOI Andrey I. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: rector@spbstu.ru

SOKOLOV Yuri A. — «Electromechanica». 2, Zavodskoe shosse, Rzhev city Tver region, Russia, 172386. E-mail: s5577@inbox.ru

KOPAEV Vladimir N. «Electromechanica». 2, Zavodskoe shosse, Rzhev city Tver region, Russia, 172386. E-mail: vkopaev_ela@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.15
УДК 669.1.017:621.78:620.18

В.И. Горынин, В.И. Стольный,
М.И. Оленин, Т.С. Цветкова

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА КАЧЕСТВО ЛИСТОВЫХ ЗАГОТОВОК ИЗ СТАЛИ 10Х15Н9С3Б1-Ш (ЭП302-Ш)

V.I. Gorynin, V.I. Stolniy,
M.I. Olenin, T.S. Cvetkova

INFLUENCE OF TECHNOLOGY FACTORS ON THE QUALITY OF SHEET PREPARATIONS FROM 10CR15NI9SI3NB1-SH (EP302-SH) STEEL

Разработана новая технология горячей пластической деформации и термической обработки листового проката толщиной от 20 до 200 мм из стали марки 10Х15Н9С3Б1-Ш (ЭП302-Ш). Пояснена актуальность повышения качества листовых заготовок из стали ЭП302-Ш, применяемой в атомном энергомашиностроении. Изучены структура и свойства стали на разных стадиях технологического процесса изготовления заготовок. Предложенная технология термической обработки с прокатного нагрева листового проката толщиной от 20 до 120 мм из стали 10Х15Н9С3Б1-Ш позволяет исключить из технологического процесса стадию термической обработки в печах, что повышает прочностные свойства, снижает стоимость заготовок, расход энергоносителей и благоприятно влияет на окружающую среду.

ЛИСТОВОЙ ПРОКАТ; СТАЛЬ; МИКРОСТРУКТУРА; МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА; ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА.

The new technology of hot plastic deformation and heat treatment of sheet hire from 20 to 200 mm thick from steel 10Cr15Ni9Si3Nb1-SH (EP302-SH) is developed. Relevance of improvement of the quality of sheet preparations from the EP302-SH steel applied in nuclear power plant engineering is shown. The structure and mechanical properties of steel at different stages of technological process of production of preparations are studied. It is shown that the offered technology of heat treatment from rolling heating of sheet hire from 20 to 120 mm thick from steel 10H15N9S3B1-SH allows to exclude from the technological process a stage of heat treatment in furnaces that increases strength properties, reduces the cost of preparations, the expense of energy carriers, favorably influencing the environment.

SHEET HIRE, STEEL, MICROSTRUCTURE, MECHANICAL PROPERTIES, HEAT TREATMENT.

Введение

Потребление электрической энергии увеличивается опережающими темпами по сравнению с другими видами энергии. Основными источниками получения электрической энергии являются тепловые электростанции, работающие на углеводородах, гидроэлектростанции и атомные энергетические установки (АЭУ).

При эксплуатации АЭУ с реакторами разного типа — ВВЭР и на быстрых нейтронах — можно осуществить замкнутый цикл использования ядерного топлива с заметным уменьшением количества ядерных отходов высокой активности. К тому же на АЭУ, в которых для поддержания цепных реакций деления ядер используются быстрые нейтроны, как правило в качестве охлаждающей среды используется свинец и его сплавы, что позволяет повысить температуру пара и КПД установки. Накоплен опыт строительства и эксплуатации АЭУ, где в качестве теплоносителя используется жидкий натрий, к перспективным относятся АЭУ с использованием жидкого свин-

ца или сплава свинца с висмутом. Использование в качестве теплоносителя свинца и его сплавов позволяет повысить рабочие температуры до 500–550 °С. Благодаря высокой температуре кипения, инертности по отношению к воде и воздуху, низкому запасу потенциальной энергии разогретого теплоносителя, в таких АЭУ практически исключены аварии, которые могут возникнуть на ВВЭР и установках с натриевым теплоносителем (БН-600, БН-350 и т. д.).

Разработаны конструкции установок АЭУ с жидкометаллическим теплоносителем на основе свинца, пригодные для промышленной эксплуатации (БРЕСТ-300, СВБР-100).

Перспективным материалом для изготовления конструкций АЭУ с жидкометаллическим теплоносителем на основе свинца является сталь аустенитного класса марки 10Х15Н9С3Б1 (ЭП302), содержащая в структуре до 10 % об. δ-феррита. Коррозионная стойкость стали марки 10Х15Н9С3Б1 при контакте с жидкометаллическим теплоносителем на основе свинца с заданным содержанием кислорода обусловлена образованием на поверхности окисных пленок с повышенным содержанием хрома и кремния, которые практически не растворяются в теплоносителе при рабочих температурах до 550 °С. Опыт использования данной марки стали в транспортных АЭУ показал ее высокую надежность в эксплуатации [1]. Накоплен опыт изготовления проката для транспортных установок АЭУ с жидкометаллическим теплоносителем из слитков развесом только до 3 т. В то же время для изготовления конструкций перспективных стационарных АЭУ на быстрых нейтронах с теплоносителем на основе свинца требуется листовой прокат толщиной 20–200 мм. Для изготовления такого проката требуются слитки развесом до 30 т.

Необходимо учитывать, что с увеличением развеса слитков увеличивается химическая неоднородность по объему слитка и снижается качество полуфабрикатов. В связи с этим требуется разработка технологий, обеспечивающих получение проката заданной толщины и требуемого качества.

Целью нашей работы — разработка технологии изготовления листового проката из стали марки 10Х15Н9С3Б1 толщиной от 20 до 200 мм шириной до 2300 мм и длиной до 8000 мм из слитков массой до 30 т.

Методика и материалы исследования

В соответствии с требованиями конструкторской документации для обеспечения свариваемости и эксплуатационной надежности содержание ферритной фазы должно составлять 2–10 % объемн. [2, 3].

По диаграмме Шеффлера было рассчитано содержание элементов, необходимое для получения заготовок с ферритной фазой около 2 %, на основании чего определили требуемый химический состав и выплавили металл для выполнения работы. Фактический химический (плавочный) состав исследованной стали 10Х15Н9С3Б1-Ш(ЭП302-Ш), %, следующий:

C	0,09
Mn	0,62
P	0,011
S	0,003
Cr	15,12
Ni	8,72
Nb	0,85
Si	2,61

Металлографические исследования стали 10Х15Н9С3Б1-Ш проводили путем изготовления и травления микрошлифов, полученных из образцов после испытаний на ударный изгиб с использованием комплексной лаборатории пробоподготовки фирмы АТМ. Для выявления микроструктуры применялось электрохимическое травление шлифов в 10 %-м водном растворе щавелевой кислоты. Для металлографических исследований применяли световой металлографический микроскоп UNIMET SERIESMR, оснащенный цифровой камерой EPSON 3100Z. Величину зерна оценивали по ГОСТ 5639–82.

Определение механических свойств и ударной вязкости проводили на металле в состояниях после аустенизации и аустенизации с последующим тепловым старением при температуре 750 °С с выдержкой 1 час по стандартным методикам [4]. Ударную вязкость (KCV^{+20}) стали определяли на образцах II типа по ГОСТ 9454–78 при температуре плюс 20 °С. Вырезку проб и образцов для механических испытаний осуществляли по ГОСТ 7564–97. Определение механических свойств при растяжении проводили на пяти кратных стандартных образцах при температуре + 20 °С по ГОСТ 1497–84, а при повышенной температуре (+ 550 °С) по ГОСТ 9651–84.

Результаты эксперимeтальных исследований

Для получения металла повышенной чистоты сталь была подвергнута электрошлаковому переплаву. После выплавки в электродуговой печи отливали кузнечные восьмигранные слитки. Для получения электродов цилиндрической формы слитки подвергались механической обработке. После электрошлакового переплава были получены слитки диаметром 1100 и 1300 мм массой соответственно18 и 30 т.

Слитки ЭШП по сравнению со слитками, отлитыми в изложницы, имеют более развитую дендритную структуру в приповерхностных слоях из-за ускоренного теплоотвода водоохлаждаемыми стенками кристаллизатора. При этом в приповерхностных слоях за счет зональной ликвации обнаруживается повышенное количество δ-феррита. Стали, имеющие двухфазную структуру как при комнатной температуре, так и при температуре горячей деформации, характеризуются пониженной пластичностью по сравнению со сталями в однофазном состоянии [5–11]. Аустенитная и ферритная фазы в отдельности обладают достаточно высокими пластическими свойствами при повышенных температурах, что способствует деформируемости слитков и заготовок. Однако при горячей деформации стали, в которой присутствуют обе структурные составляющие одновременно, деформация проходит главным образом за счет фазы с меньшим сопротивлением деформации (в данном случае за счет ферритной фазы). Поэтому ферритная фаза подвергается более значительным локальным деформациям и перенапряжениям, чем аустенитная, в результате чего происходит локальное разрушение частиц δ-феррита в объеме деформируемого тела. Эти очаги разрушения развиваются и далее, но уже и за счет другой фазы.

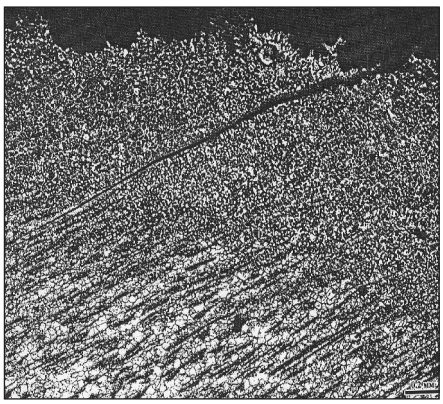


Рис. 1. Распределение δ-феррита по глубине подповерхностной зоны листа из стали 10Х18Н10Т (×50)

При таком исчерпании пластичности, как правило, материал разрушается по составляющим ферритной фазы или по границам раздела двух структурных составляющих. Более низкие прочностные свойства феррита особенно при одноосных или двухосных растягивающих напряжениях могут приводить к образованию дефектов в виде трещин по линии границы между δ-ферритом и аустенитом.

В то же время возможность образования разрывов неодинакова и для разных частей слитка, так как количества δ-феррита в дендритах и прослойках между ними сильно различаются [12].

Ферритная составляющая в аустенитно-ферритной стали при высоких температурах менее прочна, и в процессе горячей пластической деформации при наличии растягивающих напряжений могут образоваться дефекты в виде трещин по линии раздела между дендритами.

Так как механизм образования дефектов при горячей деформации одинаков для всех марок аустенитно-ферритных коррозионностойких сталей, для иллюстрации использованы данные металлографических исследований, выполненных на листах стали марки 10Х18Н10Т (рис. 1).

На микрошлифе видно, что содержание ферритной фазы возрастает в поверхностных слоях, при этом образование дефектов идет по ферритной фазе.

Систематических исследований по распределению содержания ферритной фазы в сечении слитков массой 10 т и выше, а также в заготовках, отлитых на установках полунепрерывной разливки, для стали марки 10Х15Н9С3Б1-Ш (ЭП302-Ш) до сих пор не проводили. Поэтому отсутствие данных по характеру распределения ферритной фазы по объему слитков, разлитых в изложницы, непрерывнолитых слябов, а также слитков ЭШП и ВДП не позволяет прогнозировать появление на заготовках в процессе горячей пластической деформации дефектов, которые зачастую не совпадают с общепринятыми представлениями о пластичности.

Механизм образования дефектов при горячей деформации в двухфазных сталях одинаков для всех марок стали и зависит только от фактического содержания ферритной фазы по сечению заготовки.

Дефекты на заготовках в процессе горячей деформации, как правило, образуются в зонах с повышенным уровнем растягивающих напряжений. Схема образования таких дефектов приведена на рис. 2.

Одним из важных этапов технологического процесса изготовления крупногабаритных листов является ковка цилиндрических слитков ЭШП стали марки 10Х15Н9С3Б1-Ш (ЭП302-Ш) диаметром 1100 мм (18 т) и 1300 мм (30 т) в брамы размерами $700^{+50}\times900-1400\times3000^{+500}$ мм, которые используются в качестве заготовок для прокатки листов.

Ковка производилась в плоских бойках на прессах усилием 3200 тс и 12000 тс. Температурный интервал ковки был 1200–900 °С.

При ковке на поверхности брам было отмечено образование продольных и поперечных трещин (рис. 3). Расположение трещин аналогично представленному на рис. 2 и совпадает с распределением дендритов в слитке и направлением растягивающих напряжений, возникающих при ковке цилиндрических заготовок в плоских бойках. Как правило, зонами концентрации напряжений в листах при изменении формы брамы являются переходы боковых граней к плоскости.

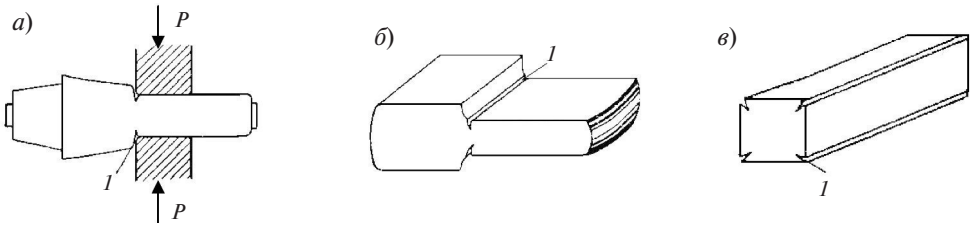


Рис. 2. Схема образования поперечных (*а*, *б*) и продольных (*в*) дефектов типа трещин (*1*) при ковке слитков из сталей с ферритной фазой

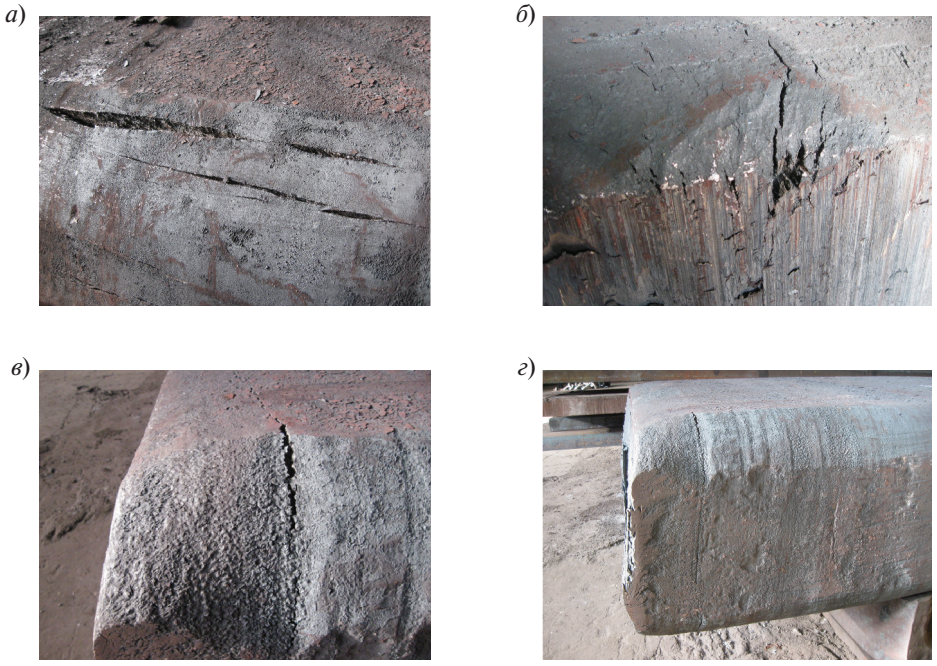


Рис. 3. Вид дефектов на поверхности брамы: *а* — продольные трещины на кромках; *б* — трещины на торце; *в* — трещины в зоне перехода от торца к поверхности; *г* — поперечная трещина

Отметим, что на браме, откованной из слитка ЭШП диаметром 1300 мм, дефектов образовалось значительно больше, чем на браме, полученной ковкой слитка ЭШП диаметром 1100 мм.

Глубина трещин на браме, откованной из слитка диаметром 1100 мм, не превышала 30 мм, а на браме, откованной из слитка диаметром 1300 мм, доходила до 70 мм.

Следует также отметить, что при ковке аналогичных цилиндрических заготовок на круг в комбинированных бойках, где схема деформации близка к напряженному состоянию всестороннего сжатия, образовывалось значительно меньше трещин.

Прокатка и термическая обработка листов толщиной от 20 до 200 мм

Для получения листов с качественной поверхностью все поверхностные дефекты брам были выбраны перед посадкой на нагрев механическим путем на глубину от 30 до 50 мм. Более глубокие единичные дефекты были удалены местной зачисткой. Таким образом, полностью были удалены слои с повышенным содержанием ферритной фазы.

В связи с тем, что условия нагрева под прокатку для сталей различных структурных классов могут отличаться иногда существенно, то их для удобства разделяют на группы по нагреву* (по методике завода ОМЗ «Спецсталь»):

Группа I

Ст.3сп, Ст.10 — Ст.20, 20К, 22К, 22К-Ш, 22К-ВД

Группа II

10Х2М, 10Х2М1ФБ, 10Х2М1ФБ-ВД;

16ГНМА;

09Г2С, 15ГС;

10Г2НМФА, 10ГН2МФА, 15Х2НМФА, 12Х2МФА — 25Х2МФА;

25Х3МФА, 12ХМ, 12МХ, 15Х2НМ1ФА;

15Х3НМФА;

10ХСНД, 15ХСНД

Группа III

08Х18Н10Т, 12Х18Н10Т, 10Х18Н9, 03Х16Н9М2;

10Х17Н13М2Т, 10Х17Н13М3Т, 08Х16Н11М3

Группа IV

06Х12Н3Д

Группа V

08Х13

Деление на группы обусловлено главным образом тем, что вес садки печи составляет ~ 200 т, и зачастую не удается набрать на полную садку заготовок одной марки стали.

Сталь марки 10Х15Н9С3Б1-Ш (ЭП302-Ш) по режимам нагрева была отнесена к III группе. В III группу включены все стали аустенитно-ферритного класса с содержанием δ-феррита в структуре от 1 до 10 % объемн., что совпадает с классификацией ГОСТ 5632–72.

Нагрев брам перед прокаткой проводили до температуры (1250±10) °С с выдержкой в течение 13–15 часов в камерной газовой печи с выкатным подом совместно с заготовками других марок стали 3-й группы.

Прокатка механически обработанных брам в листы прошла удовлетворительно, получены листы практически без поверхностных дефектов.

После прокатки листы были подвергнуты термической обработке.

Термическая обработка стали аустенитного класса производится по режиму: нагрев до температуры 1050–1080 °С; охлаждение в воде или на воздухе.

Современные прокатные станы имеют в своем составе оборудование для термической обработки заготовок в потоке стана.

Для получения сравнительных данных по влиянию режимов термической обработки была проведена термическая обработка листов толщиной от 20 до 120 мм с прокатного нагрева и листов толщиной 200 мм по классической схеме.

Термическая обработка листового проката толщиной 20, 50 и 120 мм в потоке стана «5000» проводилась по следующей технологии: прокатка заготовок до заданных размеров; охлаждение заготовок в спрейерной установке до температуры менее 100 °С и далее на воздухе.

Термическая обработка листового проката толщиной 200 мм осуществлялась по следующей технологии: охлаждение после прокатки до температуры окружающей среды; нагрев в термической печи до температуры 1050–1080 °С; выдержка при данной температуре 2,0–2,2 мин/мм; охлаждение на воздухе.

Механические испытания металла проводили после аустенизации и термического старения на поперечных образцах, изготовленных из проб, отобранных с обеих сторон каждого листа. Термическое старение при температуре 750 °С

* *Примечание:* классификация групп марок сталей по нагреву заготовок приведена вне зависимости от способа выплавки и степени чистоты металла по примесям.

с выдержкой 1 час выполнялось с целью оценки стабильности стали при длительной эксплуатации при температуре 500–550 °С.

Следует отметить, что для материалов, используемых в атомной энергетике, референтными являются значения ударной вязкости образцов с острым надрезом (KCV). В связи с этим определяли, наряду с механическими свойствами, ударную вязкость на образцах с острым надрезом.

Результаты определения прочностных характеристик после термической обработки и повторных нагревов приведены на рис. 4 и 5. Результаты определения пластических свойств представлены на рис. 6 и 7. Результаты определения ударной вязкости после термической обработки и теплового старения приведены на рис. 8.

Анализ представленных на рис. 4–7 результатов испытаний механических свойств листовых заготовок при комнатной температуре показал:

условный предел текучести образцов, вырезанных из листового проката толщиной 20–120 мм, различается не более чем на 16 %;

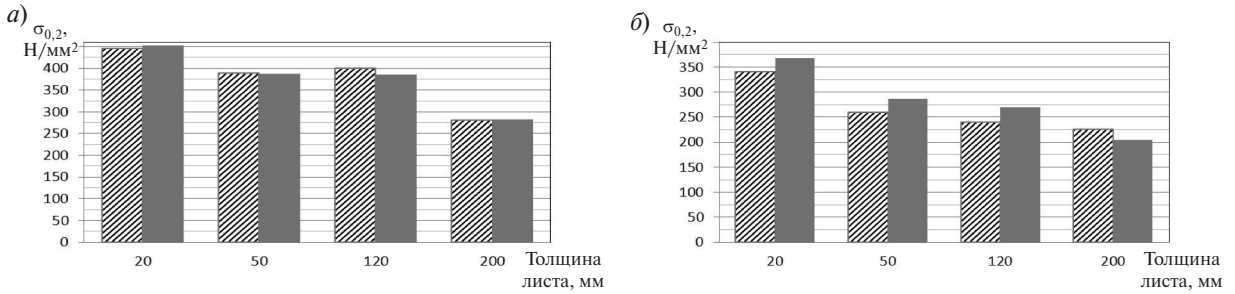


Рис. 4. Влияние повторных нагревов на условный предел текучести:

▨ — аустенизация; ■ — аустенизация + тепловое старение (*а* — испытание при 20 °С; *б* — при 550 °С)

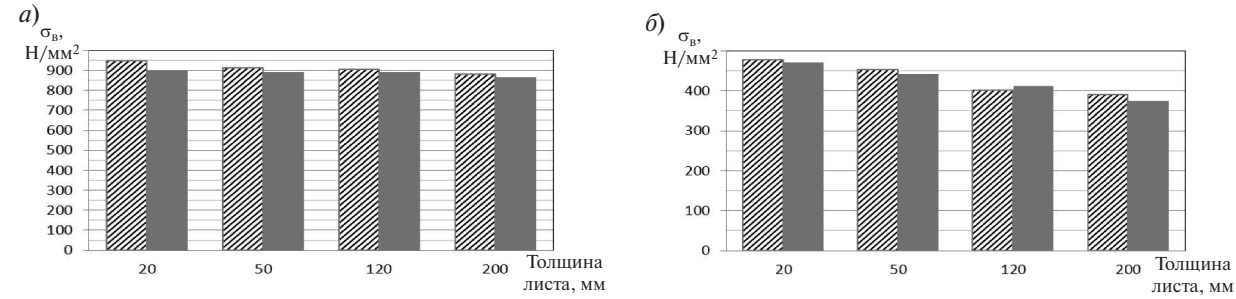


Рис. 5. Влияние повторных нагревов на временное сопротивление разрыву:

▨ — аустенизация; ■ — аустенизация + тепловое старение (*а* — испытание при 20 °С; *б* — при 550 °С)

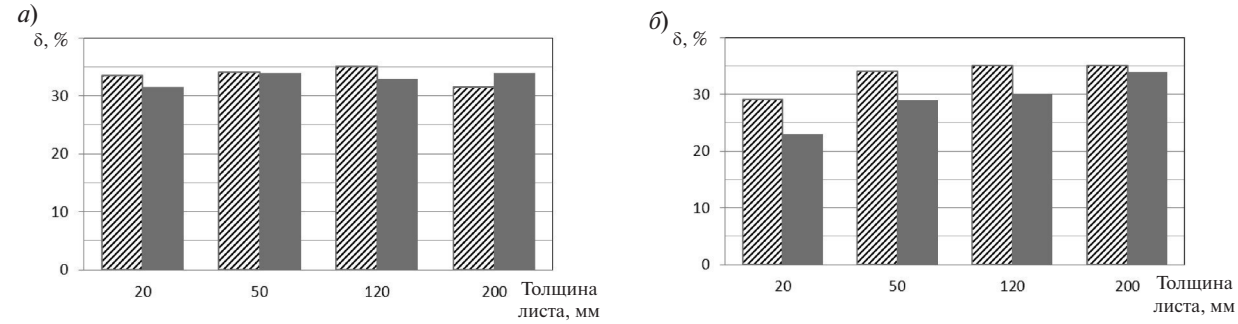


Рис. 6. Влияние повторных нагревов на относительное удлинение:

▨ — аустенизация; ■ — аустенизация + тепловое старение (*а* — испытание при 20 °С; *б* — при 550 °С)

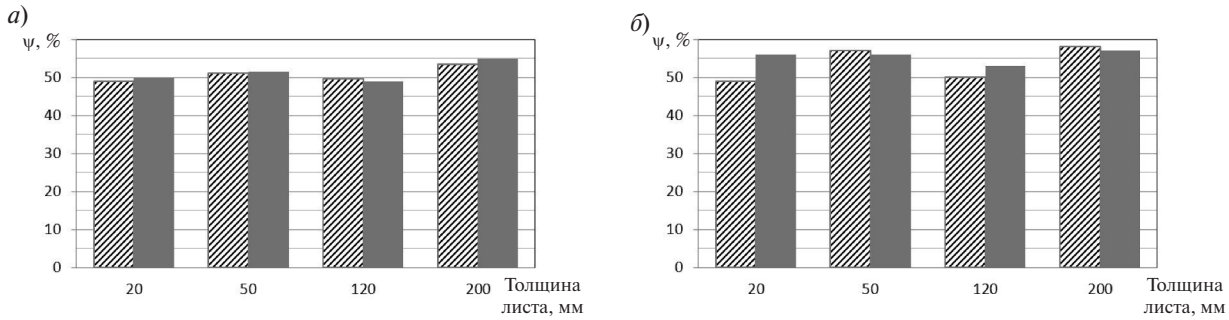


Рис. 7. Влияние повторных нагревов на относительное сужение:

▨ — аустенизация; ■ — аустенизация + тепловое старение (*а* — испытание при 20 °С; *б* — при 550 °С)

условный предел текучести образцов, вырезанных из листового проката толщиной 20 и 200 мм, различается на 40 %;

менее существенны различия по временному сопротивлению разрыву, которые не превышают 9 %;

различия по пластическим свойствам (относительное удлинение и сужение) не значительны и не превышают 10 %.

Анализ представленных на рис. 4–7 результатов испытаний механических свойств листовых заготовок при температуре 550 °С показал, что тенденция изменения механических свойств после нагрева на 550 °С аналогична тенденции изменения свойств образцов, испытанных при комнатной температуре. Можно лишь отметить, что значение временного сопротивления разрыву снизилось почти в 2 раза, а условного предела текучести — на 32 %. При этом изменение пластических свойств незначительно и не превышает 10 %.

Анализ представленных на рис. 8 результатов испытаний ударной вязкости листовых заготовок при комнатной температуре показал, что значения ударной вязкости листового проката толщиной от 20 до 200 мм различаются не более чем на 30 %.

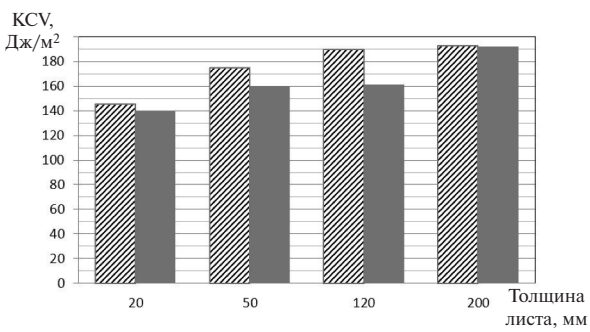


Рис. 8. Влияние повторных нагревов на ударную вязкость (KCV^{+20}):

▨ — аустенизация; ■ — аустенизация + тепловое старение (*а* — испытание при 20 °С; *б* — при 550 °С)

Более высокие значения прочностных свойств на заготовках, прошедших термообработку в потоке стана с прокатного нагрева, чем на заготовках после термической обработки в печи как в состоянии после термической обработки, так и после теплового старения, можно объяснить различным размером зерна листового проката. Так, если размер зерна листового проката толщиной 20 мм соответствовал 8–9-му баллу по ГОСТ 5639–82, то размер зерна листового проката толщиной 200 мм — 2–3-му баллу.

Формирование в стали такой микроструктуры можно связать как с различной степенью деформации проката, так и последующей рекристаллизацией металла. Так, если для листов толщиной 20 мм общая степень деформации составляла 30 крат, то для листов 200 мм не превышала 4-х крат. Кроме того, на размер зерна листов толщиной 200 мм оказал влияние и нагрев в термической печи для проведения аустенизации, в результате которого, по-видимому, произошла собирательная рекристаллизация [13], в то время как аустенизация листового проката толщиной 20–120 мм проходила с прокатного нагрева.

Выводы

Разработана технология изготовления листовых заготовок в толщинах 20–200 мм шириной до 2300 мм и длиной до 8000 мм из стали марки 10Х15Н9С3Б1-Ш (ЭП302-Ш) из слитков ЭШП массой до 30 т.

Установлено, что удаление с промежуточных заготовок дефектных поверхностных слоев и сло-

ев с повышенным содержанием δ-феррита позволяет при горячей деформации исключить образование поверхностных дефектов в виде трещин.

Установлено, что заготовки, подвергнутые аустенизации с прокатного нагрева, имеют показатели прочностных свойств значительно выше, чем у листовых заготовок, прошедших термическую обработку в термических печах. При этом показатели пластических свойств и ударной вязкости листовых заготовок после таких режимов термической обработки различаются незначительно.

Технология термической обработки с прокатного нагрева листового проката толщиной от 20 до 120 мм из стали марки 10Х15Н9С3Б1-Ш позволяет исключить из технологического процесса стадию термической обработки в печах, что повышает прочностные свойства, снижает стоимость заготовок, расход энергоносителей и благоприятно влияет на окружающую среду.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Карзов Г.П., Каштанов А.Д., Марков В.Г.** Коррозионно-механическая прочность сталей с γ- и α-решеткой в контакте с жидкометаллическим теплоносителем на основе свинца // Вопросы материаловедения. 2009. № 3 (59). С. 315–328.

2. **Медовар Б.И.** Сварка хромоникелевых аустенитных сталей. М.: Машгиз, 1954. 175 с.

3. **Николаев Ю.К., Зеленин Ю.В., Кондратьев С.Ю.** Влияние структуры металла шва на характер разрушения сварных соединений аустенитных сталей // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2011. № 2(123). С. 229–237.

4. **Кондратьев С.Ю.** Механические свойства металлов: учебное пособие. СПб.: Изд-во Политех. ун-та, 2011. 128 с.

5. **Азбукин В.Г., Горынин В.И., Павлов В.Н.** Перспективные коррозионностойкие стали для оборудования и трубопроводов АЭС. СПб.: Изд-во ЦНИИ КМ «Прометей», 1997. 118 с.

6. **Чернявская С.Г., Красикова С.И., Суламейко А.В.** Изменение дельта-феррита в стали 1Х16Н4Б при гомогенизации // МиТОМ. 1972. № 9. С. 66–67.

7. **Оленин М.И., Павлов В.Н., Быковский Н.Г. [и др.].** Влияние гомогенизации на хладостойкость высокопрочной стали марки 07Х16Н4Б // Вопросы материаловедения. 2009. № 2 (58). С. 33–37.

8. **Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю.** Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов. СПб.: Наука, 2006. 363 с.

9. **Горынин В.И., Кондратьев С.Ю., Оленин М.И.** Повышение сопротивляемости разрушению сталей перлитного класса за счет микро- и наноструктурной трансформации карбидной фазы при дополнительном отпуске // Заготовительные производства в машиностроении. 2013. № 2. С. 42–48.

10. **Горынин В.И., Кондратьев С.Ю., Оленин М.И.** Повышение сопротивляемости хрупкому разрушению перлитных и мартенситных сталей при термическом воздействии на морфологию карбидной фазы // Металловедение и термическая обработка металлов. 2013. № 10 (700). С. 22–29.

11. **Горынин В.И., Кондратьев С.Ю., Оленин М.И., Рогожкин В.В.** Концепция карбидного конструирования сталей повышенной хладостойкости // Металловедение и термическая обработка металлов. 2014. № 10 (712). С. 32–38.

12. **Дзугутов М.Я.** Пластическая деформация высоколегированных сталей и сплавов. Изд. 2-е, перераб. и доп. М.: Металлургия, 1977. 480 с.

13. **Новиков И.И.** Теория термической обработки металлов. М.: Металлургия, 1986. 480 с.

REFERENCES

1. **Karzov G.P., Kashtanov A.D., Markov V.G.** Korrozionno–mekhanicheskaya prochnost staley s γ- i α-reshetkoy v kontakte s zhidkometallicheskim teplonositelem na osnove svintsa [Corrosion and mechanical durability of steels with γ-and α-crystall latice in contact with the liquid-metallic heat carrier on the basis of lead]. *Voprosy materialovedeniya*. 2009. № 3 (59). S. 315–328. (rus.)

2. **Medovar B.I.** Svarka khromonikelevykh austenitnykh staley. [Welding of chromium-nickel austenitic steels]. M.: Mashgiz, 1954. 175 s. (rus.)

3. **Nikolayev Iu.K., Zelenin Iu.V., Kondratyev S. Iu.** Vliyaniye struktury metalla shva na kharakter razrusheniya svarnykh soyedineniy austenitnykh staley [Influence of structure of a seam metal on nature of destruction of austenitic steels welded connections]. *St. Petersburg State Politechnic University Journal*. St. Petersburg: SPbGPU Publ. 2011. № 2(123). S. 229–237. (rus.)

4. **Kondratyev S.Iu.** Mekhanicheskiye svoystva metallov: uchebnoye posobiye. [Mechanical properties of metals: manual]. SPb.: Politekh. un-ta, 2011. 128 s. (rus.)

5. **Azbukin V.G., Gorynin V.I., Pavlov V.N.** Perspektivnyye korrozionnostoykiye stali dlya oborudovaniya i truboprovodov AES. [Perspective corrosion-resistant steels for the equipment and pipelines of

nuclear elktrostantions]. SPb.: TsNII KM «Prometey», 1997. 118 s. (rus.)

6. **Chernyavskaya S.G., Krasikova S.I., Sulameyko A.V.** Izmeneniye delta-ferrita v stali 1Kh16N4B pri gomogenizatsii [Change of delta ferrite in steel 1H16N4B at homogenization]. *MiTOM*. 1972. № 9. S. 66–67. (rus.)

7. **Olenin M.I., Pavlov V.N., Bykovskiy N.G. [i dr.].** Vliyaniye gomogenizatsii na khladostoykost vysokoprochnoy stali marki 07Kh16N4B [Influence of homogenization on cold resistance of high-strength 07H16N4B steel]. *Voprosy materialovedeniya*. 2009. № 2 (58). S. 33–37. (rus.)

8. **Kolbasnikov N.G., Kondratyev S.Iu.** Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov. [Structure. Entropy. Phase transformations and properties of metals]. SPb.: Nauka, 2006. 363 s. (rus.)

9. **Gorynin V.I., Kondratyev S.Iu., Olenin M.I.** Povysheniye soprotivlyayemosti razrusheniyu staley perlitnogo klassa za schet mikro- i nanostrukturnoy transformatsii karbidnoy fazy pri dopolnitelnom otpuske [Increase of resilience to destruction of a perlitic class steels due to micro and nanostructural transformation of a carbide phase at additional tempering]. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2013. № 2. S. 42–48. (rus.)

10. **Gorynin V.I., Kondratyev S.Iu., Olenin M.I.** Povysheniye soprotivlyayemosti khrupkomu razrusheniyu perlitnykh i martensitnykh staley pri termicheskom vozdeystvii na morfologiyu karbidnoy fazy [Raising the Resistance of Pearlitic and Martensitic Steels to Brittle Fracture Under Thermal Action on the Morphology of the Carbide Phase]. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov.* 2013. № 10 (700). S. 22–29. (rus.)

11. **Gorynin V.I., Kondratyev S.Iu., Olenin M.I., Rogozhkin V.V.** Kontseptsiya karbidnogo konstruirovaniya staley povyshennoy khladostoykosti [The concept of carbide designing of steels with improved cold resistance]. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov.* 2014. № 10 (712). S. 32–38. (rus.)

12. **Dzugutov M.Ia.** Plasticheskaya deformatsiya vysokolegirovannykh staley i splavov. Izd. 2-ye, pererab. i dop. [Plastic deformation high-alloyed steels and alloys. Edit. 2]. M.: Metallurgiya, 1977. 480 s. (rus.)

13. **Novikov I.I.** Teoriya termicheskoy obrabotki metallov. [Theory of heat treatment of metals]. M.: Metallurgiya, 1986. 480 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ГОРЫНИН Владимир Игоревич — доктор технических наук профессор начальник лаборатории № 24 ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей»; 191015, ул. Шпалерная, 49, Санкт-Петербург, Россия; z1dehy97@mail.wplus.net

СТОЛЬНЫЙ Виктор Иванович — кандидат технических наук старший научный сотрудник металлургической лаборатории ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей»; 191015, ул. Шпалерная, 49, Санкт-Петербург, Россия; metlabprom@mail.ru

ОЛЕНИН Михаил Иванович — кандидат технических наук, доцент, старший научный сотрудник лаборатории металловедения ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей»; 191015, ул. Шпалерная, 49, Санкт-Петербург, Россия; 1951vika@mail.ru

ЦВЕТКОВА Татьяна Сергеевна — инженер 2-й категории металлургической лаборатории ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей»; 191015, ул. Шпалерная, 49, Санкт-Петербург, Россия; Tanechkina@mail.ru

AUTHORS

GORYNIN Vladimir I. — FSUE Central Research Institute of Structural Materials «Prometey»; 191015, Shpalernaya Str. 49, St. Petersburg, Russia; e-mail: z1dehy97@mail.wplus.net

STOLNIY Viktor I. — FSUE Central Research Institute of Structural Materials «Prometey»; 191015, Shpalernaya Str. 49, St. Petersburg, Russia; e-mail: metlabprom@mail.ru

OLENIN Mihail I. — FSUE Central Research Institute of Structural Materials «Prometey»; 191015, Shpalernaya Str. 49, St. Petersburg, Russia; e-mail: 1951vika@mail.ru

CVETKOVA Tatyana S. Central Research Institute of Structural Materials «Prometey». 49, Shpalernaya Str., St. Petersburg, Russia, 191015. E-mail: Tanechkina@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.16
УДК 621.921.26

А.Е. Аникин, Г.В. Галевский, В.В. Руднева

РАЗВИТИЕ НАУЧНЫХ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОСНОВ ПРИМЕНЕНИЯ БУРОУГОЛЬНОГО ПОЛУКОКСА ПРИ СИНТЕЗЕ КАРБИДА КРЕМНИЯ

A.E. Anikin, G.V. Galevsky, V.V. Rudneva

DEVELOPMENT OF SCIENTIFIC AND TECHNOLOGY BASICS OF USING OF LIGNITE CHAR IN THE SYNTHESIS OF SILICON CARBIDE

Исследована термодинамика и определены оптимальные температурно-временные режимы карбидизации брикетированной шихты «микрокремнезем — буроугольный полукокс». В системах Si–O–C и Si–O–C–H процесс карбидообразования является доминирующим : при стехиометрическом составе шихты максимальное содержание в продуктах восстановления карбида кремния достигается при 1700 K. Полная карбидизация шихты в условиях термической обработки достигается при температуре 1923–1973 K при длительности 20–15 минут. Установлены технологическая целесообразность, условия и показатели химического обогащения продуктов карбидизации. Исследованы фазовый, химический, гранулометрический составы и морфология частиц карбида кремния. Выявлено, что при карбидизации образуется карбид кубической структуры (β-SiC). Содержание карбида после обогащения составляет более 90 %. Карбид кремния получен в виде микропорошка с удельной поверхностью 8000–9000 м^2/кг из имеющих неправильную форму частиц размерным диапазоном 0,2–1,0 мкм.

КАРБИД КРЕМНИЯ; МИКРОКРЕМНЕЗЕМ; БУРОУГОЛЬНЫЙ ПОЛУКОКС; ХИМИЧЕСКОЕ ОБОГАЩЕНИЕ; МИКРОПОРОШОК.

Thermodynamics is investigated and the optimal temperature-time regimes of carbidization of the briquetted charge microsilica — lignite char are defined. In Si — O — C and Si — O — C — H systems carbide formation is the dominant process, when the stoichiometric composition of the charge the maximum content in the products of recovery of silicon carbide is achieved at 1700 K. The full carbonization of charge in conditions of heat treatment is reached at temperature of 1923 — 1973 K with duration of 20 — 15 minutes. Technological expediency, conditions and rates of chemical enrichment of carbidization products are established. The phase, chemical, granulometric compositions and morphology of silicon carbide particles are investigated. Revealed is that the carbide of the cubic structure (b-SiC) is formed during carbonization. The carbide content after enrichment is over 90 %. The silicon carbide is obtained in the form of micropowder with a specific surface area 8000 — 9000 m2/kg, the particle size range of 0.2 — 1.0 micron, having an irregular shape.

SILICON CARBIDE, SILICA FUME, LIGNITE CHAR, CHEMICAL ENRICHMENT, MICROPOWDER.

Введение

Производство карбида кремния —одно из важнейших в структуре современной металлургии — составляет около 800 тыс. т в год. Крупнейшие сферы использования карбида кремния — это металлургия (около 45 % мирового спроса), производство абразивов (до 30 %) и огнеупоров (до 25 %). Специфика термомеханических, электрофизических, физико-химических свойств карбида кремния предопределяет следующие направления его традиционного и перспективного применения: материалы на связках; керамика конструкционная и функциональная; композиционные материалы и покрытия; поверхностное и объемное модифицирование материалов.

Современное производство карбида кремния почти полностью основано на углеродотермическом способе Ачесона. По этому способу полу-

чение карбида кремния представляет собой периодический блок-процесс в электропечах сопротивления мощностью 4,5–5,5 МВА при температуре 2500–2900 К. Полученный карбид кремния — это кристаллы, сросшиеся в так называемые друзы (куски), которые после разборки электропечи подвергаются дроблению, обогащению и рассеву по фракциям. Товарной продукцией абразивных заводов является зерно карбида различной крупности: шлифзерно (размер 2500–160 мкм), шлифпорошки (160–28 мкм), микропорошки (63–10 мкм), тонкие микропорошки (10–1 мкм). В настоящее время выпускают три вида карбида кремния: черный, зеленый и электротехнический.

В течение достаточно длительного времени потребности в карбиде кремния металлургии, огнеупорного и керамического производств удовлетворялись за счет шлифматериалов абразивного назначения, что неоправданно повышало стоимость огнеупоров и керамики, а в металлургии в отдельных случаях делало применение карбида кремния технологически и экономически нецелесообразным. Ситуация усугублялась постоянным ростом цен на электроэнергию и ужесточением требований национальных экологических законодательств. В связи с этим главные производители карбида кремния — компании «Saint-Gobian» (Франция), «Exolon — ESK» (США — ФРГ), «Carborundum Co» (США), «H. Starck Co» (ФРГ)и др. — в 80-е годы разработали и освоили технологические процессы производства так называемого безразмольного карбида кремния, получаемого как правило из высокодисперсных шихт печным синтезом в виде микропорошков с последующим их химическим обогащением. Исследования в этом направлении проводились и в нашей стране и завершились положительными научно-прикладными результатами: снижением температуры синтеза с 2500–2900 до 1900 К, (т. е. на 600–1000°), продолжительности синтеза с 26–29 до 1 часа, расхода электроэнергии в 2–4 раза; достижением содержания карбида кремния в продуктах синтеза до 90,0 % мас.; получением карбида кремния в виде микропорошков крупностью 1–5 мкм; возможностью использования для производства карбида кремния забалансового и техногенного сырья, например низкокачественных песков, шунгитных пород, микрокремнезема, коксовых пылей и мелочи, полукоксов; возможностью реализации производства карбида кремния в непрерывном режиме, например с использованием туннельных, трубчатых вращающихся, шахтных печей. В связи с этим было принято решение о внедрении разработок на ряде предприятий Минстанкопрома. Однако социально-экономические изменения в стране на рубеже 80–90-х годов не позволили реализовать намеченные планы.

Следовательно, научное и технологическое обоснование и реализация производства отечественного безразмольного карбида кремния остается задачей, имеющей важное прикладное значение. Целью настоящей работы было изучение процессов карбидизации техногенного микрокремнезема полукоксом из бурых углей Березовского месторождения Канско-Ачинского бассейна, технологические свойства которого исследовались авторами ранее и подробно описаны в работах [1, 2]. Технологическая и экономическая целесообразность применения полукоксов в качестве углеродных восстановителей подтверждена в работах [3–6].

Термодинамическое моделирование процессов карбидообразования в системах Si–O–C, Si–O–C–H

Термодинамическое моделирование проведено с целью прогнозирования оптимальных параметров получения карбида кремния (соотношение компонентов, температура и давление в системе), определения равновесных показателей процесса (степень превращения сырья в карбид, состав газообразных и конденсированных продуктов), оценки вклада в процессы карбидообразования отдельных реакций, обеспечивающих в исследуемых условиях эффективную переработку сырья. В связи с использованием в процессе в качестве восстановителя и карбидизатора буроугольного полукокса с содержанием летучих до 10 % объектами исследования стали системы Si–O–C, Si–O–C–H.

Расчет равновесных составов систем Si–O–C и Si–O–C–H проводился «константным» методом. Расчеты выполнялись с использованием программы компьютерного моделирования высокотемпературных сложных химических равновесий «PLASMA» (ИХТТиМ СО РАН), имеющей встроенную базу данных продуктов взаимодей-

ствия для оксидо-, боридо-, карбидо- и нитридообразующих систем. При расчетах рассматривалась область температур 800–2000 K при различном давлении в системе: от 0,1 до 0,0001 МПа. Расчеты проводились с шагом в 100°. Исходными данными служили константы равновесия реакций образования соединений из элементов. При проведении расчетов учитывалась возможность образования следующих компонент: в газовой фазе Si^+, Si^-, Si_2, Si_3, O, O_2, C, C^+, C_2, C_3, C_4, C_5, SiO, SiC, SiC_2, Si_3C, CO, CO_2 в системе Si–O–C Si ; Si, Si^+, Si^-, Si_2, Si_3, O, O_2, C, C^+, C_2, C_3, C_4, C_5, H, H^+, H_2, CH_2, CH_3, CH_4, C_2H, C_3H, C_4H, C_2H_2, C_2H_4, SiO, SiC, SiC_2, Si_3C, CO, CO_2 в системе Si–O–C–H; Si, SiO_2, C, SiC в конденсированной фазе в обеих системах. Выбор в исследуемых системах соотношений исходных компонентов определялся стехиометрией реакции образования карбида кремния и составом шихтовых материалов. Плодотворность такого подхода при исследовании процессов карбидообразования подтверждена ранее в работах [7, 8].

Результаты расчетов равновесных составов систем Si–O–C и Si–O–C–H для общего давления 0,1 МПа приведены на рис. 1 и 2, а для давления 0,01 и 0,0001 МПа –в табл. 1 и 2.

Можно видеть, что в обеих системах процесс карбидообразования является доминирующим:

$$SiO_{2(т)} + 3C_{(т)} = SiC_{(т)} + 2CO_{(г)}. \qquad (1)$$

При стехиометрическом составе шихты максимальное содержание в продуктах карбида кремния достигается при 1700 K, а при 10 %-м недостатке углерода — при 1900 K. Введение в систему водорода фактически не влияет на процесс карбидообразования, что обусловлено крайне низким (менее 0,001 моль) содержанием в температурной области карбидообразования углеводородов и углеводородных радикалов. В системе Si–O–C равновесная степень превращения кремния в карбид не превышает 0,97 %, что соответствует содержанию моноксида кремния в газовой фазе 0,02 моль. Вследствие этого из шихты стехиометрического состава (SiO_2 + 3C) получить однофазный, не содержащий свободный углерод, карбид кремния невозможно (табл. 2). Этого можно избежать при использовании шихты с некоторым (~ 10 %) недостатком углерода - восстановителя (табл. 2). В этом случае в системе появляется область сосуществования карбида кремния и избыточного кремнезема. При этом температурная область сосуществования этих фаз тем шире, чем выше давление в системе. Выше этих температур карбид кремния сам является восстановителем для кремнезема, т. е. становится возможным следующее взаимодействие:

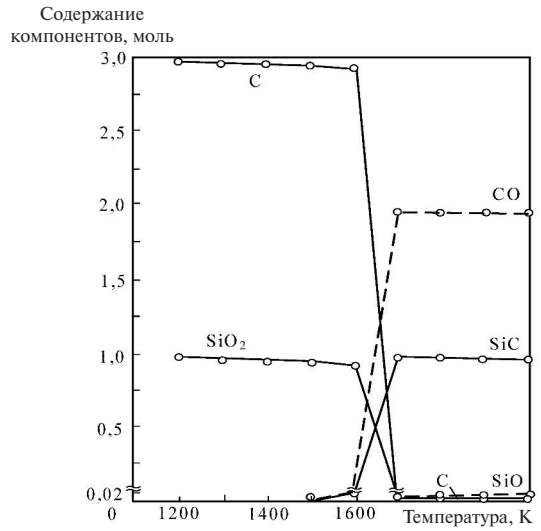


Рис. 1. Зависимость равновесного состава системы Si–O–C от температуры при соотношении Si:O:C = 1:2:3 и давлении P = 0,1 МПа (——— — конденсированные, — — — газообразные продукты)

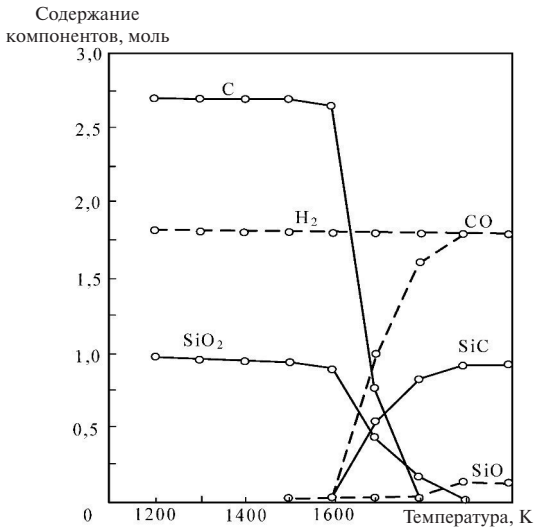


Рис. 2. Зависимость равновесных составов системы Si–O–C–H от температуры при соотношении Si:O:C:H = 1:2:2,7:3,6 и давлении P = 0,1 МПа (——— — конденсированные, — — — газообразные продукты)

Таблица 1

Равновесные концентрации конденсированных продуктов взаимодействия в системе Si–O–C при соотношении компонентов Si:O:C = 1:2:3

T, K	Концентрации продуктов взаимодействия при двух значениях давления, %					
	P = 0,01 МПа			*P* = 0,0001 МПа		
	SiO_2	C	SiC	SiO_2	C	SiC
800	62,5	37,5	0	62,5	37,5	0
900	62,5	37,5	0	62,5	37,5	0,02
1000	62,5	37,5	0,01	62,2	37,3	0,52
1100	62,4	37,4	0,2	0	0,3	99,71
1200	61,0	36,7	2,3	0	0,4	99,60
1300	0	0,2	99,8	0	0,6	99,40
1400	0	0,2	99,8	0	1,0	99,0
1500	0	0,3	99,7	0	1,3	98,7
1600	0	0,4	99,6	0	2,0	98,0
1700	0	0,6	99,4	0	2,8	97,2
1800	0	0,9	99,1	0	3,7	96,3

Таблица 2

Равновесные концентрации конденсированных продуктов взаимодействия в системе Si–O–C–H при соотношении компонентов Si:O:C:H = 1:2:2,7:3,6

T, K	Концентрации продуктов взаимодействия при двух значениях давления, %					
	P = 0,01 МПа			*P* = 0,0001 МПа		
	SiO_2	C	SiC	SiO_2	C	SiC
900	64,94	35,06	0	64,94	35,06	0
1000	64,94	35,06	0	64,94	35,06	0,001
1100	64,94	35,06	0,002	64,84	35,00	0,16
1200	64,74	36,04	0,04	62,54	33,86	3,60
1300	64,54	35,94	0,30	12,47	0	87,53
1400	62,84	34,53	2,63	8,95	0	91,05
1500	51,27	26,61	22,12	0	0	100,00
1600	11,35	0	88,65	0	0	100,00
1700	0	0	100,00	0	0	100,00
1800	0	0	100,00	0	0	100,00
1900	0	0	100,00	0	0	100,00

$$2SiO_{2(т)} + SiC_{(т)} = 2SiO_{(г)} + CO_{(г)}. \quad (2)$$

В результате этой реакции карбид кремния очищается от избытка кремнезема. Особенно эффективным может быть проведение ее в вакууме.

Методика исследования карбидизации микрокремнезема

Исследование карбидизации микрокремнезема проводилось дискретным методом, включающим термическую обработку брикетированной шихты при заданных температурах и длительности и закалку продуктов карбидизации с последующим их химическим анализом.

При проведении исследований использовались микрокремнеземы, образующиеся при производстве кремния (МК-Кр) и высококремнистого ферросилиция (МК-ФС), содержащие соответственно 93,92 и 93,00 % мас. диоксида кремния, с удельной поверхностью 25000 м^2/кг, а также полукокс из бурого угля (БПК) Березовского месторождения Канско-Ачинского бассейна с удельной поверхностью 264000 м^2/кг, содержащий, %: углерод — 81,9; летучие — 9,5; золы — 8,6. Во всех случаях использовались шихты стехиометрического для получения карбида состава.

Исследование температурно-временных условий карбидизации брикетированных моношихт «микрокремнезем (МК-Кр, МК-ФС) — БПК» проводилось при температурах 1883, 1923, 1973 К при длительности термической обработки 5, 10, 15, 20, 25, 30 мин.

Термическая обработка шихт проводилась в электропечи сопротивления с цилиндрическим графитовым нагревателем с внутренним диаметром 0,075 м (печи Таммана). Контроль температуры в рабочем пространстве печи проводился с помощью вольфрам-рениевой термопары ВР 5/20. Цилиндрические брикеты массой около $2{,}5\cdot10^{-3}$ кг и наружным диаметром 0,015 м помещались в графитовые тигли. Три тигля одновременно устанавливались в рабочее пространство нагретой электропечи, нагревались в ней в течение 3–4 мин до заданной температуры, а затем выдерживались в ней в течение заданного периода времени — от 5 до 90 мин. По истечении заданного времени графитовые тигли извлекались из электропечи, устанавливались в корундовые стаканы, которые плотно закрывались пробками и помещались на 10 мин в холодную воду для быстрого охлаждения продуктов карбидизации. Это позволяло предотвратить окисление продуктов карбидизации кислородом и влагой атмосферы. После охлаждения продукты карбидизации количественно, т. е. без потерь, извлекались из тиглей, взвешивались, помещались в платиновые емкости, заливались раствором смеси азотной кислоты концентрацией 7,5–12,5 М и фтористоводородной концентрацией 2,0–3 М, взятых в объемном отношении 1: (3–5), и кипятились в течение 2,5–3,0 часов. Обработка карбида кремния смесью азотной и фтористоводородной кислот обеспечивает удаление примесей алюминия, магния, кальция, железа, марганца, никеля, хрома, меди, натрия, калия, кремния и их оксидов и рекомендуется для порошков карбида кремния крупностью от 5 до 200 мкм. В присутствии азотной кислоты металлические примеси и их оксиды образуют растворимые нитратные комплексы, в то время как при обработке одной фтористоводородной кислотой могут образовываться нерастворимые фториды. После остывания нерастворимый остаток, представляющий собой карбид кремния с примесью свободного углерода, отфильтровывался на бумажном фильтре, промывался на фильтре дистиллированной водой и ацетоном, высушивался до постоянной массы и взвешивался. После этого нерастворенный остаток подвергался окислительному обжигу для рафинирования от свободного углерода при температуре 1073–1123 К в течение 1,5–2,0 час. По убыли массы рассчитывались содержания в продуктах карбидизации свободного углерода и карбида кремния. По среднему для трех тиглей содержанию карбида кремния рассчитывали его выход как отношение массы практически полученного карбида к теоретически возможной.

Экспериментальные исследования карбидизации шихт «микрокремнезем— буроугольный полукокс». Обсуждение результатов

Результаты исследований представлены на рис. 3 и 4.

В обоих случаях процесс карбидообразования начинается с первых минут, и уже к 5-й минуте выход карбида при температурах карбидизации

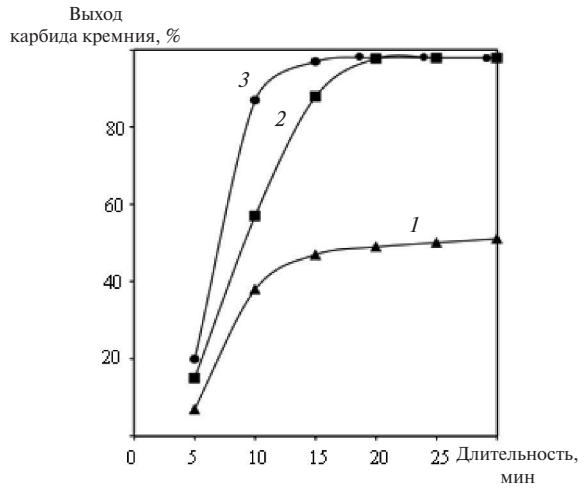


Рис. 3. Зависимости выхода карбида кремния от температуры и длительности термообработки для шихты микрокремнезем МК-ФС-БПК
(*1* – 1873 К; *2* – 1923 К; *3* – 1973 К)

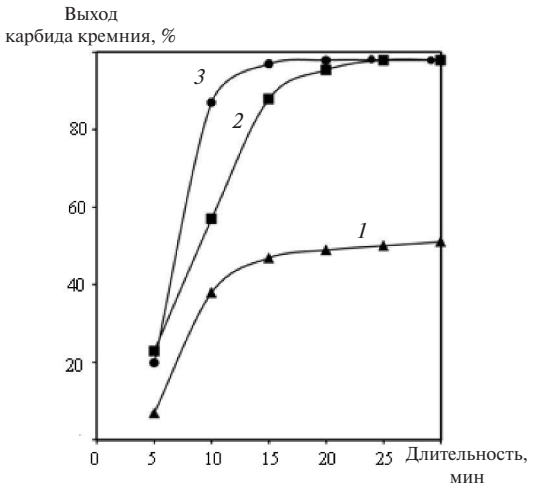


Рис. 4. Зависимости выхода карбида кремния от температуры и длительности термообработки для шихты микрокремнезем МК-Кр-БПК
(*1* – 1873 К; *2* – 1923 К; *3* – 1973 К)

1873, 1923, 1973 К составляет 5,23–7,21, 17,06–22,30, 20,20–23,51 %. Процесс карбидизации завершается при температуре 1973 К к 15-й минуте, 1923 К — к 20-й минуте. Содержание карбида в продуктах термической обработки шихт составляет 92,50 для МК-ФС и 94,90 % мас. для МК-Кр. Такие температурно-временные условия карбидообразования подтверждаются результатами исследования фазового состава продуктов термической обработки. Так, установлено, что в обоих случаях к 10-й минуте преобладающей фазой является карбид кремния кубической структуры (β-SiC), частично перестраивающийся при температурах 1923–1973 К и длительности термической обработки 50–90 мин в гексагональную (α–SiC_{II}). При карбидизации шихты «микрокремнезем МК-ФС-БПК» ему сопутствует α-железо. Во всех исследованных образцах также присутствует стекловидная фаза, образованная, по-видимому, силикатами кальция, магния и железа.

В результате химического обогащения содержание SiC в карбиде превышает 90 %, т.е. уровень, регламентированный для абразивных микропорошков зернистостью 1–2 мкм [9]. Эффективность обогащения от примесей оксидов и железа достаточно высока и составляет 87–95 %. Для карбида кремния характерно повышенное содержание кремнезема — более 7 %, что позволяет рассматривать его как перспективный материал для производства карбидокремниевых огнеупоров на кремнеземной связке, содержащих обычно, %, 84–89 SiC и 6–12 SiO_{2-} [10].

Оптимальные условия получения и обогащения карбида кремния и диапазон изменения его основных характеристик для серии из пяти параллельных опытов приведены в табл. 3. Можно видеть, что исследованные технологические варианты обеспечивают получение карбида кремния с воспроизводимыми фазовым, химическим и гранулометрическим составами и могут рассматриваться в качестве технологической основы для проектирования промышленного производства безразмольного карбида кремния из брикетированной высокодисперсной шихты «микрокремнезем — буроугольный полукокс».

Выводы

Проведены термодинамические и экспериментальные исследования процессов восстановительной переработки техногенного микрокремнезема на карбид кремния с применением буроугольного полукокса.

Установлено, что в обеих выбранных для термодинамического анализа системах Si—O—C и Si—O—C—H процесс карбидообразования является доминирующим. При стехиометрическом составе шихты максимальное содержание в продуктах восстановления карбида кремния достигается при 1700 К, а при 10 %-м недостатке угле-

Таблица 3

Оптимальные условия получения и обогащения карбида кремния и его характеристики

Условия получения и обогащения карбида кремния и его основные характеристики	SiC (МК–ФС+БПК)	SiC (МК–Кр + БПК)
Состав шихты, %:		
микрокремнезем (МК)	58,80	58,04
буроугольный полукокс (БПК)	42,20	41,96
Удельная поверхность компонентов шихты, $м^2/кг$		
микрокремнезем	20000–22000	
буроугольный полукокс	255000–265000	
Температура карбидизации шихты, К	1923–1973	
Длительность карбидизации шихты, мин	25–20	
Химическое обогащение продуктов карбидизации		
концентрация раствора соляной кислоты, %	35	
соотношение Т:Ж	1:2	
температура, К	383	
длительность, час	3	
Фазовый состав	β-SiC	
Химический состав, %:		
SiC	90,42–90,86	90,94–91,18
Al_2O_3	0,10 -0,25	0,10 -0,15
CaO	0,32–0,53	0,37–0,49
MgO	0,12–0,18	0,03–0,10
Fe	0,08–0,12	0,05–0,11
SiO_2	7,32–7,94	6,97–7,13
C своб.	0,41–0,54	0,63–0,81
Si своб.	0,13–0,17	0,23–0,27
Выход карбида кремния, %	96,84–97,12	97,31–97,63
Крупность и морфология частиц карбида кремния:		
удельная поверхность, $м^2/кг$	8000–9000	
размерный диапазон, мкм	0,2–1,0	
форма	неправильная	

рода — 1900 К. Второй состав шихты является технологически более предпочтительным, поскольку обеспечивает получение карбида, не содержащего примесей.

Проведена при температурах 1883, 1923, 1973 К и длительности 5–30 мин карбидизация брикетированных моношихт «микрокремнезем (МК-ФС и МК-Кр) — буроугольный полукокс». Определены оптимальные температурно-временные условия карбидизации: температура 1923–1973 К, длительность 20–15 минут.

Установлена целесообразность и определены оптимальные условия и показатели химического обогащения продуктов карбидизации: воздействие соляной кислотой концентрацией не менее 35 % при температуре 353 К, отношении Т:Ж = 1:2, длительности 3 часа; содержание карбида в продуктах обогащения свыше 90 %; удаление примесей оксидов и железа на 87–95 %.

Исследованы фазовый, химический, гранулометрический составы и морфология частиц карбида кремния в обоих технологических

вариантах получения. Выявлено, что при карбидизации образуется карбид кубической структуры (β-SiC), частично перестраивающийся при температурах 1923–1973 K и длительности термической обработки 50–90 мин в гексагональную (α-SiC_{II}). Содержание карбида после обогащения составляет 90,42–90, 86% при использовании микрокремнезема МК-ФС и 90,94–91,18 % при использовании микрокремнезема МК-Кр. В обоих случаях карбид кремния получен в виде микропорошка с удельной поверхностью 8000–9000 м^2/кг из имеющих неправильную форму частиц размерным диапазоном 0,2–1,0 мкм.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Аникин А.Е., Галевский Г.В.** Буроугольный полукокс Березовского месторождения Канско-Ачинского бассейна : производство, свойства, применение // Вестник Сибирского государственного индустриального университета. 2014. № 3. С. 52–59.

2. **Аникин А.Е., Галевский Г.В.** Производство, свойства и применение буроугольного полукокса Березовского месторождения Канско-Ачинского бассейна // Труды XVIII Всероссийской научно-практической конференции «Металлургия: технологии, управление, инновации, качество». Новокузнецк, 2014. С. 115–120.

3. **Рудыка В.И., Малина В.П.** Сталь, уголь, кокс — 2014 и перспектива (Аналитический обзор материалов саммита «Европейский кокс 2014») // Кокс и химия. 2014. № 7. С. 15–25.

4. **Романов С.М.** Перспективы развития добычи, переработки и использования бурых углей в России // Уголь. 2009. № 1. С. 15–17.

5. **Страхов В.М.** Научные и производственные аспекты получения специальных видов кокса для электротермических производств // Кокс и химия. 2008. № 9. С. 44–49.

6. **Страхов В.М.** Проблемы с углеродными материалами для рудной и химической электротермии и пути их решения // Кокс и химия. 2010. № 8. С. 29–33.

7. **Ноздрин И.В., Галевский Г.В., Ширяева Л.С., Терентьева М.А.** Синтез и эволюция дисперсности боридов и карбидов ванадия и хрома в условиях плазменного потока // Изв. вузов. Черная металлургия. 2011. № 10. С. 12–17.

8. **Ширяева Л.С., Ноздрин И.В., Галевский Г.В., Руднева В.В.** Исследование плазменного синтеза нанокарбида хрома / СибГИУ // Вестник горно-металлургической секции РАЕН. Отделение металлургии : сб. науч. трудов. Новокузнецк, 2012. № 29. С. 94–101.

9. **Гаршин А.П., Шумячер В.М., Пушкарев О.И.** Абразивы и материалы конструкционного назначения на основе карбида кремния. Волгоград: Изд-во ВолгГАСУ, 2008. 189 с.

10. **Сорлье М., Ойя Х.А.** Катоды алюминиевого электролизера / Науч. ред. П.В. Поляков. Красноярск: Версо, 2013. 720 с.

REFERENCES

1. **Anikin A.Ye., Galevskiy G.V.** Burougolnyy polukoks Berezovskogo mestorozhdeniya Kansko-Achinskogo basseyna : proizvodstvo, svoystva, primeneniye. [Brown-coal semi-coke of Berezovsky field of the Kansk and Achinsk pool: production, properties, application]. *Vestnik Sibirskogo gosudarstvennogo industrialnogo universiteta*. 2014. № 3. S. 52–59. (rus.)

2. **Anikin A.Ye., Galevskiy G.V.** Proizvodstvo, svoystva i primeneniye burougolnogo polukoksa Berezovskogo mestorozhdeniya Kansko-Achinskogo basseyna. [Production, properties and use of brown-coal semi-coke of Berezovsky field of the Kansk and Achinsk pool]. *Trudy XVIII Vserossiyskoy nauchno-prakticheskoy konferentsii «Metallurgiya: tekhnologii, upravleniye, innovatsii, kachestvo»*. Novokuznetsk, 2014. S. 115–120. (rus.)

3. **Rudyka V.I., Malina V.P.** Stal, ugol, koks — 2014 i perspektiva (Analiticheskiy obzor materialov sammita «Yevropeyskiy koks 2014»). [Steel, coal, coke — 2014 and prospect (The State-of-the-art review of materials of the summit "The European coke 2014»)]. *Koks i khimiya*. 2014. № 7. S. 15–25. (rus.)

4. **Romanov S.M.** Perspektivy razvitiya dobychi, pererabotki i ispolzovaniya burykh ugley v Rossii. [Prospects of development of production, processing and use of brown coals in Russia]. *Ugol*. 2009. № 1. S. 15–17. (rus.)

5. **Strakhov V.M.** Nauchnyye i proizvodstvennyye aspekty polucheniya spetsialnykh vidov koksa dlya elektrotermicheskikh proizvodstv. [Scientific and production aspects of receiving special types of coke for electrothermal productions]. *Koks i khimiya*. 2008. № 9. S. 44–49. (rus.)

6. **Strakhov V.M.** Problemy s uglerodnymi materialami dlya rudnoy i khimicheskoy elektrotermii i puti ikh resheniya. [Problems with carbon materials for an ore and chemical electrothermie and a way of their decision]. *Koks i khimiya*. 2010. № 8. P. 29–33. (rus.)

7. **Nozdrin I.V., Galevskiy G.V., Shiryayeva L.S., Terentyeva M.A.** Sintez i evolyutsiya dispersnosti boridov i karbidov vanadiya i khroma v usloviyakh plazmennogo

potoka. [Synthesis and evolution of dispersion of borid and carbides of vanadium and chrome in the conditions of a plasma stream]. *Izv. vuzov. Chernaya metallurgiya*. 2011. № 10. S. 12–17. (rus.)

8. **Shiryayeva L.S., Nozdrin I.V., Galevskiy G.V., Rudneva V.V.** Issledovaniye plazmennogo sinteza nanokarbida khroma. [Research of plasma synthesis of nanocarbide of chrome] / SibGIU. *Vestnik gorno-metallurgicheskoy sektsii RAEN. Otdeleniye metallurgii : sb. nauch. trudov* / Novokuznetsk. 2012. № 29. S. 94–101. (rus.)

9. **Garshin A.P., Shumyacher V.M., Pushkarev O.I.** Abrazivy i materialy konstruktsionnogo naznacheniya na osnove karbida kremniya. [Abrasives and materials of constructional appointment on the basis of silicon carbide]. Volgograd : Izd-vo VolgGASU, 2008. 189 s. (rus.)

10. **Sorlye M., Oyya Kh.A.** Katody alyuminiyevogo elektrolizera. [Cathodes of the aluminum electrolyzer] / Nauch. red. P.V. Polyakov. Krasnoyarsk : Verso, 2013. 720 p. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

АНИКИН Александр Ефимович — старший преподаватель Сибирского государственного индустриального университета. 654007, г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42. E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

ГАЛЕВСКИЙ Геннадий Владиславович — доктор технических наук профессор заведующий кафедрой Сибирского государственного индустриального университета. 654007, г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42. 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

AUTHORS

ANIKIN Aleksandr E. — Siberian State Industrial University. 42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007. E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

GALEVSKY Gennadiy V. — Siberian State Industrial University. 42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007. E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

RUDNEVA Victoria V. — Siberian State Industrial University. 42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007. E-mail: kafcmet@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.17
УДК 621.791.92

А.М. Левченко, О.В. Панченко, Л.А. Жабрев,
А.М. Метик, И.О. Лоренц

ВАКУУМНАЯ ПРОКАЛКА ФЛЮСА КАК МЕТОД СНИЖЕНИЯ КОЛИЧЕСТВА ДИФФУЗИОННОГО ВОДОРОДА В НАПЛАВЛЕННОМ МЕТАЛЛЕ ПРИ АДФ-СВАРКЕ

A.M. Levchenko, O.V. Panchenko, L.A. Zhabrev,
A.M. Metik, I.O. Lorents

VACUUM REBAKING AS A METHOD FOR DIFFUSIBLE HYDROGEN REDUCING IN SAW WELD METAL

В работе проведено исследование влияния температуры нагрева и наличие вакуума в печи при прокалке агломерированного флюса на остаточное содержание гигроскопической влаги в нем и содержание диффузионного водорода в наплавленном металле при помощи сварки под флюсом. По результатам исследования предложен альтернативный режиму технических условий режим прокалки флюса в вакууме. Данный режим позволяет достичь схожих значений содержания гигроскопической влаги во флюсе и количества диффузионного водорода в наплавленном металле при снижении температуры и длительности прокалки. Получена зависимость изменения массовой доли испарившейся из флюса влаги при различной высоте слоя флюса от времени прокалки и данные о гидратации сварочного агломерированного флюса на воздухе. На основе этих данных сделаны рекомендации по хранению флюса до его непосредственного использования. Предложены варианты увеличения эффективности прокалки сварочного флюса.

ПРОКАЛКА; СВАРОЧНЫЙ АГЛОМЕРИРОВАННЫЙ ФЛЮС; ДИФФУЗИОННЫЙ ВОДОРОД; ГИГРОСКОПИЧНАЯ ВЛАГА; ГИДРАТАЦИЯ; АВТОМАТИЧЕСКАЯ ДУГОВАЯ СВАРКА.

This paper devoted to research of influence of heat temperature and vacuum furnace during heat treatment of agglomerated welding flux on the diffusible hydrogen content in submerged arc weld metal. As result alternative mode of flux heat treatment in vacuum is offered. This mode allows to achieve similar value of hydroscopic moisture content in flux and diffusible hydrogen amount in weld metal during temperature decreasing and heat treatment duration. Hydration of agglomerated welding flux on air data and dependence of evaporated mass proportion with variative flux depth from time of heat treatment are obtained. The results of investigation allowed to make a recommendation about flux storing up to using. Variants of flux heat treatment efficiency are proposed.

FLUX HEAT TREATMENT, AGGLOMERATED WELDING FLUX, DIFFUSIBLE HYDROGEN, MOISTURE, HYDRATION, SUBMERGED ARC WELDING.

Введение

В России увеличиваются объемы использования автоматической дуговой сварки под флюсом. При этом прослеживается тенденция к увеличению объема использования керамических (агломерированных) флюсов, так как они обладают рядом преимуществ перед плавлеными: возможностью варьировать химический состав флюса и легировать металл сварного шва в более широких пределах, вести сварку по окисленным кромкам; расход керамического флюса ниже расхода плавленого стекловидного флюса. Основной недостаток керамических сварочных флюсов по отношению к плавленым — их гигроскопичность из-за большей площади поверхности гранул. Это заставляет проводить предварительную прокалку керамического флюса при температурах 275–325 °С, тогда как для прокалки плавленых достаточно температур 150–250 °С [1]. Снижение времени и температуры прокалки флюса — актуальная задача сварочной отрасли.

Одним из решений данной проблемы является прокалка флюса в вакууме. Она может позволить увеличить скорость дегидратации даже при условии снижения температуры прокалки. При этом эффективность процесса прокалки может возрасти. В работе необходимо было оценить снижение времени и температуры дегидратации керамического сварочного флюса при прокалке в вакуумной и атмосферной печи.

Поскольку расчетные методы определения дегидратации сварочного флюса требуют знания его точного химического состава, который на практике может варьироваться в достаточно ши-

роких пределах даже для одной марки, было решено произвести оценку эффективности вакуумной прокалки на основе результатов серии экспериментов по определению влажности флюса и количества диффузионного водорода в наплавленном металле при различных условиях прокалки.

Целью данной работы была оценка снижения времени и температуры дегидратации керамического сварочного флюса при прокалке в вакуумной и атмосферной печи.

В ходе работы проводилось экспериментальное определение следующего:

1) зависимостей массовой доли испарившейся из флюса влаги от температуры и времени прокалки, насыпной высоты флюса, наличия атмосферы или вакуума в печи;

2) содержания диффузионного водорода в металле, наплавленном при помощи автоматической сварки под флюсом, прокаленном в вакууме и при атмосферном давлении (режим ТУ).

Материалы и методики исследования. Испытания проводились на керамическом флюсе для дуговой сварки марки ChF-T2 производства ОАО «Челябинский трубопрокатный завод». В качестве основного документа, регламентирующего методы испытания, эталонные режимы прокалки и хранения, использовались ТУ на данную марку флюса.

Для определения массовой доли влаги во флюсе использовался гравиметрический метод определения гигроскопической влаги по ГОСТ 21639.1 [2], а для определения содержания диффузионного водорода в наплавленном металле — вакуумный метод по ГОСТ 23338.

Метод определения массовой доли влаги во флюсе заключается в определении изменения массы флюса до и после прокалки, разница в массе считается массой выделившейся влаги [3]. Измерения производились при помощи лабораторных аналитических весов A&D GH 120 с точностью 0,0001 г, контактная поверхность весов была теплоизолирована. Навеска флюса помещалась в предварительно прокаленные и взвешенные тигли или лодочки. Тигли и лодочки прокаливались в печи до остановки изменения их массы при той же температуре, при которой велась последующая прокалка флюса. Высота слоя флюса в тигле не превышала 50 мм [2]. Тигли и лодочки с навеской помещались в печь, разогретую до заданной для конкретного опыта температуры. Масса тиглей с навеской определялась каждые полчаса. Каждая серия испытаний флюса проводилась на трех навесках параллельно [3].

Прокалка флюса в вакууме осуществлялась при помощи вакуумного сушильного шкафа Binder VD 23 в комплекте с химической вакуумной системой Vacuubrand MZ 2C NT +2AK [4]. Предельный вакуум, создаваемый данной установкой, составляет 7 мм рт. ст. Прокалка флюса на режиме ТУ осуществлялась в печи, температура в которой дополнительно контролировалась поверенным мультиметром АРРА-305, укомплектованным термопарой K-типа (хромель — алюмель).

Расчет количества гигроскопической влаги во флюсе производился по следующей формуле [3]:

$$w = \frac{(m_1 - m_2)}{(m_1 - m_т)} 100\,\%, \qquad (1)$$

где w — массовая доля гигроскопической влаги, %; m_1 — масса тигля с навеской до испытания, г; m_2 — масса тигля с навеской после испытания, г; $m_т$ — масса тигля (тары), г.

Метод определения содержания диффузионного водорода в наплавленном металле основан на сборе выделяющегося водорода из образца в вакуумную камеру, соединенную с манометром. Объем выделившегося водорода определяют с учетом объема камеры и изменения в ней давления за счет выделившегося водорода. Дегазация образца выполняется при комнатной температуре [5].

Наплавку выполняли на следующих режимах: сварочный ток — 320–340 А; напряжение дуги — 35 В; скорость сварки — 25 м/час; полярность — обратная [2, 5]. Наплавочные работы выполнялись при помощи сварочной проволоки PITTARC S3MoTiB диаметром 4 мм (содержание остаточного водорода 0,05 ppm) и сварочного автомата АДС 1000–2 с источником питания ВДУ 1201.

После помещения образца с наплавкой в вакуумную камеру и 5 суток выдержки фиксировалась разность уровней жидкости в манометре с погрешностью ±0,5 мм [5].

Для расчета содержания водорода использовалась формула [5]

$$[H] = \frac{k(V_к - V_{об})(h - h_{хп})10}{Tm_{нм}}, \qquad (2)$$

где k — коэффициент перевода для камер участвовавших в эксперименте, k = 0,278 К/мм; $V_к$ — объем камеры, мм^3; $V_{об}$ — объем образца, мм^3; h — разница уровней столбов жидкости в жидкостном манометре, мм; $h_{хп}$ — холостая поправка, мм; T — температура, К; $m_{нм}$ — масса наплавленного металла, г.

В первой серии экспериментов определили максимальную массовую долю гигроскопической влаги во флюсе, которая может быть удалена при 5 заданных температурах прокалки: на режиме ТУ — 325 °С при атмосферном давлении; при температурах 90, 120, 150 и 180 °С в вакууме глубиной 7 мм рт. ст. Флюс прокаливался в лодочках, высота слоя флюса не превышала 7 мм. Испытания проводились до прекращения изменения массы навесок.

Экспериментальная часть. Значения максимальной массовой доли гигросокпической влаги, выделившейся из флюса при заданной температуре:

T, °С	*w*, %
90 (вакуум 7 мм рт.ст.)	0,075±0,008
120 (вакуум 7 мм рт.ст.)	0,071±0,009
150 (вакуум 7 мм рт.ст.)	0,080±0,008
180 (вакуум 7 мм рт.ст.)	0,090±0,011
325 (атмосферное давление)	0,101±0,013

Результаты опытов показывают, что наибольшее количество влаги может быть удалено при температуре 325 °С в атмосферной печи. Значения массовой доли испарившейся влаги при прокалке при 180 °С в вакууме глубиной 7 мм рт. ст., позволяет рассматривать данный режим как альтернативу режиму ТУ.

Во второй серии экспериментов определили изменение во времени массовой доли гигроскопической влаги во флюсе; при этом максимальное время прокалки было ограничено 2 часами (соответствует режиму ТУ) [6]. Режимы прокалки (температура и давление) были идентичны режимам прокалки первой серии экспериментов. Масса тиглей измерялась каждые 30 минут. Экспериментальные данные и графические зависимости изменения массовой доли влаги во флюсе от времени приведены в табл. 1 и на рис. 1.

Эксперимент показал, что при прокалке в вакууме (7 мм рт. ст.) при температуре 180 °С массовая доля выделившейся в течение 2 часов влаги больше, чем при прокалке в атмосферной печи на режиме ТУ (325 °С).

Для оценки влияния высоты слоя флюса на испарение влаги использовались данные, полученные по прокалке флюса при фиксированной температуре в различной лабораторной посуде — лодочках (высота слоя 7 мм) и тиглях с высотой слоя 30, 40 и 50 мм. Данную часть эксперимента проводили при температуре прокалки 120 °С.

Средние значения массовой доли испарившейся влаги, полученные в ходе данного эксперимента, приведены в табл. 2. По этим значениям построены временные зависимости выделения влаги при температуре 120 °С в вакууме глубиной 7 мм рт. ст. от высоты слоя флюса (рис. 2).

Как видно из рис. 2, кривая, соответствующая высоте слоя 7 мм, отличается от остальных интенсивностью выделения влаги за счет большего отношения площади поверхности к объему навески. Остальные кривые носят очень похожий характер и лежат значительно ниже. При

Таблица 1

Средние значения массовой доли испарившейся влаги в течение времени

T, °С	Массовая доля *w*, %, в разные моменты времени *t*, мин			
	30	60	90	120
90 (вакуум 7 мм рт. ст.)	0,014	0,018	0,022	0,023
120 (вакуум 7 мм рт. ст.)	0,022	0,029	0,033	0,035
150 (вакуум 7 мм рт. ст.)	0,029	0,035	0,038	0,042
180 (вакуум 7 мм рт. ст.)	0,036	0,044	0,049	0,050
325 (воздух)	0,039	0,042	0,044	0,045

высоте слоя навески 50 мм после прокалки в течение 2 часов во флюсе остается около 50 % влаги относительно максимального возможного выхода при данной температуре: при высоте слоя 40 мм — 41 %, при высоте слоя 30 мм — 38 %.

Зависимость количества диффузионного водорода от влажности флюса определялась на четырех сериях экспериментов. В первой серии флюс для сварки использовался в состоянии поставки, во второй — использовался насыщенный флюс. В третьей — после прокалки на режиме ТУ (2 часа 325 °С при атмосферном давлении), в четвертой — после прокалки при 180 °С в вакууме глубиной 7 мм рт. ст. в течение 1,5 часов.

Массовая доля влаги во флюсе в состоянии поставки равнялась массовой доле влаги, испарившейся при температуре 325 °С (наибольшее среднее значение, полученное в ходе предыдущих экспериментов) [7]. Массовая доля влаги во флюсе в состоянии поставки составила $w^*_{\text{сп}} = 0{,}101$ %.

Значения массовых долей оставшейся влаги во флюсе после прокалок считались как разница массовой доли влаги во флюсе в состоянии поставки и массовой доли удаленной влаги:

$$w^*_{\text{ту}} = 0{,}101 - 0{,}045 = 0{,}056\ \%;$$

$$w^*_{180} = 0{,}101 - 0{,}049 = 0{,}052\ \%,$$

где $w^*_{\text{ту}}$ — массовая доля оставшейся влаги после прокалки на режиме ТУ, %; w^*_{180} — массовая доля оставшейся влаги после прокалки при 180 °С в вакууме глубиной 7 мм рт. ст. в течение 1,5 часов, %.

Насыщение флюса проводилось в плоской посуде в помещении с повышенной влажностью воздуха, которая колебалась от 13 до 17 г/м^3. По

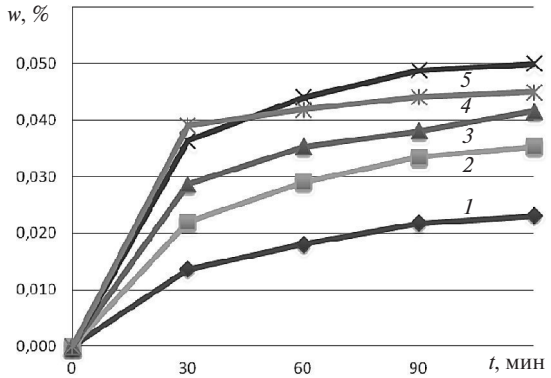


Рис. 1. Зависимость изменения массовой доли испарившейся влаги из флюса при заданной температуре от времени прокалки: *1* – 90 (вакуум 7 мм РТ. ст.); *2* – 120 (вакуум 7 мм РТ. ст.); *3* – 150 (вакуум 7 мм РТ. ст.); *4* – 180 (вакуум 7 мм РТ. ст.); *5* –325 (воздух)

истечении 7 суток были проведены опыты по измерению содержания водорода в наплавленном металле и влаги во флюсе. В процессе насыщения влагой строго контролировалось отсутствие прямого контакта флюса с водой, толщина слоя флюса не превышала 50 мм. Результаты эксперимента приведены в табл. 3 и на рис. 3.

Значения содержания водорода в наплавленном металле и содержания влаги во флюсе с коэффициентом достоверности 0,92 принадлежат прямой $[\text{H}] = 66{,}1w + 3{,}0$.

В ходе эксперимента были получены сведения о гидратации флюса после прокалки на воздухе. После проведения прокалки флюс пересыпался в тигли с комнатной температурой и оставлялся на определенное время на воздухе.

При нахождении на воздухе с относительной влажностью 30 % в течение 1 часа навеска с флюсом высотой до 7 мм поглощает влагу, массовая

Таблица 2

Средние значения массовой доли испарившейся влаги при температуре 120 °С в вакууме глубиной 7 мм рт. ст. в различной лабораторной посуде

h, мм	Массовая доля *w*, %, в разные моменты времени *t*, мин			
	30	60	90	120
50	0,022	0,029	0,033	0,035
40	0,025	0,036	0,040	0,042
30	0,028	0,039	0,042	0,044
7	0,053	0,071	0,071	0,071

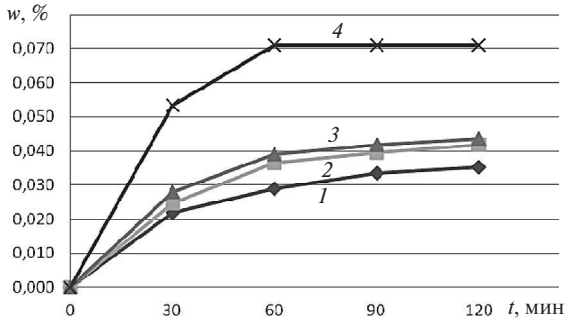


Рис. 2. Зависимости изменения массовой доли испарившейся из флюса влаги от времени прокалки в вакууме глубиной 7 мм рт. ст. при температуре 120 °С при различной высоте слоя флюса: *1* — 50 мм; *2* — 40 мм; *3* — 30 мм; *4* — 7 мм

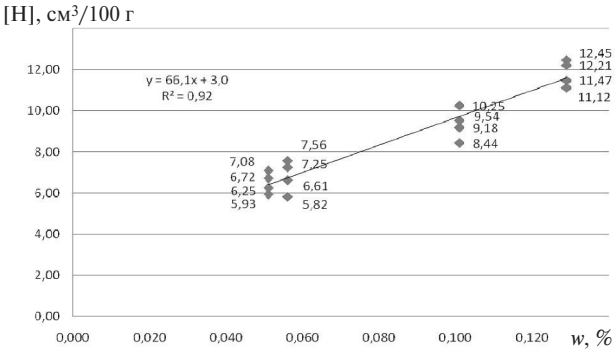


Рис. 3. Зависимости содержания диффузионного водорода в наплавленном металле от количества влаги в сварочном флюсе

Таблица 3

Зависимость содержания диффузионного водорода в наплавленном металле от количества влаги во флюсе

Вид флюса	*w*, %	[H], см³/100 г
Насыщенный	0,129	11,81±1,08
В состоянии поставки	0,101	9,35±1,31
Вакуум 1,5 часа при 180±1°С	0,056	6,81±1,33
Воздух 2 часа при 325±5°С	0,052	6,50±0,88

доля которой достигает 0,011 %, а в течение 12 часов — 0,040 %. В тех же условиях навеска с флюсом высотой 50 мм поглощает влагу, массовая доля которой достигает 0,009 %, а в течение 12 часов — 0,032 %.

Выводы

Экспериментально показана эффективность прокалки сварочного керамического флюса в вакууме для снижения массовой доли влаги в нем и количества диффузионного водорода в наплавленном металле. В качестве режима, альтернативного прокалке по ТУ и обеспечивающего как сопоставимую влажность флюса, так и содержание диффузионного водорода в наплавленном металле, следует считать режим прокалки при температуре 180 °С в течение 1,5 часов при давлении в печи 7 мм рт. ст.

Другой способ увеличения эффективности прокалки — это уменьшение толщины слоя флюса. При хранении флюса следует увеличить толщину слоя для снижения скорости диффузии влаги вглубь объема.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Бублик О.В., Чамов С.В.** Преимущества и недостатки керамических (агломерированных) флюсов по сравнению с плавлеными флюсами аналогичного назначения // Сварочное производство. 2009. №2. С. 27–30.

2. **ГОСТ 21639.1-90.** Флюсы для электрошлакового переплава. Методы определения содержания влаги.

3. **ТУ 5929-025-00186654-2011.** Флюс сварочный агломерированный для дуговой сварки марки ChF-T2.

4. **Binder VD 23.** Operating manual: руководство по эксплуатации. – Б.м., б.г. 80 р.

5. **ГОСТ 23338-91.** Сварка металлов. Методы определения содержания диффузионного водорода в наплавленном металле и металле шва.

6. **Потапов Н.Н.** Основы выбора флюса при сварке сталей. М., Машиностроение, 1979.

7. **Гончаров И.А., Пальцевич А.П., Токарев В.С. [и др.].** О форме существования водорода в сварочных плавленых флюсах // Автоматическая сварка. 2001. №4. С. 28–32.

REFERENCES

1. **Bublik O.V., Chamov S.V.** Preimushchestva i nedostatki keramicheskikh (aglomerirovannykh) flyusov po sravneniyu s plavlenymi flyusami analogichnogo naznacheniya [Advantages and disadvantages of agglomerated fluxes compared with fused fluxes with similar functionality]. *Svarochnoye proizvodstvo*. 2009. №2. S. 27–30. (rus.)

2. **GOST 21639.1-90.** Flyusy dlya elektroshlakovogo pereplava. Metody opredeleniya soderzhaniya vlagi [Fluxes for electroslag remelting. Methods for determining moisture content]. (rus.)

3. **TU 5929-025-00186654-2011.** Flyus svarochnyy aglomerirovannyy dlya dugovoy svarki marki ChF-T2 [Agglomerated welding flux for arc welding brand ChF-T2]. (rus.)

4. **Binder VD 23.** Operating manual: [rukovodstvo po ekspluatatsii. – B.m., b.g]. 80 p. (rus.)

5. **GOST 23338-91.** Svarka metallov. Metody opredeleniya soderzhaniya diffuzionnogo vodoroda v naplavlennom metalle i metalle shva [Welding of metals. Methods for determination of diffusible hydrogen in deposited weld metal and fused metal]. (rus.)

6. **Potapov N.N.** Osnovy vybora flyusa pri svarke staley [Flux for steel welding selection principles]. M.: Mashinostroyeniye, 1979. (rus.)

7. **Goncharov I.A., Paltsevich A.P., Tokarev V.S. [i dr.].** O forme sushchestvovaniya vodoroda v svarochnykh plavlennykh flyusakh [About hydrogen existence form in fused (agglomerated) welding flux]. *Avtomaticheskaya svarka*. 2001. №4. S. 28–32. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ЛЕВЧЕНКО Алексей Михайлович — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.E-mail: vaskapi@yandex.ru

ПАНЧЕНКО Олег Владиславович — кандидат технических наук ассистент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: mr_o_p@mail.ru

ЖАБРЕВ Леонид Анатольевич — аспирант Санкт-Петербургского государственного технологического института. 190013, Россия, Санкт-Петербург, Московский пр., д. 26. E-mail: leozhabrev@mail.ru

МЕТИК Анастасия Михайловна — студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: tusia71@yandex.ru

ЛОРЕНЦ Илья Олегович — студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.E-mail: iliya_93@inbox.ru

AUTHORS

LEVCHENKO Aleksei M. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.E-mail: vaskapi@yandex.ru

PANCHENKO Oleg V. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: mr_o_p@mail.ru

ZHABREV Leonid A. — St. Petersburg Institute of Technology (Technical University). 26, Moskovskiy prospect, St. Petersburg, Russia,190013. E-mail: leozhabrev@mail.ru

METIK Anastasiya M. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: tusia71@yandex.ru

LORENTS Iliya O. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: iliya_93@inbox.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.18
УДК 661.665

Г.В. Галевский, В.В. Руднева, А.К. Гарбузова

ЭЛЕКТРООСАЖДЕНИЕ, СТРУКТУРА И СВОЙСТВА КОМПОЗИЦИОННОГО ПОКРЫТИЯ «НИКЕЛЬ — КАРБИД ТИТАНА»

G.V. Galevsky, V.V. Rudneva, A.K. Garbuzova

ELECTRODEPOSITION, STRUCTURE AND PROPERTIES OF A COMPOSITE COVERING «NICKEL — TITANIUM CARBIDE»

Исследованы условия электроосаждения, структура и физико-механические свойства (микротвердость, сцепление с основой, внутренние напряжения, износостойкость, токи коррозии) гальванических композиционных покрытий на основе никеля с нанопорошком (НП) карбида титана (размерный диапазон 0,02–0,08 мкм) и его микропорошком (МП) (1–5 мкм). Установлено, что при электроосаждении никеля из электролита-суспензии металлический никель сначала осаждается на наночастицах, взвешенных в электролите, после чего наночастицы прочно прикрепляются к подложке, легко и равномерно врастают в осадок. В отличие от микропорошка, нанопорошок карбида не только является наполнителем, но и выступает в качестве сильного структурообразователя в процессе электрокристаллизации никеля и обеспечивает ее массовый многозародышевый характер, что приводит к образованию покрытий с малыми размерами структурных фрагментов характерного матового цвета, практически беспористых, с повышенными физико-механическими свойствами. Покрытие Ni — НП TiC может быть рекомендовано для антикоррозионной защиты и упрочнения деталей, работающих на износ при средних окружных скоростях и невысоких удельных нагрузках.

НИКЕЛЬ; КАРБИД ТИТАНА; КОМПОЗИЦИОННОЕ ПОКРЫТИЕ; ЭЛЕКТРОЛИТ – СУСПЕНЗИЯ; СТРУКТУРА; СВОЙСТВА.

Electrodeposition conditions, structure, as well as physical and mechanical properties (microhardness, coupling with a basis, internal tension, wear resistance, corrosion currents) of galvanic composite coverings on the basis of nickel with nanopowder (NP) of titanium carbide (dimensional range (0,02 — 0,08 microns)) and its micropowder (MT) (1 — 5 micron) are investigated. It is established that at electrodeposition of nickel from electrolyte — suspension metal nickel at first is besieged on the nanoparticles weighed in electrolyte, then nanoparticles are strongly attached to a substrate, easily and evenly growing into a deposit. Unlike micropowder, nanopowder of carbide is not only a filler, acting as a strong structure-forming agent in the course of electrocrystallization of nickel and providing its mass multigerminal character that leads to formation of coverings with small sizes of structural fragments, characteristic opaque color, almost pore-free with the increased physical and mechanical properties. The coverings contain, %: Ni — 97,39; O — 1,79; Ti — 0,65; C — 0,17. Annealing of the coverings in vacuum promotes the increase of their coupling with a basis by 1,3 times, microhardness by 1,2 times, wear resistance by 1,3 times. Covering Ni — NP TiC can be recommended for anticorrosive protection and hardening of the details working very hard at average district speeds and low specific loadings.

NICKEL, TITANIUM CARBIDE, COMPOSITE COVERING, ELECTROLYTE – SUSPENSION.

Введение

Электроосаждаемые, или гальванические, композиционные покрытия (ГКП) формируются при осаждении металла в виде тонкого слоя на изделия с электропроводящей поверхностью из электролитов — суспензий, содержащих дисперсную фазу. Технология композиционного

электроосаждения получила развитие благодаря научным школам профессоров Р.С. Сайфуллина (КГТУ), Г.В. Халдеева (ПГУ), Т.Е. Цупак (РГХТУ), В.Ю. Долматова (СПбГПУ), основные достижения которых обобщены в работах [1–4]. Благодаря включению частиц в покрытие его эксплуатационные свойства повышаются, что позволяет с помощью ГКП успешно решать многие практические задачи по поверхностному упрочнению конструкционных деталей, инструментальной оснастке и восстановлению их быстроизнашивающихся частей. Для улучшения характеристик ГКП необходимо повышать уровень дисперсности упрочняющей фазы и в пределе использовать ее с такими частицами, размер которых существенно меньше размера зерна матрицы. Это улучшает качество электроосаждаемых матриц за счет повышения адгезии к подложке, снижения пористости и микрошероховатости, формирует матрицу с равновесной субзеренной структурой и равномерным содержанием частиц, повышает уровень физико-механических свойств покрытий, расширяет технологические возможности процесса получения ГКП из-за незначительной седиментации наноразмерных частиц в электролитах-суспензиях. Эти обстоятельства предопределяют постоянное стремление специалистов, работающих в области технологии ГКП, использовать в качестве упрочняющей фазы материалы высокой дисперсности, в том числе и наноразмерного уровня [5–10].

Анализ накопленного опыта и оценка современного состояния технологии ГКП позволяют сформулировать следующие задачи, требующие первоочередного решения:

дальнейшие расширение номенклатуры и повышение качества вводимых в обращение упрочняющих наноматериалов, увеличение объемов их производства;

реализация технологий ГКП в условиях постоянно ужесточающихся экологических требований, что снижает известные конкурентные преимущества ряда процессов, например хромирования из электролитов на основе соединений хрома (VI), и повышает востребованность альтернативных процессов, например композиционного никелирования;

необходимость решения крупномасштабных задач композиционного упрочнения, например: защиты внутренней поверхности медных гильз кристаллизаторов сортовых машин непрерывного литья заготовок за счет создания хром-карбидокремниевого покрытия, существенно повышающего стойкость гильзы и качество непрерывнолитой заготовки [11]; защиты стенок медного кристаллизатора слябовых установок непрерывной разливки стали за счет создания хромоникелевого покрытия, сочетающего высокую теплопроводность, износо- и коррозионностойкость, повышающего стойкость кристаллизатора в 5 раз и снижающего количество слябов, пораженных паукообразными трещинами, в 4 раза [12]; защиты катодных блюмсов алюминиевых электролизеров от растворения при разрушении подины за счет создания хром-углеродного покрытия [13].

Цель настоящего исследования — изучение особенностей формирования и свойств ГКП на основе никеля, содержащих в качестве упрочняющей фазы нано- и микропорошки карбида титана — синтетического сверхтвердого, тугоплавкого, жаропрочного материала, достаточно востребованного для производства металлообрабатывающего инструмента, карбидосталей и защитных покрытий.

Наибольший объем использования в различных отраслях производства имеют гальванические покрытия на основе никеля; они составляют 75 % от общего объема гальванически осаждаемых металлов. Основные функции никелевых покрытий: защита от коррозии и механических повреждений; улучшение прочностных характеристик и износостойкости изделий, особенно эксплуатируемых в условиях сухого трения; решение определенных декоративно-эстетических задач. Однако никелевые покрытия защищают стальную основу только механически, а в порах покрытия происходит ее коррозия. Никелевые покрытия, особенно в тонких слоях, не являются сплошными. Это обусловлено самим характером их образования и разрастания: в первый период осаждения на инородную подложку образуются определенные зародыши, которые постепенно разрастаются в островки, и лишь на более позднем этапе роста происходит срастание островков в сплошной слой. При этом значительная пористость может быть выявлена в никелевом покрытии даже толщиной 20 мкм (рис. 1). Поэтому создание высо-

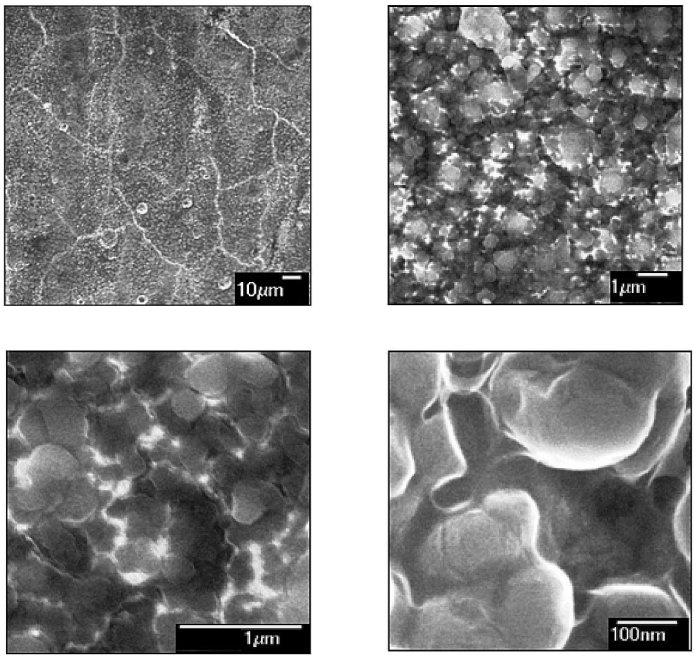


Рис. 1. Электронно-микроскопическое изображение поверхности электроосажденного никеля

коплотных, практически беспористых никелевых покрытий до сих пор остается важной научно-прикладной задачей.

Электроосаждение покрытий

Для упрочнения никелевой матрицы использовались нанопорошок карбида титана, полученный карбидизацией порошка металлического титана марки ПТМк природным газом в потоке азотной плазмы, и его микропорошок, полученный диспергированием в течение 80 часов в мельнице с твердосплавными шарами и футеровкой карбида титана карботермического печного синтеза стандартной гранулометрии (–63 мкм) (МП TiC). Характеристики химического и фазового составов и дисперсности используемых порошков приведены в табл. 1, а микрофотографии, полученные методами просвечивающей и растровой электронной микроскопии, — на рис. 2. Можно видеть, что порошки однофазные и содержат примеси, обусловленные технологией синтеза.

Анализ микрофотографий позволяет установить следующий размерный диапазон частиц, соответствующий 20–80 нм для нанопорошка. Карбидные наночастицы склонны к образованию микроагрегатов размером до 120 нм.

Исследование параметров осаждения ГКП проводилось в стандартном электролите никелирования, содержащем, кг/м^3, $NiSO_4 \cdot 7H_2O$ — 245, H_3BO_3–30, NaCl — 20, NaF — 6 при pH = 5,0–5,5, температуре 323 K, катодной плотности тока 0,1–1,2 кА/м^2, концентрации порошка 1–100 кг/м^3 и непрерывном перемешивании электролита. Для приготовления электролита-суспензии к навеске порошка добавляли небольшое количество чистого электролита, перемешивали до полного смачивания порошка, количественно переносили в электролизер и разбавляли до требуемой концентрации. Корректировка pH производилась с помощью растворов NaOH или H_2SO_4. Свежеприготовленный электролит прорабатывался в течение 2-х часов при катодной плотности тока 0,01–0,02 кА/м^2.

В условиях лабораторных исследований осаждение покрытий проводилось в стеклянных термостатированных электролизерах емкостью 0,001 м^3 при перемешивании суспензии магнитной мешалкой. Скорость движения электролита составляла 0,25–0,75 м/с. В качестве катодов использовались стальные (Ст. 3) образцы с площадью поверхности $2{,}0 \cdot 10^{-3}$ м^2, обезжиренные перед нанесением покрытий мелом и декапированные в 10 %-м растворе HC1. Анодами

Таблица 1

Основные характеристики порошков карбида титана

Характеристика	НП TiC	МП TiC
Химический состав основной фазы	$TiC_{0,95}N_{0,05}$	TiC
Содержание основной фазы, %	93,02	96,63
Содержание примесей, %:		
свободный титан	1,80	
свободный углерод	1,10	0,83
кислород	3,23	2,05
азот	1,18	0,24
летучие	0,89	0,25
Удельная поверхность, $м^2/кг$	33000–35000	600
Размер частиц, мкм	0,02–0,08	1–5
Форма частиц	Ограненная, кубическая	Осколочная, неправильная
Окисленность порошков, $\times 10^7$ кг $O_2/м^2$	9,1	34,2
Коррозионная стойкость в растворах электролитов	Устойчивы в щелочных и слабокислых растворах	

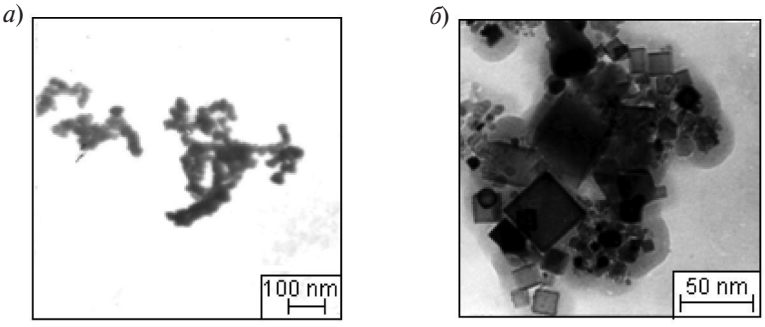


Рис. 2. Микрофотографии нанопорошка карбида титана

служили никелевые пластины размером 0,08×0,1 м, заключенные в чехлы из ткани типа «хлорин». Выход по току определялся весовым методом с помощью последовательно подключенного к электролизеру медного кулонометра.

Содержание карбида титана в композиционных покрытиях определялось весовым методом после растворения покрытия в 10 %-м растворе HNO_3 (ГОСТ 5744–94 с изм.). Процент включения карбида в матрицу рассчитывался как отношение массы нерастворимого остатка к массе покрытия.

Микротвердость покрытий измерялась на микротвердомере ПМТ-3 методом статического вдавливания перпендикулярно слою покрытия индентора при нагрузке 0,49 Н. Микротвердость покрытий определялась на образцах толщиной 40 мкм по 5–6 измерениям диагонали отпечатка.

Исследовалось влияние катодной плотности тока и концентрации порошков в электролите на содержание упрочняющей фазы в покрытиях и их микротвердость. Результаты исследования приведены в табл. 2, 3.

Исследование влияния катодной плотности на содержание упрочняющей фазы в покрытии проводилось при *pH* электролита 5,0, температуре 323 К и концентрации упрочняющей фазы 10 $кг/м^3$. Результаты исследования приведены в табл. 2. Можно видеть, что повышение катодной плотности тока в пределах 0,1–1,0 $кА/м^2$ для нанопорошка и 0,1–0,7 $кА/м^2$ для микропорошка приводит к увеличению содержания упрочняющей фазы в покрытии: для НП–TiC с 0,52 до 0,88; МП–TiC с 0,61 до 1,18 %. В то же время четко прослеживается тенденция к увеличению содержания упрочняющей фазы от ее крупности:

Таблица 2

Зависимость содержания упрочняющей фазы в ГКП от катодной плотности тока

Катодная плотность тока, кА/м^2	Содержание упрочняющей фазы в ГКП, %	
	НП TiC	МП TiC
0,1	0,52	0,61
0,3	0,57	0,69
0,5	0,62	0,85
0,7	0,71	1,18
1,0	0,88	Некачественные покрытия
1,2	Некачественные покрытия	Некачественные покрытия

Таблица 3

Зависимость содержания упрочняющей фазы в ГКП и их микротвердости от концентрации порошков в электролите

Концентрация НП, МП в электролите, кг/м^3	Содержание упрочняющей фазы в ГКП, % (Микротвердость ± 0,3 ГПа)	
	НП TiC	МП TiC
2,0	0,45/3,5	0,38/2,6
5,0	0,81/4,2	0,67/2,9
10,0	0,88/4,4	1,09/3,0
15,0	0,82/4,4	1,29/3,1
30,0	0,80/4,6	1,63/3,3
45,0	0,77/4,6	1,97/3,3
60,0	0,73/4,4	2,16/3,5
80,0	0,76/4,6	3,00/3,6
100,0	не проводились	2,99/3,5

при катодной плотности тока 1,0 кА/м^2 содержание упрочняющей фазы в покрытии составляет для НП — TiC 0,88, для МП TiC 1,18 %. В присутствии упрочняющей нанодисперсной фазы верхний предел рабочей плотности тока электролита составляет 1,0 кА/м^2, что выше, чем для получения никелевых покрытий в данном электролите (0,5 кА/м^2). При катодной плотности тока 1,2 кА/м^2 покрытия образуются темного цвета, хрупкие и шероховатые, легко отслаивающиеся от основы. Это объясняется увеличением *pH* в прикатодном слое, что обусловлено выделением на катоде водорода и, как следствие этого, образованием и соосаждением с никелем его гидроксидов.

Исследование влияния концентрации порошков в электролите на содержание упрочняющей фазы в покрытии проводилось при *pH* электролита 5,0, температуре 323 К и катодной плотности тока 1,0 кА/м^2 для нанопорошка, 0,7 кА/м^2 — для микропорошка. Результаты исследований приведены в табл. 3. Можно видеть, что с повышением концентрации нанопорошка в электролите-суспензии до 5–10 кг/м^3 содержание упрочняющей фазы в ГКП также растет, в дальнейшем, при концентрации нанопорошков 15–30 кг/м^3 практически не меняется, а в области концентраций 45–80 кг/м^3 несколько снижается. Следовательно, с повышением крупности порошка карбида титана насыщение ни-

келевой матрицы достигается при более высоких содержаниях в ней упрочняющей фазы.

Таким образом, представляется, что для получения композиционных покрытий использование нанопорошка более целесообразно, чем микропорошков. Оптимальные условия осаждения ГКП «никель — НП карбида титана»: концентрация TiC — 5–10 кг/м^3, катодная плотность тока — 0,9–1,0 кА/м^2 при температуре 323 K, pH = = 5,0–5,5 и непрерывном перемешивании электролита. Выход никеля по току при этих условиях составляет 92–94 %.

Структура и физико-механические свойства покрытия

Исследованы структура и основные свойства (твердость, сцепление со стальной основой, внутренние напряжения, коррозионные свойства, износостойкость) композиционного покрытия на основе никеля с нано- и микропорошком карбида титана и «чистого» никелевого покрытия, т. е. никелевой матрицы. Осаждение ГКП «Ni — НП TiC» осуществляли при концентрации нанопорошка в электролите 5–10 кг/м^3 и катодной плотности 1,0 кА/м^2. При осаждении ГКП «Ni — МП TiC» концентрация микропорошка в электролите составляла 60–80 кг/м^3, катодная плотность тока 0,7 кА/м^2. Для осаждения «чистых» никелевых покрытий использовали электролит такого же состава, не содержащий дисперсной фазы.

Тонкая структура ГКП с нанопорошком исследовалась методами электронной микроскопии и энергодисперсионной спектрометрии.

Для изучения основных морфологических типов микро- и нанопорошков, определения их формы и линейных объектов использовался полевой эмиссионный растровый электронный микроскоп JSM-6700F с приставкой для энергодисперсионной спектрометрии JED-2300F, укомплектованный конической объективной линзой с сильным возбуждением. Такая объективная линза обеспечивает гарантированное разрешение 1,0 нм при ускоряющем напряжении 20 кВ и 2,2 нм при 1 кВ. На первом этапе исследования формировалось изображение микрорельефа поверхности образцов во вторичных электронах. Далее при относительно небольшом, но достаточном для идентификации всех объектов увеличении (×2000–3000) осуществлялся обзор всей поверхности приготовленных образцов с целью выявления наиболее характерных их участков. На этих участках проводился более подробный анализ, позволяющий достоверно определить форму, длину и диаметр микро- и нанообъектов.

Для определения элементного состава образцов ГКП использовался метод энергодисперсионной спектрометрии на растровом электронном микроскопе JSM-6480 LV с приставкой для энергодисперсионной спектрометрии INCA. Данный метод в сочетании с растровой электронной микроскопией позволяет проводить количественный элементный анализ в интервале от *B* до *U* в объеме порядка 1–3 кубических мкм. Чувствительность метода составляет 0,1 % ат. Относительная погрешность измерения равна 5 % отн.

Внутренние напряжения покрытий измеряли методом деформации гибкого катода. Сцепление покрытий со стальной основой оценивали методом сдвиговых нагрузок, для чего образцы склеивали клеем ВК-9 при площади склеивания $0{,}35\cdot10^{-4}$ м^2, толщине слоя $0{,}5\cdot10^{-3}$ м и после высыхания в течение 24 часов испытывали на разрывной машине модели Р-0,5. Защитную способность покрытий оценивали по величине определяемых методом Розенфельда токов коррозии между покрытием и основой в нейтральном электролите. Износостойкость образцов толщиной 40 мкм определяли в условиях сухого трения. В качестве контртела использовался стальной шар диаметром 0,014 м, выполненный из стали ШХ15 и закаленный до твердости 40 HRC, вращающийся под нагрузкой 0,8 Н со скоростью 2 об/с. Методики определения внутренних напряжений, сцепления покрытия с основой, токов коррозии и износостойкости подробно описаны в работах [14–16].

При электроосаждении материал композиционного покрытия начинает формироваться непосредственно в электролите, что подтверждается наличием тонкого слоя металла на внешней оболочке частиц, взвешенных в электролите. В дальнейшем малый радиус частиц и большое отношение площади к массе частиц вызывает более легкое заращивание их в никелевой матрице. Анализ энергодисперсионных спектров электроосажденного никеля и ГКП

подтверждает присутствие в них Ni, O и Ni, Ti, C, O. Количественные соотношения их близки к реальным (табл. 4). Так, по данным рентгеновского энергодисперсионного микроанализа содержание TiC в покрытии составляет 0,80–0,82 %, а по данным определения весовым методом, т. е. по величине нерастворенного осадка, — 0,85–0,88 %. При этом для определяемых элементов характерно достаточно равномерное распределение в покрытии толщиной 30 мкм (рис. 3), что подтверждает его композиционный характер.

Микротвердость ГКП определяется содержанием в них упрочняющей фазы и размерами ее частиц (см. табл. 3). Микротвердость ГКП «Ni — TiC» составляет 4,2–4,4 ГПа, что в 2,0 раза выше, чем у никелевой матрицы, в 1,45 раза выше чем у ГКП с МП TiC. Сцепление ГКП «Ni–НП TiC» со стальной основой составляет 30,7–32,8 МПа. Износостойкость ГКП «никель — НП TiC» в 1,5 раза выше стойкости покрытия с микропорошком и в 1,7 — стойкости никелевого покрытия. Отжиг ГКП «Ni — НП TiC» в вакууме при температуре 873 К в течение 75 минут способствует повышению их сцепления с основой до 45,3–48,9 МПа (в 1,3 раза), микротвердости до 5,2 ГПа (в 1,2 раза), износостойкости в 1,3 раза.

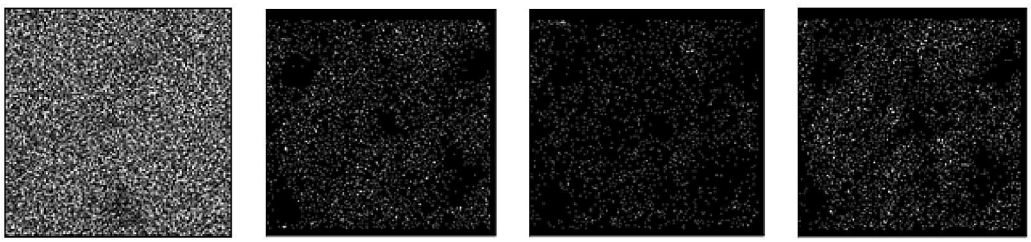
Включение дисперсных частиц в покрытие приводит к снижению внутренних напряжений, особенно при использовании нанопорошка карбида титана. Так, если при толщине 40 мкм у композиционного покрытия с микропорошком TiC внутренние напряжения в 1,73 раза меньше, чем у чистого никеля, то с наночастицами — в 4,12 раза (см. табл. 4). Этот эффект, по-видимому, объясняется образованием более мелкозернистой структуры растущего осадка за счет равномерно распределенных в нем частиц дисперсной фазы. Внедрение крупных частиц микропорошка по сравнению с НП приводит к неравномерной деформации матрицы, захватывающей большие группы зерен, а как следствие этого, к повышению внутренних напряжений и к снижению коррозионных характеристик.

Величина токов коррозии, возникающих в композиционных покрытиях, намного меньше, чем в никелевой матрице. При толщине покрытия 40 мкм, полученного при использовании микропорошка карбида, значение токов коррозии в нем в 2,78 раза меньше, чем в чистом никеле, а в случае применения нанопорошка карбида титана — меньше в 13,9 раза, что свидетельствует об образовании практически беспористых ГКП «Ni — НП TiC», обеспечивающих высокие защитные свойства.

Таблица 4

Элементный химический состав электроосажденного никеля (спектр 1) и ГКП Ni — НП TiC (спектры 2, 3)

Элемент	Содержание элемента в отдельных точках покрытий, %		
	Спектр 1	Спектр 2	Спектр 3
Ni	98,20	97,50	97,39
O	1,80	1,70	1,79
Ti	–	0,64	0,65
C	–	0,16	0,17



Ni Ti C O

Рис. 3. Результаты микрорентгеноспектрального анализа распределения основных элементов в ГКП Ni — НП TiC

Анализ и обсуждение результатов

Анализ полученных данных показывает, что введение НП карбида титана в электролит приводит к изменению таких технологических параметров электроосаждения, как допустимая катодная плотность тока и концентрация упрочняющей фазы в электролите.

Возрастание допустимой катодной плотности тока при введении в электролит второй фазы обусловлено, по-видимому, ускорением катодного процесса, связанным со стабилизацией значений *pH* в прикатодном слое, сдвигом потенциала выделения никеля в положительную сторону. Так, для исследуемого электролита никелирования установлен следующий характер изменения катодной плотности тока в зависимости от дисперсности наполнителя: (Ni) 0,5 кА/м^2 → (Ni + МП) 0,7 кА/м^2 → (Ni + НП) 1,0 кА/м^2. Благодаря этому электролит с нанопорошком более производителен, что делает его перспективным для получения композиционных покрытий, эксплуатируемых в условиях повышенного износа, и восстановления изношенных поверхностей.

В присутствии нанопорошка насыщение покрытия частицами происходит при меньшем их массовом содержании в покрытии и концентрации в электролите и не сопровождается снижением микротвердости. Подобное явление обусловлено значительным возрастанием числа наночастиц в единице объема и достижением в связи с этим дисперсионного упрочнения металлической матрицы. Наблюдаемое некоторое снижение содержания упрочняющей фазы в покрытии с ростом концентрации нанопорошков в электролите обусловлено развитием при высоких концентрациях процессов коагуляции наночастиц.

Анализ полученных результатов позволяет также выделить следующие основные факторы повышения эксплуатационных свойств ГКП «никель — карбид титана». Наночастицы карбида титана обладают высокой химической и адсорбционной активностью, образуют устойчивые к седиментации и коагуляции электролиты-суспензии, благодаря малой массе эффективно переносятся к покрываемой поверхности. При электроосаждении никеля наночастицы карбида выступают в качестве центров, от которых начинается кристаллизация никеля. Благодаря большому количеству наночастиц карбида, участвующих в процессе, кристаллизация носит массовый многозародышевый характер, а образующиеся покрытия имеют малые размеры структурных фрагментов, характерный матовый цвет и низкую пористость. Малый размер частиц карбида и кристаллитов никеля обеспечивает точное копирование микрорельефа поверхности, что увеличивает сцепление композиционного покрытия с основой. В отличие от микропорошка, нанопорошок карбида является не только наполнителем металлической никелевой матрицы, но и выступает в качестве ее модификатора. Относительно низкое содержание упрочняющей фазы в покрытии «Ni — НП TiC» обеспечивает значительно меньший ее расход на 1 м^2 обрабатываемой поверхности и позволяет сохранить ценные свойства матрицы. Низкая концентрация нанопорошка в электролите упрощает эксплуатацию гальванических ванн и снижает потери карбида титана за счет выноса электролита с деталями. Присутствие карбида титана повышает производительность электролита за счет увеличения верхнего предела катодной плотности тока.

Технологические рекомендации по применению ГКП «Ni — НП — TiC»

Полученный комплекс свойств ГКП «Ni — НП TiC» позволяет рекомендовать их для антикоррозионной защиты деталей, а после термообработки — для упрочнения деталей, работающих на износ в условиях трения скольжения при средних окружных скоростях (1,5–2,5 м/с) и невысоких удельных нагрузках (5–6 МПа), — валов, втулок, опор скольжения, шпинделей и др.

Выводы

При электроосаждении никеля из электролита-суспензии, нанопорошок карбида титана одновременно выступает в качестве компонента композиционного покрытия «никель — карбид титана» и эффективного модификатора, что обеспечивает формирование покрытия с мелкозернистой беспористой структурой и высокими эксплуатационными свойствами. Определены технологические преимущества получения гальванических композиционных покрытий на основе никеля с наноразмерным карбидом титана и технические области их наиболее рационального применения.

Работа выполнена в СибГИУ в рамках проектной части государственного задания Минобрнауки России № 11.1531/2014/К.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Сайфуллин Р.С.** Исследования в области создания композиционных электрохимических покрытий (КЭП) с дисперсной фазой микро- и наночастиц // Вестник Казанского технологического университета. 2009. № 6. С. 80–90.

2. **Десяткова Г.И., Ягодкина Л.М., Савочкина И.Е., Халдеев Г.В.** Композиционные электрохимические покрытия на основе никеля // Защита металлов. 2002. Т. 38, № 5. С. 525–529.

3. **Цупак Т.Е.** Высокопроизводительные процессы электроосаждения никеля и сплава никель — фосфор из электролитов, содержащих карбоновые кислоты: автореф. дисс. ...докт. хим. наук. Москва. 2008. 40 с.

4. **Долматов В.Ю.** Современная промышленная технология получения детонационных наноалмазов (НА) и основные области их использования // Нанотехнологии — производству. 2006 : Труды междунар. науч.-практ. конф. М. : Янус-К. 2006. С. 113–151.

5. **Ноздрин И.В., Руднева В.В., Галевский Г.В.** Гальванические композиционные покрытия цинк — диборид хрома: электроосаждение и свойства // Вестник горно-металлургической секции РАЕН. Отделение металлургии : сб. науч. трудов. СибГИУ. Москва-Новокузнецк. 2014. Вып. 32. С. 106–112.

6. **Ширяева Л.С., Ноздрин И.В., Галевский Г.В., Руднева В.В.** Исследование композиционных электрохимических покрытий никель — нанокарбонитрид хрома // Гальванотехника и обработка поверхности. 2014. № 2. Т. XXII. С. 51–57.

7. **Ширяева Л.С., Ноздрин И.В., Галевский Г.В., Руднева В.В.** Исследование физико-механических свойств электроосаждаемого композиционного материала никель — нанокарбонитрид хрома // Перспективные материалы. 2014. № 7. С 62–67.

8. **Ширяева Л.С., Ноздрин И.В., Галевский Г.В., Руднева В.В.** Применение нанокарбонитрида хрома в композиционных гальванических покрытиях на основе никеля // Вестник Сибирского государственного индустриального университета. 2014. № 3(9). С. 48–52.

9. **Галевский Г.В., Руднева В.В.** Антикоррозионное композиционное покрытие цинк — наноборид хрома: электроосаждение, структура, свойства // Актуальные проблемы современного машиностроения : Труды Междунар. науч.-практ. конф. Томск: Изд-во ТПУ. 2014. С. 220–224.

10. **Руднева В.В.** Развитие теории и нанотехнологии электроосаждения композиционных покрытий // Вестник РАЕН : Проблемы развития металлургии в России (тематический номер). 2006. Т. 6. № 3. С. 63–68.

11. **Колпак В.П.** Обеспечение гильзами кристаллизаторов МНЛЗ на ОАО «Запсибметкомбинат» // «Оборудование и технологии термической обработки металлов и сплавов» : сборник докладов. 4 Междунар. конф. Харьков: ХГУ. 2003. С. 58–60.

12. **Суховольский С.В.** Влияние хром-никелевого покрытия кристаллизатора на качество поверхности непрерывнолитой заготовки // Актуальные проблемы электрометаллургии, сварки, качества: Тр. междунар. науч.-практ. конф. Новокузнецк. СибГИУ. 2006. Т. 1. С. 142–144.

13. **Гамаюнов И.Г., Баранов А.Н.** Защита блюмсов алюминиевых электролизеров от коррозии // Перспективы развития технологии, экологии и автоматизации химических, пищевых и металлургических производств : материалы науч.-практ. конф. Иркутск: Изд-во ИрГТУ. 2008. С. 272–274.

14. **Руднева В.В., Галевский Г.В.** Особенности электроосаждения и свойства композиционных покрытий с нанокомпонентами // Изв. вузов. Черная металлургия. 2007. № 3. С. 39–43.

15. **Полях О.А., Руднева В.В., Галевский Г.В.** Плазмометаллургическое производство карбида кремния для композиционного никелирования и хромирования. М. : Флинта : Наука, 2006. 188 с.

16. **Гамбург Ю.Д.** Гальванические покрытия. Справочник по применению. М. : Техносфера, 2006. 216 с.

REFERENCES

1. **Sayfullin R.S.** Issledovaniya v oblasti sozdaniya kompozitsionnykh elektrokhimicheskikh pokrytiy (KEP) s dispersnoy fazoy mikro- i nanochastits. [Researches in the field of creation of the composite electrochemical coverings (CEC) with a disperse phase micro and nanoparticles]. *Vestnik Kazanskogo tekhnologicheskogo universiteta*. 2009. № 6. S. 80–90. (rus.)

2. **Desyatkova G.I., Yagodkina L.M., Savochkina I. Ie., Khaldeyev G.V.** Kompozitsionnyye elektrokhimicheskiye pokrytiya na osnove nikelya. [Composite electrochemical coverings on the basis of nickel]. *Zashchita metallov*. 2002. T. 38. № 5. S. 525–529. (rus.)

3. **Tsupak T.Ie.** Vysokoproizvoditelnyye protsessy elektroosazhdeniya nikelya i splava nikel — fosfor iz elektrolitov, soderzhashchikh karbonovyye kisloty: avtoref. diss. ...dokt. khim. nauk. [High-performance processes of electrodeposition of nickel and alloy nickel — phosphorus from the electrolytes containing carbonic acids]. Moscow. 2008. 40 s. (rus.)

4. **Dolmatov V.Iu.** Sovremennaya promyshlennaya tekhnologiya polucheniya detonatsionnykh nanoalmazov

(NA) i osnovnyye oblasti ikh ispolzovaniya. [Modern industrial technology of receiving detonation nanodiamonds (ND) and the main areas of their use]. *Nanotekhnologii — proizvodstvu — 2006 : Trudy mezhdunar. nauch.-prakt. konf.* M. : Yanus-K. 2006. S. 113–151. (rus.)

5. **Nozdrin I.V., Rudneva V.V., Galevskiy G.V.** Galvanicheskiye kompozitsionnyye pokrytiya tsink — diborid khroma: elektroosazhdeniye i svoystva. [Electroplated composite coatings zinc — diboride chrome: electrodeposition and properties]. *Vestnik gorno-metallurgicheskoy sektsii RAEN. Otdeleniye metallurgii : sb. nauch. trudov*. SibSIU. Moscow-Novokuznetsk. 2014. T. 32. S. 106–112. (rus.)

6. **Shiryayeva L.S., Nozdrin I.V., Galevskiy G.V., Rudneva V.V.** Issledovaniye kompozitsionnykh elektrokhimicheskikh pokrytiy nikel — nanokarbonitrid khroma. [Research of composite electrochemical coverings nickel — nanocarbonitride chrome]. *Galvanotekhnika i obrabotka poverkhnosti*. 2014. № 2. T. XXII. S. 51–57. (rus.)

7. **Shiryayeva L.S., Nozdrin I.V., Galevskiy G.V., Rudneva V.V.** Issledovaniye fiziko-mekhanicheskikh svoystv elektroosazhdayemogo kompozitsionnogo materiala nikel — nanokarbonitrid khroma. [Research of physicomechanical properties of the electrobesieged composite material nickel — nanocarbonitride chrome]. *Perspektivnyye materialy*. 2014. № 7. S. 62–67. (rus.)

8. **Shiryayeva L.S., Nozdrin I.V., Galevskiy G.V., Rudneva V.V.** Primeneniye nanokarbonitrida khroma v kompozitsionnykh galvanicheskikh pokrytiyakh na osnove nikelya. [Application of a nanokarbonitride of chrome in composite electroplated coatings on the basis of nickel]. *Vestnik Sibirskogo gosudarstvennogo industrialnogo universiteta*. 2014. № 3(9). S. 48–52. (rus.)

9. **Galevskiy G.V., Rudneva V.V.** Antikorrozionnoye kompozitsionnoye pokrytiye tsink — nanoborid khroma: elektroosazhdeniye, struktura, svoystva. [Anticorrosive composite covering zinc — нанборид chrome: electrodeposition, structure, properties]. *Aktualnyye problemy sovremennogo mashinostroyeniya : Trudy mezhdunar. nauch.-prakt. konf.* Tomsk: Izd-vo TPU. 2014. S. 220–224. (rus.)

10. **Rudneva V.V.** Razvitiye teorii i nanotekhnologii elektroosazhdeniya kompozitsionnykh pokrytiy. [Development of the theory and nanotechnology of electrodeposition of composite coverings]. *Vestnik RAEN : Problemy razvitiya metallurgii v Rossii* (*tematicheskiy nomer*). 2006. T. 6. № 3. S. 63–68. (rus.)

11. **Kolpak V.P.** Obespecheniye gilzami kristallizatorov MNLZ na OAO «Zapsibmetkombinat». [Providing with sleeves of crystallizers MNLZ on «Zapsibmetkombinat»]. *«Oborudovaniye i tekhnologii termicheskoy obrabotki metallov i splavov» : sbornik dokladov*. 4 Mezhdunar. konf. Kharkov: KhGU. 2003. S. 58–60. (rus.)

12. **Sukhovolskiy S.V.** Vliyaniye khrom-nikelevogo pokrytiya kristallizatora na kachestvo poverkhnosti nepreryvnolitoy zagotovki. [Influence chrome — a nickel covering of a crystallizer on quality of a surface of nepreryvnolity preparation]. *Aktualnyye problemy elektrometallurgii, svarki, kachestva*. Tr. mezhdunar. nauch.-prakt. konf. Novokuznetsk: SibSIU. 2006. T. 1. S. 142–144. (rus.)

13. **Gamayunov I.G., Baranov A.N.** Zashchita blyumsov alyuminiyevykh elektrolizerov ot korrozii. [Protection of blyums of aluminum electrolyzers against corrosion]. *Perspektivy razvitiya tekhnologii, ekologii i avtomatizatsii khimicheskikh, pishchevykh i metallurgicheskikh proizvodstv : materialy nauch.-prakt. konf.* Irkutsk : IrGTU. 2008. S. 272–274. (rus.)

14. **Rudneva V.V., Galevskiy G.V.** Osobennosti elektroosazhdeniya i svoystva kompozitsionnykh pokrytiy s nanokomponentami. [Features of electrodeposition and property of composite coverings with nanocomponents]. *Izv. vuz. Chernaya metallurgiya*. 2007. № 3. S. 39–43.

15. **Polyakh O.A., Rudneva V.V., Galevskiy G.V.** Plazmometallurgicheskoye proizvodstvo karbida kremniya dlya kompozitsionnogo nikelirovaniya i khromirovaniya. [Plasma metallurgical production of carbide of silicon for composite nickel plating and chromium plating]. M. : Flinta : Nauka, 2006. 188 s. (rus.)

16. **Gamburg Iu.D.** Galvanicheskiye pokrytiya. Spravochnik po primeneniyu. [Electroplated coatings. Reference book on application]. M. : Tekhnosfera, 2006. 216 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ГАЛЕВСКИЙ Геннадий Владиславович — доктор технических наук профессор заведующий кафедрой Сибирского государственного индустриального университета. 654007, г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42. 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

ГАРБУЗОВА Алина Константиновна — аспирант Сибирсого государственного индустриального университета. 654007, Новокузнецк, Ул. Кирова 42.E-mail: vind09@mail.ru

AUTHORS

GALEVSKII Gennadiy V. — Siberian State Industrial University. 42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007.E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

RUDNEVA Viktoria V. Siberian State Industrial University. 42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007.E-mail: kafcmet@mail.ru

GARBUZOVA Alina K. — Siberian State Industrial University. 654007, Novokuznetsk, Kirov St. 42.E-mail: vind09@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.19
УДК 539.376:621

Е.В. Чумаков

ИССЛЕДОВАНИЕ КОРРЕЛЯЦИИ ДЛИТЕЛЬНЫХ И КРАТКОВРЕМЕННЫХ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

E.V. Chumakov

RESEARCH OF METAL MATERIALS LONG AND SHORT-TERM MECHANICAL BEHAVIOUR CORRELATION

Экспериментально исследованы ползучесть и кратковременные механические свойства различных металлов и сплавов. Установлена корреляция между различными механическими свойствами. Предложен приведенный параметр сравнительной оценки эксплуатационной надежности конструкционных материалов и показана возможность его применения в технологических процессах машиностроительного производства. Предложен способ обработки экспериментальных результатов испытаний на ползучесть, который является основой создания экспресс-анализа деформационного поведения металлов и сплавов в широком интервале температур и напряжений. Показана высокая экономическая эффективность предложенного способа.

ПРИВЕДЕННАЯ ТЕМПЕРАТУРА; НОРМИРОВАННОЕ НАПРЯЖЕНИЕ; ПРИВЕДЕННЫЙ ПАРАМЕТР; МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА; КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ; ПРЕДЕЛ ТЕКУЧЕСТИ; ПОЛЗУЧЕСТЬ.

Creep and short-term mechanical properties of various metals and alloys are experimentally investigated. Aluminum and copper of various purity, copper alloy with 4 at. % of the titan, standard aluminum alloys, stainless steels and alloys are considered. Correlation between various mechanical properties is established. The specified parameter of comparative assessment of operational reliability of constructional materials is offered and the possibility of its application in technological processes of machine-building production is shown. The way of processing of creep testing experimental results, that is the basis for the rapid determination of metals and alloys deformation behavior within a wide temperature and tension range, is offered. Processing of experimental data of creep by the offered method showed that schedules of dependence of the reactor speed and the thermal creep on a specified parameter, representing a difference of the specified temperature and rated tension, have an appearance of straight lines. High economic efficiency of the suggested way is shown.

RESULTED TEMPERATURE, NORMALIZED PRESSURE, RESULTED PARAMETER, MECHANICAL PROPERTIES, STRUCTURAL MATERIALS, YIELD STRENGTH, CREEP.

Введение

Успехи современного машиностроения напрямую связаны с разработкой новых материалов и их внедрением в практику. Но между их разработкой и внедрением существует временной интервал, длительность которого определяется проведением комплекса исследований физико-механических свойств. К числу последних относятся длительные и кратковременные механические свойства. Они определяют выбор того или иного конструкционного материала для работы в конкретных температурно-силовых условиях. Из длительных механических свойств главенствующее положение занимает ползучесть, а мерой ползучести служит ее скорость. Ползучесть приводит к изменению размеров и формы металлоизделий. Скорость ползучести говорит о том, как быстро это происходит.

Среди используемых методов изучения длительных механических свойств конструкционных материалов при различных условиях можно выделить три основных: прямые экспериментальные исследования, максимально приближенные к рабочим условиям; имитирующие эксперименты; методы математического моделирования. Основной задачей при изучении ползучести металлических материалов является

определение закономерностей их деформационного поведения в широком интервале температур, напряжений и других специфических условий (например, для реакторной ползучести ее зависимость еще и от плотности нейтронного потока и интегральной дозы облучения). Многолетний опыт исследований показал, что наиболее информативными и достоверными являются экспериментальные данные, получаемые при испытаниях, максимально приближенных к реальным рабочим.

Проблемы обеспечения теплом и электроэнергией привели к необходимости использования атомной энергии. В свою очередь, использование атомных реакторов породило целый ряд материаловедческих проблем, привело к рождению и развитию радиационного материаловедения. Радиационная ползучесть стала рассматриваться как отдельное явление. По этой причине в работе уделено внимание реакторной ползучести, ее особенностям и общим с термической ползучестью закономерностям. Здесь следует отметить, что экспериментальные исследования длительных механических свойств металлов и сплавов в специфических условиях (космическое пространство, активная зона атомного реактора, высокие температуры литейного, прокатного, кузнечнопрессового производства и другие) требуют чрезвычайно больших затрат.

Несмотря на всю важность, ползучесть как явление остается в числе самых слабо изученных. И этому есть целый ряд причин. Отметим наиболее важные. Главеное —это очень высокая стоимость проведения экспериментальных работ по изучению ползучести, обусловленная большими затратами времени, дорогостоящих материалов и финансов, особенно при проведении исследований в специфических условиях.

Другая причина связана с тем, что подавляющая масса экспериментальных данных по ползучести была получена на разных конструкционных материалах, что привело к проблеме проведения сравнительного анализа их деформационного поведения. Решение этой проблемы сводится к поиску и нахождению нормирующих величин, использование которых позволило бы провести корректный анализ деформационного поведения различных металлов и сплавов с целью установления общих закономерностей и отличительных особенностей.

Существует ряд других проблем, чисто технических и даже психологического плана. Большие затраты и медленное накопление результатов делает указанные работы мало привлекательными. К отрицательным психологическим факторам также следует отнести то обстоятельство, что работы по изучению реакторной ползучести проводятся в условиях повышенного радиационного фона.

Перечисленные проблемы относятся к изучению ползучести применительно к любой области машиностроения. Решение же проблемы видится в поиске новых методов, новых путей и подходов к изучению ползучести, которые позволили бы в корне изменить сложившуюся ситуацию.

Одним из путей сокращения затрат на изучение деформационного поведения является поиск взаимосвязи между кратковременными и длительными механическими свойствами металлов и сплавов. Логически это оправдано, поскольку на изучение кратковременных механических свойств затраты в сотни, а в ряде случаев в тысячи раз меньше, чем на длительные. Для сравнительного анализа указанных характеристик разных металлов и сплавов необходим поиск оценочных параметров. Комплекс таких исследований позволил бы создать научно обоснованный метод выбора конструкционных материалов и оценки работоспособности изготовленных из них машин и механизмов.

Исходя из сказанного была сформулирована **цель работы:** создание нового, экономически эффективного метода исследования ползучести на базе установления взаимосвязи между кратковременными и длительными механическими свойствами металлов и сплавов, нахождения приведенных параметров сравнительной оценки конструкционных материалов и их применение в технологических процессах машиностроительного производства.

Методика и материалы исследования

В качестве объектов исследования использовали следующие материалы: алюминий чистотой 99,99 % (Al 99,99 %), чистая и техническая медь (Cu 99,99 % и Cu 99,95 %), сплав меди с титаном (Cu — 4 ат. %Ti), стандартные промышленные сплавы и стали — алюминиевый Д16, нержавеющие 12Х18Н10Т, Х20Н45М4БРЦ и Х20Н45М4БЧ. Из них изготавливали плоские

образцы в форме двойной лопатки с размерами рабочей части 20×4×0,5 мм и цилиндрические образцы диаметром 2 мм и 3 мм и длиной рабочей части 20 и 30 мм соответственно.

Для того чтобы исключить влияние на результаты эксперимента возможной постоянной неучтенной ошибки, внутриреакторные и лабораторные испытания на ползучесть проводились на одинаковых специально сконструированных дистанционных установках [1, 2].

Говоря о конструкционных материалах, следует иметь в виду, что их деформация сопровождается протеканием нескольких процессов, приводящих к структурным изменениям. Поэтому необходим параметр, который отражал бы их интегральное воздействие. Таким параметром оказался предел текучести σ_{02}, который служит одной из важнейших характеристик кратковременных механических свойств [3, 4].

Кратковременные механические испытания для определения предела текучести проводили при постоянной скорости нагружения [5]. Необходимость определения предела текучести вытекает из поставленных задач. Во-первых, это поиск возможной корреляции между кратковременными и длительными прочностными характеристиками. Во-вторых, как уже отмечалось выше, в металлических материалах зачастую одновременно протекает ряд процессов, приводящих к изменению их физико-механических свойств [6–8]. При этом приходится иметь дело с результатом интегрального их воздействия. И здесь необходимо было опереться на структурно-чувствительный параметр, каковым является предел текучести [3, 9]. Любые изменения в структурном состоянии отражаются на его величине. При испытаниях на ползучесть в процессе нагружения образца до требуемой величины напряжения снимали диаграмму растяжения, что позволяло определить величину предела текучести каждого конкретного образца, который затем испытывали на ползучесть.

Испытания на ползучесть проводили при постоянном напряжении, постоянной нагрузке, по дифференциальной методике и в условиях релаксации напряжений.

Во всех случаях по результатам экспериментов строили графики первичных кривых ползучести. При испытаниях с постоянным напряжением обработка кривых ползучести не представляет трудностей. Для пластичных материалов на ней четко выделяются все три стадии ползучести — неустановившаяся, установившаяся и ускоренная, предшествующая разрушению образца. В случае испытаний при постоянной нагрузке кривые ползучести имеют несколько иной вид. В качестве примера на рис. 1 представлены данные по ползучести сплава 03Х20Н45М4БРЦ. Напряжения указаны на момент начала испытания после нагружения.

Для удобства сравнения деформационного поведения на графиках рис. 1 не показаны величины мгновенных деформаций. Видно, что с ростом начального напряжения установившаяся стадия все более вырождается. При обработке таких экспериментальных графиков всегда возникали трудности в определении скорости ползучести. В настоящей работе предложен новый подход к их обработке. Для определения скорости ползучести, наряду с графиками, приведенными на рис. 1, строили графики изменения напряжения (рис. 2).

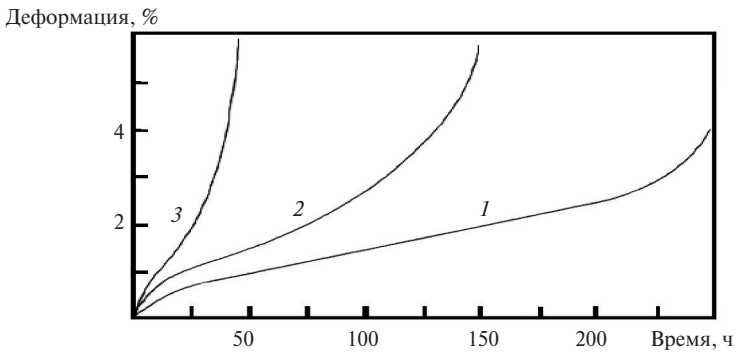


Рис. 1. Кривые ползучести сплава 03Х20Н45М4БРЦ при разных напряжениях (*1* — 130 МПа; *2* — 156 МПа; *3* — 212 МПа)

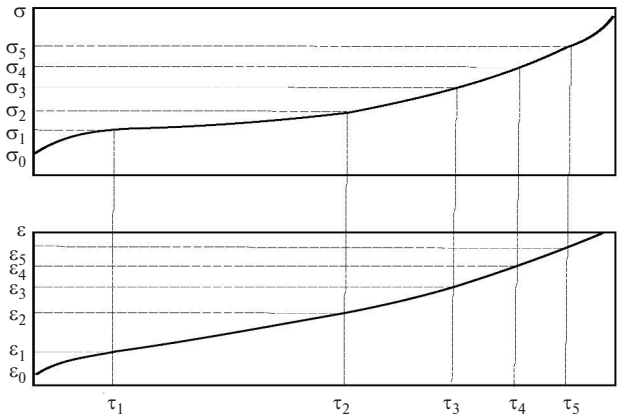


Рис. 2. Схема обработки результатов испытания на ползучесть при постоянной нагрузке

Весь диапазон изменения напряжения делится таким образом, что σ_1 отличается от σ_2, а σ_2 от σ_3 и т. д. на 3 %. Выбранное деление объясняется условием поддержания напряжения с точностью ± 1,5 %. В пределах выбранного интервала напряжение считается условно постоянным и равным среднему значению. Скорость ползучести определяется так же, как и в случае испытания при постоянном напряжении. Достоинством этой методики является достаточно высокая точность в определении действующего напряжения и возможность получения ряда значений скоростей ползучести в одном эксперименте. Но следует иметь в виду, что последнее утверждение выполнимо лишь в случае, когда скорости ползучести на установившейся стадии не ниже 10^{-8} с$^{-1}$. При более низких величинах скорости для определения двух и более значений требуется весьма значительное время. Проведение такого эксперимента сопряжено с рядом технических проблем и требует значительных затрат материалов, времени и финансов.

Результаты экспериментальных исследований

Установившаяся стадия ползучести, как правило, занимает более 90 % всего времени с момента нагружения образца до его разрушения, и потому справедливо полагают, что детали, испытывающие ползучесть, работают в режиме установившейся стадии. По этой причине ей уделяется практически все внимание при проведении подобного рода исследований. К числу работ, посвященных систематическим экспериментальным исследованиям ползучести на установившейся стадии, можно отнести данные, опубликованные в [10–14], которые легли в основу настоящего исследования и представляют собой их логическое продолжение.

Как уже отмечалось, высокая общая стоимость экспериментальных работ приводит к необходимости снижения в первую очередь затрат времени на исследование длительных механических характеристик. Это требует поиска новых подходов и методов, что предполагает всесторонний анализ имеющихся экспериментальных данных, в том числе и с использованием теоретических моделей.

Для теоретической интерпретации экспериментальных результатов была использована модель, учитывающая комбинированное движение (скольжение и переползание) дислокаций [15–17]. Ранее модель была предложена для описания термической ползучести. В данном случае модель была адаптирована к описанию ползучести и в условиях реакторного облучения.

Считалось, что при достаточно больших сдвиговых напряжениях дислокация преодолевает силовым путем некоторое количество препятствий, продвигаясь в плоскости скольжения на некоторое расстояние, зависящее от расположения барьеров, их мощности, а также от величины приложенного напряжения, и оказывается закрепленной на препятствиях в устойчивой конфигурации. Затем она преодолевает эти барьеры термоактивационно или за счет переползания и снова скользит. Описанный процесс многократно повторяется, приводя к деформа-

ции образца. В данной работе не ставится цель детального анализа самой теоретической модели. Основное внимание уделено конечному уравнению для описания скорости ползучести, которое имеет вид

$$\dot{\varepsilon} = B\exp(-Q/RT), \qquad (1)$$

где B — коэффициент; Q — энергия активации; R — постоянная Больцмана; T — температура испытания.

Следует отметить, что уравнение (1), полученное на основе теоретического анализа, соответствует результатам экспериментальных исследований, о чем будет подробно сказано ниже. Это обстоятельство можно трактовать в пользу правомерности применения данной теоретической модели к анализу полученных экспериментальных данных.

Весьма важным является установление вида зависимости энергии активации от параметров испытания, в том числе от напряжения. Этот вопрос обсуждался в научной литературе с давних времен [18], но к окончательному мнению исследователи еще не пришли.

В работе [19] обоснована зависимость

$$Q = Q_0\left[1-(\tau/\tau_0)^p\right]^q, \qquad (2)$$

где Q_0 — энергия активации при сдвиговом напряжении $\tau = 0$ (для металлов значение Q_0 близко к энергии сублимации); τ_0 — критическое напряжение сдвига при $T = 0$ K; p и q — показатели степени, для ГЦК-металлов примерно равные единице.

Но уравнение (2) может быть изменено. Поскольку в данном случае речь идет о растягивающих напряжениях, то касательные напряжения τ целесообразно заменить на нормальные (растягивающие) напряжения σ, а τ_0 — на предел текучести σ_{02}. Корректность такой замены обоснована в работе [20], из которой следует, что и нормальные (σ) и касательные (τ) напряжения являются производной одних и тех же приложенных к образцу сил (или силы).

Тогда выражение (1) для Q преобразуется к виду

$$Q = Q_0\left(1-\eta\frac{\sigma}{\sigma_{02}}\right), \qquad (3)$$

где η — числовой коэффициент. Таким образом, для расчета скоростей ползучести необходимо знание поведения предела текучести в исследованном интервале температур. Представление об этом дают графики на рис. 3 и 4.

Как следует из этих графиков, поведение предела текучести в исследованном интервале температур имеет достаточно сложный вид. Графики, показанные на рис. 4 под номерами *1* и *3*, были получены при исследовании образцов чистой меди одной партии, а график под номером *2* — на образцах другой партии. Здесь также наблюдается различие в численных значениях σ_{02} для образцов разных партий. Влияние реакторного облучения проявляется по-разному в разных температурных интервалах. При температурах ниже $0{,}42\,T_{пл}$ ($T_{пл}$ — температура плавления) облучение приводит к значительному снижению предела текучести по сравнению с испытаниями лабораторными (без облучения). В интервале температур (0,42–0,48) $T_{пл}$ наблюдается рост предела текучести до некоторого

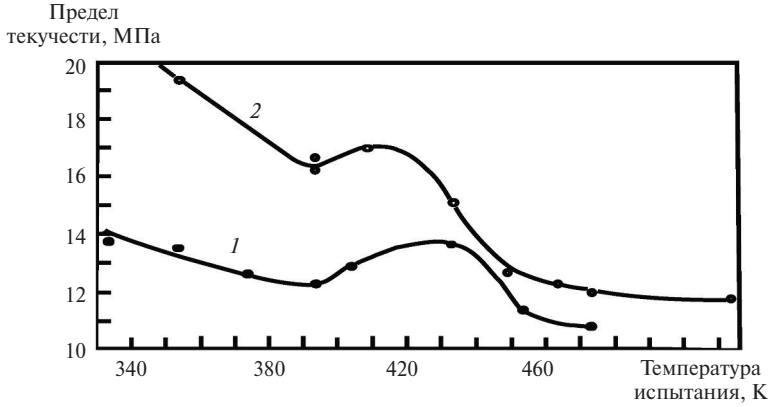


Рис. 3. Зависимость предела текучести алюминия (Al 99,99 %) от температуры при реакторном облучении (*1*) и без облучения (*2*)

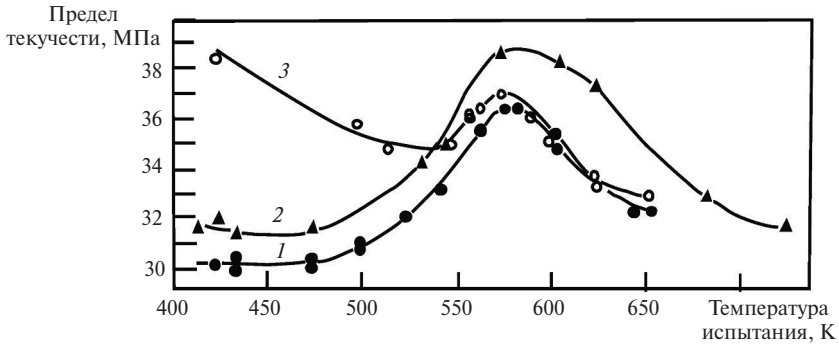


Рис. 4. Зависимость предела текучести меди (Cu 99,99 %) от температуры при реакторном облучении (*1*, *2*) и без облучения (*3*): *1*, *3* — образцы первой партии; *2* — образцы второй партии

максимума с последующим снижением. Наличие максимумов на зависимостях предела текучести от температуры было обнаружено для всех исследованных материалов. Подобное поведение не противоречит литературным данным. В точке максимума величина предела текучести может возрастать на 200 % и более. Такое поведение обнаруживается у целого ряда материалов при лабораторных и внутриреакторных испытаниях. В работе [20] отмечается, что по внешнему проявлению повышение предела текучести под облучением можно сравнить с влиянием деформационного наклепа и легирования.

Такие максимумы наиболее ярко проявляются у упорядоченных сплавов [21]. Для сравнения на рис. 5 показаны результаты исследования ряда сплавов [22].

Из всего многообразия экспериментальных данных и попыток объяснения особенностей и закономерностей поведения кратковременных механических характеристик в различных условиях можно сделать одно твердое заключение о том, что их численные значения и характер поведения зависят от состояния структуры и множества протекающих в ней процессов. По этой причине в настоящей работе в качестве структурно-чувствительного параметра, отражающего интегральное воздействие указанных факторов, выбран предел текучести σ_{02}.

Существует мнение, что облучение приводит к увеличению предела текучести. Но полученные экспериментальные данные говорят о его сложном поведении в широком интервале температур. Кроме того, при исследовании ползучести образцов, предварительно облученных в реакторе, возникали противоречия. В одних случаях предварительное облучение приводило к увеличению скорости ползучести, в других — эффект был обратный. Чтобы объяснить такое поведение, были проведены систематические исследо-

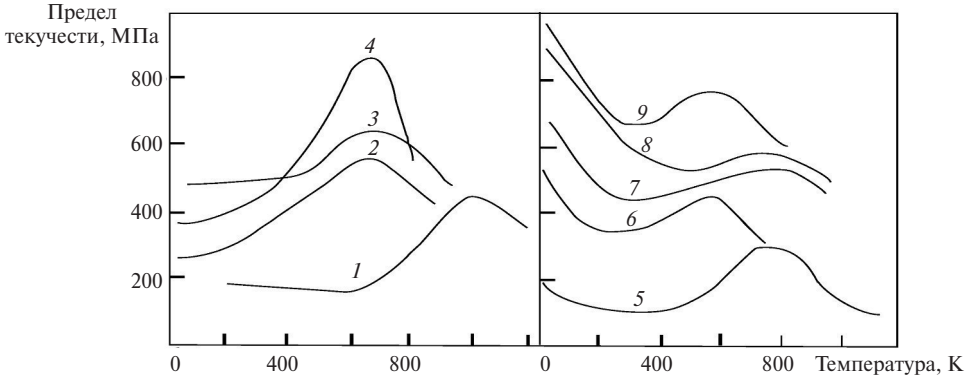


Рис. 5. Температурная зависимость предела текучести поликристаллов различных сплавов [22]: *1* — Co_3Ti; *2* — Pt_3Ti; *3* — Ni_3Si; *4* — Pd_4Ti; *5* — Pt_3Cr; *6* — Pt_3Sn; *7* — Pt_3In; *8* — Cu_3Ga; *9* — Fe_3Ga

вания на образцах из стали 12Х18Н10Т в области низких температур 553–693 К (280–420 °С).

Особенность исследования образцов стали 12Х18Н10Т заключается в том, что их испытания проводили после предварительного облучения в напряженном и ненапряженном состояниях. Предварительное облучение образцов проводили в вертикальном канале реактора при температурах 50–60 °С и плотности нейтронного потока $1{,}4 \cdot 10^{16}$ н·м$^{-2}$с$^{-1}$ в специально сконструированных ампулах двух типов. Облучение образцов в ненагруженном состоянии проводили в герметичных сильфонах с контролем температуры хромель-алюмелевыми термопарами в количестве от 6 до 12 штук. Для предварительного облучения образцов в напряженном состоянии были разработаны и изготовлены специальные ампулы, имеющие нагружающие устройства двух типов: пневматические и динамометрические. Это позволяло создавать различные уровни напряжений, не превышающие предел текучести, на различных образцах.

Предел текучести как функция температуры графически представлен на рис. 6. Видно, что в сравнительно узком интервале графики с достаточной степенью точности могут быть описаны линейной функцией. Кроме того, из анализа графиков следует, что реакторное облучение оказывает неоднозначное воздействие на его величины, что служит косвенным доказательством неодинаковости процессов формирования структуры. В случае облучения образцов в напряженном состоянии во всем исследованном интервале температур наблюдается эффект разупрочнения материала, сопровождающийся снижением предела текучести по сравнению с необлученными образцами. Иная картина наблюдается при облучении в ненапряженном состоянии. Здесь имеет место эффект упрочнения, т. е. увеличения численного значения предела текучести. Различия в величинах предела текучести облученного в напряженном и ненапряженном состояниях материала составляют 25–27 %. Тот факт, что пределы текучести предварительно облученного под напряжением и в ненапряженном состоянии материала в значительной степени отличаются, весьма важен. Выявленные особенности радиационного воздействия дают ответ на вопрос о том, в какой степени условия предварительного облучения сказываются на дальнейшем деформационном поведении металлов и сплавов.

Для продолжения анализа деформационного поведения исследованных материалов обратимся еще раз к уравнению (1), из которого следует, что скорость ползучести является функцией температуры. Но очевидно, что равные по величине температуры, а также напряжения оказывают разное воздействие на разные материалы. Для одного материала они могут оказаться столь большими, что приведут к его мгновенному разрушению, а для другого столь малыми, что не вызовут сколь-либо заметной пластической деформации. Поэтому для сравнения деформационного поведения разных материалов очень часто используют гомологическую температуру $T/T_{пл}$. Исходя из этого введем в анализ температуру плавления, умножив числитель и знаменатель выражения в скобках уравнения (1) на $T_{пл}$. При этом получим

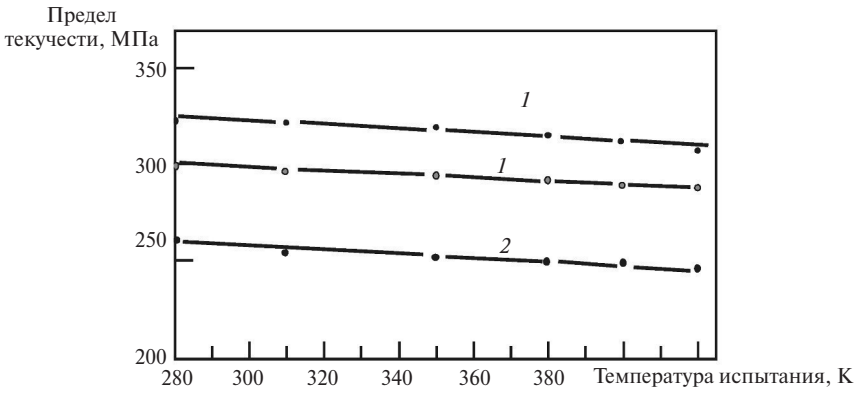


Рис. 6. Зависимость предела текучести от температуры испытания стали 12Х18Н10Т: *1* — без облучения, *2* — облучение в напряженном состоянии (304 МПа), *3* — облучение в ненапряженном состоянии

$$\dot{\varepsilon} = B' \exp\left(-\frac{Q}{R} \frac{1}{T_{\text{пл}}} \frac{T_{\text{пл}}}{T} \right). \quad (4)$$

С учетом (3)

$$\dot{\varepsilon} = B' \exp\left[\left(-\frac{Q_0}{R} \frac{1}{T_{\text{пл}}} \left(1 - \eta \frac{\sigma_{\text{д}}}{\sigma_{02}} \right) \frac{T_{\text{пл}}}{T} \right) \right]. \quad (5)$$

Для упрощения выражения (5) примем $Q_0/T_{\text{пл}} = W$. Тогда

$$\dot{\varepsilon} = B' \exp\left[\left(-\frac{W}{R} \left(1 - \eta \frac{\sigma_{\text{д}}}{\sigma_{02}} \right) \frac{T_{\text{пл}}}{T} \right) \right]. \quad (6)$$

Таким образом, в уравнении (6) мы имеем дело уже с приведенной или нормированной температурой. Далее, наряду с обратной гомологической температурой $T_{\text{пл}}/T$ введем для упрощения сравнительного анализа деформационного поведения разных металлических материалов и поиска взаимосвязи между длительными и кратковременными механическими свойствами понятие нормированного напряжения, равного отношению рабочего напряжения к пределу текучести $\sigma_{\text{д}}/\sigma_{02}$. Эта величина также входит в уравнение (5). Видно, что в него в явном виде входят скорость ползучести, температура испытания и плавления, напряжение и предел текучести. На этом этапе можно констатировать, что использование теоретической модели в анализе экспериментальных данных привело к написанию уравнения, которое в явном виде указывает на взаимосвязь между длительной (скорость ползучести на установившейся стадии) и кратковременной (предел текучести) механическими характеристиками.

Используя выражение (6), рассмотрим частные случаи. Будем считать нормированное напряжение величиной постоянной, т. е. $\sigma_{\text{д}}/\sigma_{02} =$ = const. Тогда величиной постоянной будет и

$$\beta = \frac{W}{R} \left(1 - \eta \frac{\sigma_{\text{д}}}{\sigma_{02}} \right). \quad (7)$$

С учетом этого выражение (6) запишем в виде

$$\dot{\varepsilon} = B' \exp\left[\left(-\beta \frac{T_{\text{пл}}}{T} \right) \right]. \quad (8)$$

Уравнение (8) отражает зависимость скорости ползучести от приведенной температуры при постоянной величине нормированного напряжения.

Далее рассмотрим случай, когда постоянной является температура испытания, и, следовательно, $T_{\text{пл}}/T =$ const. Тогда

$$\varphi = \frac{W}{R} \frac{T_{\text{пл}}}{T} \quad (9)$$

будет также величиной постоянной. С учетом этого запишем

$$\dot{\varepsilon} = B' \exp(-\varphi) \exp\left(\varphi\eta \frac{\sigma_{\text{д}}}{\sigma_{02}} \right). \quad (10)$$

Принимая для упрощения выражения (10)

$$B^* = B' \exp(-\varphi); \quad (11)$$

$$\gamma = \varphi\eta, \quad (12)$$

получим

$$\dot{\varepsilon} = B^* \exp\left(\gamma \frac{\sigma_{\text{д}}}{\sigma_{02}} \right). \quad (13)$$

Это уравнение описывает зависимость скорости ползучести на установившейся стадии от нормированного напряжения при постоянной приведенной температуре.

Из уравнения (8) следует, что логарифм скорости ползучести находится в линейной зависимости от приведенной температуры. Обратимся к зависимостям $\dot{\varepsilon} = f(T)$. Рассмотрим их с традиционных позиций и с учетом постоянства приведенной (обратной гомологической) температуры. Как отмечалось, сравнение деформационных характеристик исследованных материалов представляет значительные трудности, поскольку такие параметры, как температура испытания и напряжение, не несут достаточной информации, а точнее, не отражают физико-механическое состояние металлов и сплавов. Что касается уравнения (1), описывающего зависимость скорости ползучести от температуры, то оно получено полуэмпирическим путем, и координата $1/T$ наиболее точно описывает функцию $\dot{\varepsilon} = f(T)$. Одна из таких зависимостей показана на рис. 7.

В первую очередь, следует отметить, что оба графика имеют качественно одинаковый вид. В исследованном интервале они не монотонны и имеют два перегиба, позволяющие выделить следующие области: низких (I), средних (II) и высоких (III) температур. В каждой области графики прямолинейны. С повышением темпе-

ратуры испытания скорость ползучести возрастает. Следующая особенность, которая обращает на себя внимание, — это большая величина скорости ползучести под воздействием радиации. В области низких температур скорость реакторной ползучести значительно превосходит термическую. При этом различие между ними тем больше, чем ниже температура испытания. Следовательно, в области низких температур влияние облучения возрастает со снижением температуры испытания. Область II характеризуется тем, что в ней наблюдается очень слабая зависимость скорости термической ползучести от температуры, а для реакторной ползучести такая зависимость отсутствует. Здесь график зависимости скорости ползучести от температуры представляет собой отрезок прямой линии параллельный оси абсцисс. При высоких температурах (область III) скорости реакторной и термической ползучести отличаются не столь сильно, как в области I.

Обычно для достижения требуемых механических свойств применяют специальные режимы термической обработки и легирование. Целью таких операций является получение определенной исходной структуры. Содержание легирующих элементов колеблется в широких пределах: от десятков процентов до десятых и сотых долей процента. Естественно, что природа конструкционного материала, его химический состав должны влиять на механические свойства. Поэтому наряду с медью высокой чистоты (99,99 %) была исследована медь чистотой 99,95 % (техническая медь) и сплав меди с 4 ат. % титана. На образцах технической меди изучали влияние малых примесей (чистая и техническая медь по чистоте отличаются всего на 0,4 %), а на сплаве меди с титаном изучали влияние наличия второй фазы в структуре. Сплав представляет собой равновесную ($\alpha + \beta$)-структуру, где α — низколегированный твердый раствор титана в меди с ГЦК решеткой, а β — интерметаллид Cu_3Ti с орторомбической решеткой. Экспериментальные результаты в виде графиков показаны на рис. 8 и 9.

Так же, как и на рис. 7, здесь ярко проявляются три температурные области. Но область II имеет отличительные особенности. Для технической меди наблюдается очень слабая зависимость скорости термической ползучести от температуры и ее резкое снижение при реакторном облучении с повышением температуры испытания. График *1* имеет минимум при 553 K ($1000/T = 1{,}8$), и в окрестности этой точки скорость реакторной ползучести ниже термической. Таким образом, исследование влияния малых примесей на деформационную способность в широком интервале температур, проведенное на меди технической чистоты, позволило выявить области наиболее яркого его проявления. Это область средних температур.

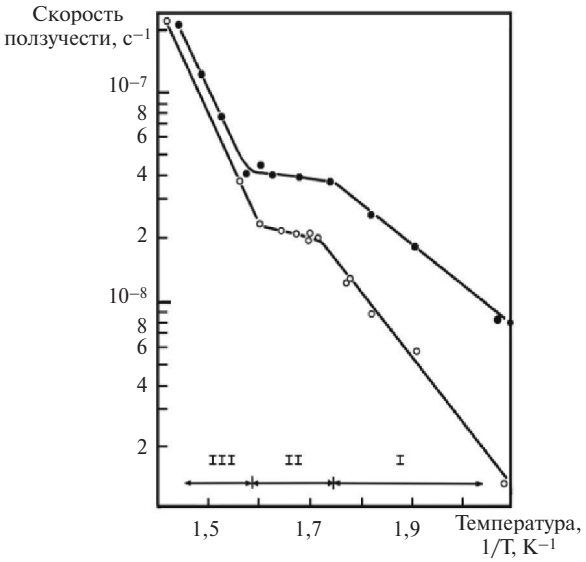


Рис. 7. Зависимость скорости ползучести меди чистотой 99,99 % от температуры: ○ — термическая, ● — реакторная [23]

На рис. 9 показана зависимость скорости реакторной (*1*) и термической (*2*) ползучести сплава меди с титаном от температуры. Здесь, как и при изучении чистой и технической меди, также проявляются три области. Наличие второй фазы в исследуемом сплаве аналогично наличию малых примесей; оно привело к резкому снижению скорости ползучести в области средних температур до некоторого минимума, а затем вновь наблюдается возрастающая ветвь. Обращает на себя внимание тот факт, что для сплава меди с титаном снижение скорости ползучести с ростом температуры в области II наблюдается и при термической ползучести, но в менее выраженной форме, чем под облучением. Это может быть следствием того, что реакторное облучение оказывает стимулирующее воздействие на процессы, протекающие на микроскопическом уровне и приводящие к наблюдаемым макро проявлениям.

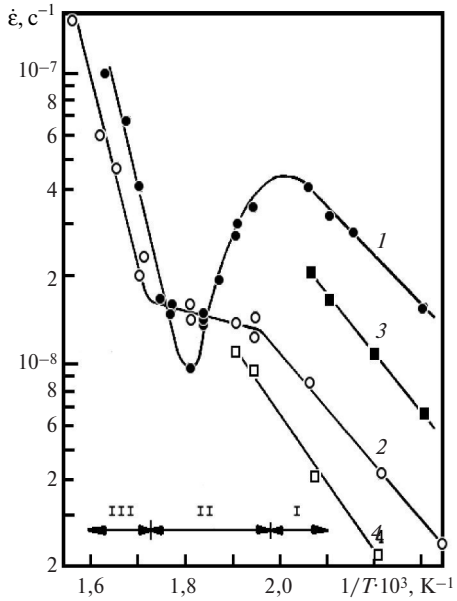


Рис. 8. Зависимость скорости реакторной (*1*, *3*) и термической (*2*, *4*) ползучести меди (Cu 99,95 %) от температуры при напряжении 50 МПа

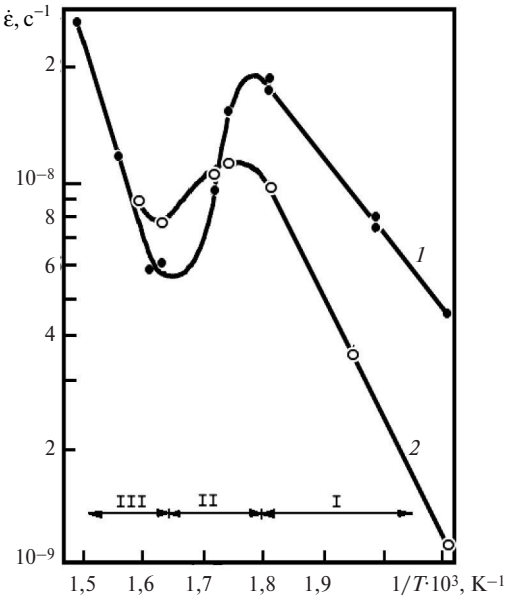


Рис. 9. Зависимость скорости реакторной (*1*) и термической (*2*) ползучести сплава меди с титаном (Cu — 4 ат. % Ti) от температуры при напряжении 110 МПа

Для исследованных материалов зависимость скорости ползучести от температуры в области I и III подчиняется уравнению (1). Для области средних температур оно не применимо. Подобные графики построены при постоянных величинах напряжений. Но в соответствии с уравнением (7) представляется интересным их рассмотрение в зависимости от приведенной температуры при постоянной величине нормированного напряжения. Такие зависимости показаны на рис. 10–12.

Графики прямолинейны в исследованном интервале температур. Анализ и использование в практике таких графиков наиболее просты и удобны. А изменение нормированного напряжения приводит к их параллельному сдвигу по оси ординат. При постоянной относительной температуре экспериментальные точки, полученные при внутриреакторных и лабораторных испытаниях, хорошо ложатся на одну прямую.

С учетом полученных результатов на базе теоретического анализа и уравнения (13) сочтено целесообразным зависимости скорости ползучести от напряжения, традиционно построенные в координатах $\ln\dot{\varepsilon} - \ln\sigma$, дать в координатах $\ln\dot{\varepsilon} - \sigma_д/\sigma_{02}$ при постоянной приведенной температуре, т. е. $T_{пл}/T = \text{const}$ (рис. 13).

Следовательно, можно сделать заключение о том, что уравнения, полученные на базе теоретической модели, нашли экспериментальное подтверждение. Для дальнейшего анализа запишем совместно уравнения (8) и (13) в логарифмической форме:

$$\ln\dot{\varepsilon} - \ln B_1' + \gamma'\frac{\sigma_д}{\sigma_{02}}; \qquad (14)$$

$$\ln\dot{\varepsilon} - \ln B_1' + \beta'\frac{T_{пл}}{T}. \qquad (15)$$

Сложив обе части уравнения, получим

$$2\ln\dot{\varepsilon} - \ln B_1' + \ln B' + \gamma'\frac{\sigma_д}{\sigma_{02}} + \beta'\frac{T_{пл}}{T}. \qquad (16)$$

Поделив обе части уравнения на 2 и принимая

$$\left(\ln B_1^* + \ln B_1'\right)/2 = A_0, \qquad (17)$$

$$\gamma'/2 = \gamma_0, \quad \beta'/2 = \beta_0, \qquad (18)$$

получим

$$\ln\dot{\varepsilon} = \ln A_0 + \gamma_0\frac{\sigma_д}{\sigma_{02}} - \beta_0\frac{T_{пл}}{T}. \qquad (19)$$

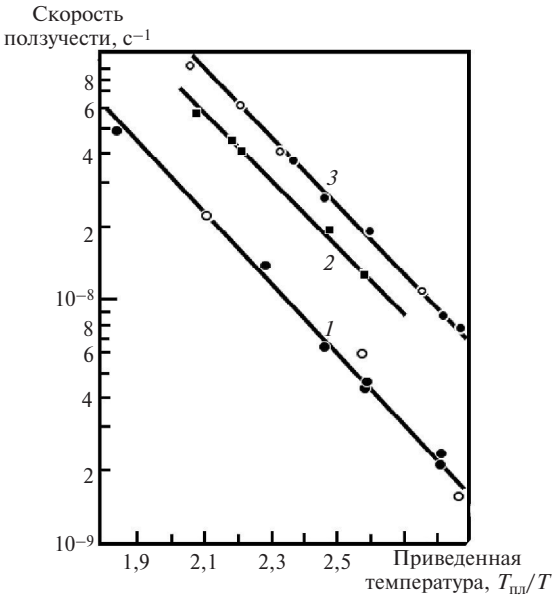


Рис. 10. Зависимость скорости ползучести меди (Cu 99,99 %) от приведенной температуры при постоянном нормированном напряжении $\sigma_д/\sigma_{02}$: *1* – 1,0 ± 0,05; *2* – 1,15 ± 0,05; *3* – 1,35 ± 0,05 (темные точки — внутриреакторный эксперимент)

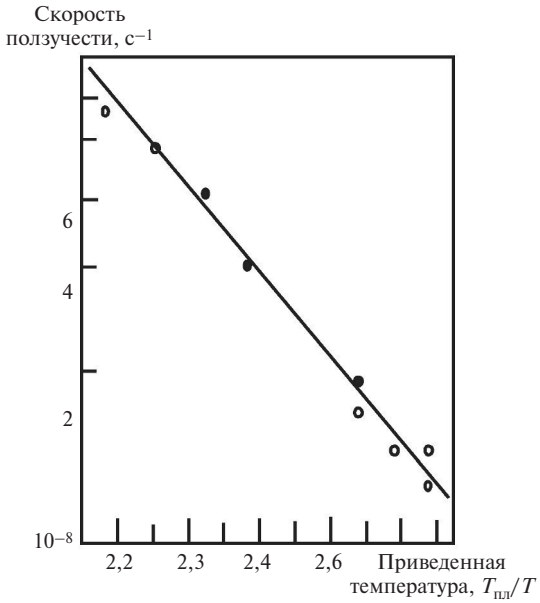


Рис. 11. Зависимость скорости ползучести меди (Cu 99,95 %) от приведенной температуры при постоянном нормированном напряжении $\sigma_д/\sigma_{02} = 1{,}35 \pm 0{,}05$ (темные точки — внутриреакторный эксперимент)

Откуда

$$\dot{\varepsilon} = A_0 \exp\left(-\beta_0 \frac{T_{пл}}{T} + \gamma_0 \frac{\sigma_д}{\sigma_{02}}. \right) \qquad (20)$$

Уравнение (20) в явном виде указывает на характер взаимосвязи ряда параметров, таких, как скорость ползучести на установившейся стадии, напряжение и предел текучести, температуры испытания и плавления. Следовательно, на данном этапе задачу по нахождению взаимосвязи между длительными и кратковременными механическими свойствами можно считать решенной.

Расчет и сравнение коэффициентов β_0 и γ_0 показали, что для каждого исследованного материала их величины отличаются в пределах экспериментальной погрешности. Оказалось, что для алюминия и алюминиевого сплава — $\beta_0 = 5{,}8$; для чистой, технической меди и сплава меди с титаном — $\beta_0 = 3{,}5$; для сплава 03Х20Н45М4БРЦ — $\beta_0 = 11{,}3$. Для алюминия и алюминиевого сплава — $\gamma_0 = 5{,}92$; для материалов группы меди — $\gamma_0 = 3{,}35$; а для высоконикелевого аустенитного сплава — $\gamma_0 = 11{,}32$.

Приняв в этом случае $\beta_0 = \gamma_0 = \alpha$, уравнение (19) перепишем в виде

$$\dot{\varepsilon} = \varepsilon'_0 \exp\left[-\alpha \left(\frac{T_{пл}}{T} - \frac{\sigma_д}{\sigma_{02}} \right) \right]. \qquad (21)$$

Но записанное на основании допущения равенства коэффициентов β_0 и γ_0 уравнение (21) требует более строгой проверки. Сделать ее достаточно просто, поскольку указанное уравнение предполагает, что если построить графики

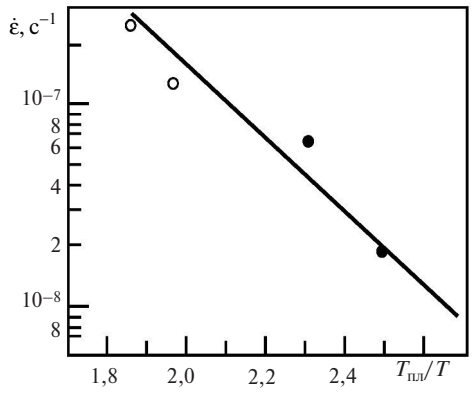


Рис. 12. Зависимость скорости ползучести сплава Д16 от приведенной температуры при постоянном нормированном напряжении. Темные точки — внутриреакторный эксперимент

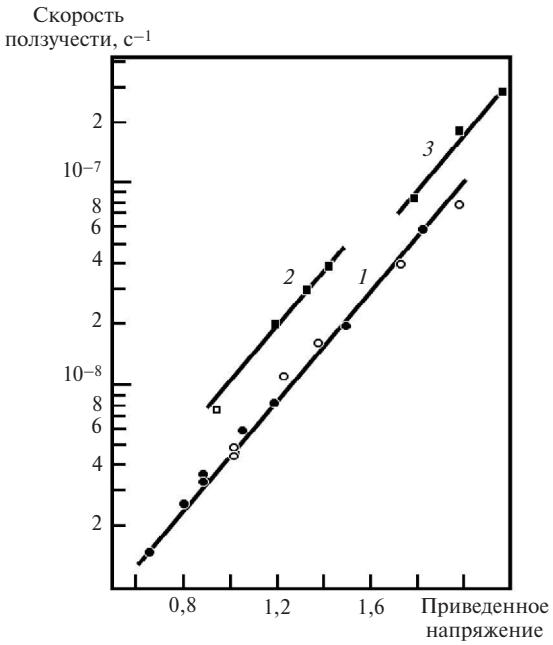


Рис. 13. Зависимость скорости реакторной и термической ползучести меди (Cu 99,99 %) от нормированного напряжения при разных температурах

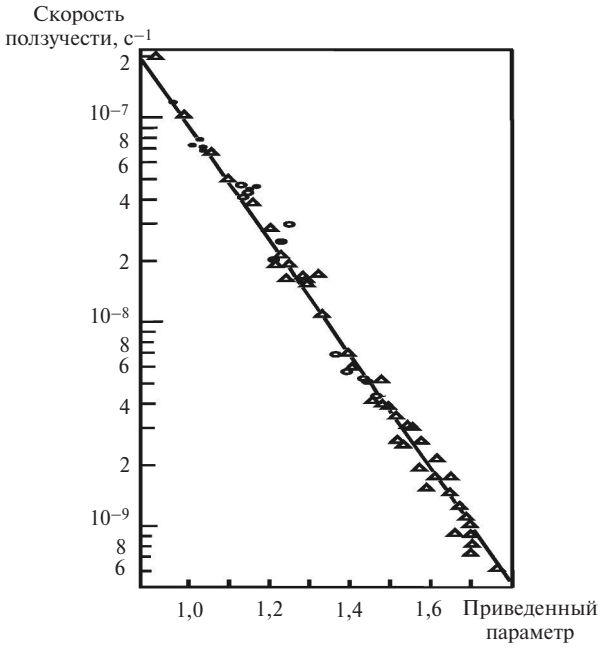


Рис. 14. Зависимость скорости ползучести от приведенного параметра: ● — Al 99,99 %, реакторная обработка; ○ — Al 99,99 %, термическая обработка; △ — сплав Д16

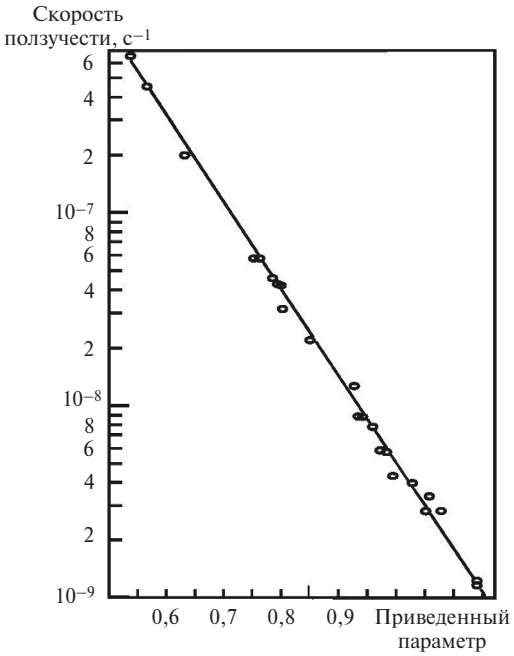


Рис. 15. Зависимость скорости реакторной ползучести сплава 03Х20Н45М4БРЦ от приведенного параметра

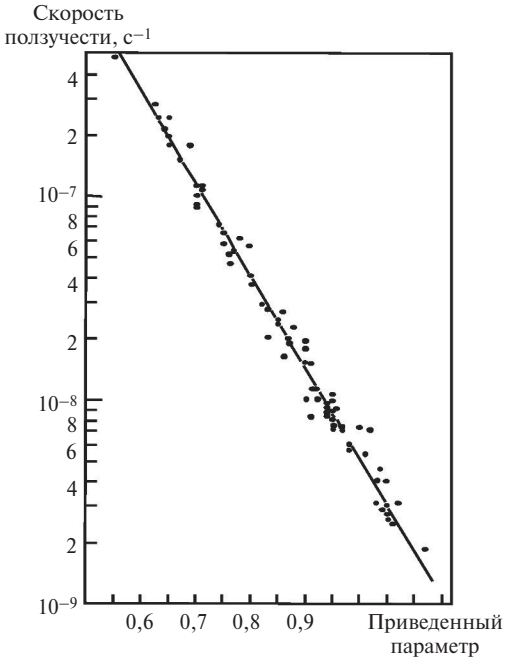


Рис. 16. Зависимость скорости термической ползучести сплава 03Х20Н45М4БРЦ от приведенного параметра

зависимостей в координатах $\ln\dot{\varepsilon}, \left(\frac{T_{пл}}{T}-\frac{\sigma_д}{\sigma_{02}}\right)$, то они должны иметь вид прямых линий. Справедливость этого подтверждают представленные ниже рисунки. Здесь для упрощения принято

$$\left(\frac{T_{пл}}{T}-\frac{\sigma_д}{\sigma_{02}}\right)=0. \qquad (22)$$

Величина θ условно названа приведенным параметром.

Построение графика для алюминия и алюминиевого сплава Д16 (рис. 14) показало, что экспериментальные данные хорошо ложатся на одну прямую. Чтобы не перегружать картину слишком большим количеством точек, проводили наложение на график, полученный при реакторном облучении, экспериментальных точек, полученных в лабораторных условиях. Так были построены графики для сплава 03Х20Н45М4БРЦ (рис. 15, 16).

На рис. 16 сплошная линия такая же, что и на рис. 15. Очевидно, что экспериментальные точки, полученные в лабораторных условиях, хорошо укладываются на ту же прямую, что и при реакторном облучении. Для материалов группы меди и ее сплава с титаном графики аналогичны.

Выводы

1. Расчет зависимостей скорости реакторной и термической ползучести от температуры и напряжения на базе дислокационной модели показывает хорошее соответствие теории и эксперимента.

2. Развитие математических уравнений с учетом нормированных величин (напряженность и гомологическая температура) позволило получить два новых экспоненциальных выражения для описания зависимостей скорости реакторной и термической ползучести от нормированных параметров.

3. Обработка систематических экспериментальных данных на базе созданного метода изучения ползучести показала, что графики зависимости скорости реакторной и термической ползучести от приведенного параметра, представляющего собой разность приведенной температуры и нормированного напряжения, имеют вид прямых линий.

4. Предложен новый метод обработки экспериментальных данных, который позволил установить, что при одинаковых значениях приведенного параметра, характеризующего условия эксперимента и учитывающего структурное состояние объекта исследований, скорости реакторной и термической ползучести равны.

5. Новый метод изучения ползучести, основанный на ее корреляции с пределом текучести при кратковременных статических испытаниях на растяжение, позволяет сократить общие затраты на изучение ползучести и ускорить исследование этого явления в сотни раз.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Ибрагимов Ш.Ш., Айтхожин Э.С., Кусаинов С.К., Когут Ю.П., Николаев И.М., Чумаков Е.В.** Экспериментальные установки реактора ВВР-К ИЯФ АН КазССР для испытаний металлов и сплавов на длительную прочность и ползучесть. Алма-Ата: Изд-во ИЯФ АН КАзССР, 1986. 77 с.

2. **Айтхожин Э.С., Николаев И.М., Чумаков Е.В.** Установка для испытаний на ползучесть металлов в реакторе ВВР-К // Известия АН КазССР. Серия физико-математическая. 1985. № 6. С. 88–89.

3. **Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю.** Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов. СПб: Наука, 2006. 363 с.

4. **Колбасников Н.Г., Щукин С.В., Кондратьев С.Ю.** Образование новых границ механизм релаксации внутренних напряжений // Известия АН СССР. Металлы. 1990. № 5. С. 86–91.

5. **Кондратьев С.Ю.** Механические свойства металлов: Учебное пособие. СПб.: Изд-во Политех. ун-та, 2011. 128 с.

6. **Фукс М.Д., Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П.** Длительная прочность литого жаропрочного сплава 45Х26Н33С2Б2 // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Серия: Наука и образование. 2012. № 4 (159). С. 92–96.

7. **Рудской А.И., Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Фукс М.Д., Петров С.Н.** Особенности структуры и длительная прочность литого жаропрочного сплава 45Х26Н33С2Б2 // Металловедение и термическая обработка металлов. 2013. № 4 (694). С. 42–47.

8. **Горынин В.И., Кондратьев С.Ю., Оленин М.И.** Повышение сопротивляемости хрупкому разрушению перлитных и мартенситных сталей при термическом воздействии на морфологию карбидной фазы // Металловедение и термическая обработка металлов. 2013. № 10 (700). С. 22–29.

9. **Чумаков Е.В., Цой Д.Н., Жансеркеева З.А.** Предел текучести как структурно чувствительный элемент // Труды Международной научно-практической

конференции «Наука и инновации на железнодорожном транспорте». Алма-ты: Изд-во КазАТК. 2007. Т. 8. С. 129–132.

10. **Ибрагимов Ш.Ш., Айтхожин Э.С., Чумаков Е.В.** Влияние напряжения на ползучесть поликристаллической меди при реакторном облучении // Известия АН КазССР. Сер. физ.-математическая. 1986. № 4. С. 3–5.

11. **Айтхожин Э.С., Аристов П.А., Чумаков Е.В.** Сравнительный анализ закономерностей реакторной и термической ползучести поликристаллической меди. В кн.: Радиационные дефекты в металлах. Алма-Ата: Наука, 1988. С. 153–157.

12. **Чумаков Е.В.** Реакторная и термическая ползучесть металлов и сплавов. Теория и эксперимент. Материалы III-й международной конференции «Ядерная и радиационная физика». Алма-ты. 2001. Т. II. С. 510–522.

13. **Aitkhozhin E.S., Chumakov E.V.** Radiation-indused creep of copper, aluminium and their alloys // J. Nuclear Materials. 1996. Vol. 233–237. P. 537–541.

14. **Aitkhozhin E.S., Pyatiletov Y.S., Chumakov E.V.** In-Reactor Creep Regularities of Copper // Effects of Radiation on Materials. 19th International Symposium. ASTM STR 1366 / M.G. Hamilton, A.S.Kumar, S.T. Rosinski and M.J.Grossbeck, Eds. American Society for Testing and Materials, West Conshoken. PA, 1999. P. 725–735.

15. **Пятилетов Ю.С.** Вклад скольжения дислокаций в радиационную ползучесть металлов // Физика металлов и металловедение. 1980. Т. 50. № 3. С. 646–647.

16. **Кирсанов В.В., Пятилетов Ю.С., Тюпкина О.Г.** О влиянии скольжения дислокаций на скорость радиационной ползучести // Письма в ЖТФ. 1980. Т. 6. № 19. С. 1183–1186.

17. **Пятилетов Ю.С.** Температурная зависимость скорости радиационной ползучести // Физика металлов и металловедение. 1982. Т. 54. № 6. С. 1080–1087.

18. **Окраинец П.Н., Пищак В.К.** Фактор напряжения в уравнениях ползучести металлов // Украинский физический журнал. 1982. Т. 27. № 10. С. 1550–1555.

19. **Фрост Г.Дж., Эшби М.Ф.** Карты механизмов деформации. Челябинск: Металлургия, Челябинское отделение, 1989. 328 с.

20. **Лапин А.Н., Николаев В.А., Разов И.А.** Некоторые особенности упрочнения стали Х18Н10Т при наклепе и нейтронном облучении // Физика металлов и металловедение. Т. 28. № 4. С. 757–759.

21. **Земцова Н.Д., Перетурина И.А.** Температурная зависимость предела текучести упорядоченного эквиатомного сплава CuAu // Физика металлов и металловедение. 2000. Т. 90. № 5. С. 84–91.

22. **Гринберг Б.А., Сюткина В.И.** Новые методы упрочнения упорядоченных сплавов. М.: Металлургия, 1985. 167 с.

23. **Айтхожин Э.С., Ибрагимов Ш.Ш., Чумаков Е.В.** Температурная зависимость реакторной ползучести меди и алюминия // Атомная энергия. 1990. Т. 69. № 3. С. 142–145.

REFERENCES

1. **Ibragimov Sh.Sh., Aytkhozhin E.S., Kusainov S.K., Kogut Yu.P., Nikolayev I.M., Chumakov Ye.V.** Eksperimentalnyye ustanovki reaktora VVR-K IYaF AN KazSSR dlya ispytaniy metallov i splavov na dlitelnuyu prochnost i polzuchest[The experimental setup WWR-K INP Kazakh SSR for testing of metals and alloys on long-term strength and creep]. Alma-Ata: Izd-vo IYaF AN KAzSSR, 1986. 77 s. (rus.)

2. **Aytkhozhin E.S., Nikolayev I.M., Chumakov Ye.V.** Ustanovka dlya ispytaniy na polzuchest metallov v reaktore VVR-K [Installation for creep tests of metals in the reactor WWR-K]. *Izvestiya AN KazSSR*, *Seriya fiziko-matematicheskaya*. 1985. № 6. S. 88–89. (rus.)

3. **Kolbasnikov N.G., Kondratyev S.Yu.** Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov [Structure. Entropy. Phase transformations and properties of metals]. SPb: Nauka, 2006. 363 s. (rus.)

4. **Kolbasnikov N.G., Shchukin S.V., Kondratyev S.Yu.** Obrazovaniye novykh granits mekhanizm relaksatsii vnutrennikh napryazheniy [The formation of new frontiers the mechanism of relaxation of internal stresses]. *Izvestiya AN SSSR. Metally*. 1990. № 5. S. 86–91. (rus.)

5. **Kondratyev S.Yu.** Mekhanicheskiye svoystva metallov: uchebnoye posobiye [Mechanical properties of metals: a tutorial]. SPb.: Izd-vo Politekh. un-ta, 2011. 128 s. (rus.)

6. **Fuks M.D., Oryshchenko A.S., Kondratyev S.Yu., Anastasiadi G.P.** Dlitelnaya prochnost litogo zharoprochnogo splava 45Kh26N33S2B2 [Long-term strength of cast superalloy 45H26N33S2B2]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. Seriya: Nauka i obrazovaniye*. 2012. № 4 (159). S. 92–96. (rus.)

7. **Rudskoy A.I., Oryshchenko A.S., Kondratyev S.Yu., Anastasiadi G.P., Fuks M.D., Petrov S.N.** Osobennosti struktury i dlitelnaya prochnost litogo zharoprochnogo splava 45Kh26N33S2B2 [Features of the structure and the long-term strength of cast superalloy 45H26N33S2B2]. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2013. № 4 (694). S. 42–47. (rus.)

8. **Gorynin V.I., Kondratyev S.Yu., Olenin M.I.** Povysheniye soprotivlyayemosti khrupkomu razrusheniyu perlitnykh i martensitnykh staley pri termicheskom vozdeystvii na morfologiyu karbidnoy fazy [Increasing resistance to brittle fracture pearlitic and martensitic steels under thermal effect on the morphology of the carbide phase]. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2013. № 10 (700). S. 22–29. (rus.)

9. **Chumakov Ye.V., Tsoy D.N., Zhanserkeyeva Z.A.** Predel tekuchesti kak strukturno chuvstvitelnyy element [Yield strength as structurally sensitive element]. *Trudy*

Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii «Nauka i innovatsii na zheleznodorozhnom transporte». Almaty: Izd-vo KazATK, 2007, T. 8. S. 129–132. (rus.)

10. **Ibragimov Sh.Sh., Aytkhozhin E.S., Chumakov Ye.V.** Vliyaniye napryazheniya na polzuchest polikristallicheskoy medi pri reaktornom obluchenii [The influence of stress on creep of polycrystalline copper at reactor irradiatio]. *Izvestiya AN KazSSR, Ser. fiz.-matematicheskaya*. 1986. № 4. S. 3–5. (rus.)

11. **Aytkhozhin E.S., Aristov P.A., Chumakov Ye.V.** Sravnitelnyy analiz zakonomernostey reaktornoy i termicheskoy polzuchesti polikristallicheskoy medi [A comparative analysis of the laws of the reactor and thermal creep of polycrystalline copper]. V kn.: Radiatsionnyye defekty v metallakh. Alma-Ata: Nauka, 1988. S. 153–157. (rus.)

12. **Chumakov Ye.V.** Reaktornaya i termicheskaya polzuchest metallov i splavov. Teoriya i eksperiment [The reactor and thermal creep of metals and alloys. Theory and experiment]. *Materialy III-y mezhdunarodnoy konferentsii «Yadernaya i radiatsionnaya fizika»*. Alma-ty, 2001, T. II. S. 510–522. (rus.)

13. **Aitkhozhin E.S., Chumakov E.V.** Radiation-indused creep of copper, aluminium and their alloys. *J. Nuclear Materials*. 1996. Vol. 233–237. P. 537–541. (rus.)

14. **Aitkhozhin E.S., Pyatiletov Y.S., Chumakov E.V.** In-Reactor Creep Regularities of Copper. *Effects of Radiation on Materials. 19th International Symposium. ASTM STR* 1366 /M.G. Hamilton, A.S.Kumar, S.T.Rosinski and M.J.Grossbeck, Eds., American Society for Testing and Materials, West Conshoken, PA, 1999. P. 725–735. (rus.)

15. **Pyatiletov Yu.S.** Vklad skolzheniya dislokatsiy v radiatsionnuyu polzuchest metallov [he contribution of dislocation slip in radiation creep of metals]. *Fizika metallov i metallovedeniye*. 1980. T. 50. № 3. S. 646–647. (rus.)

16. **Kirsanov V.V., Pyatiletov Yu.S., Tyupkina O.G.** O vliyanii skolzheniya dislokatsiy na skorost radiatsionnoy polzuchesti [On the influence of dislocations on the slip rate of radiative creep]. *Pisma v ZhTF*. 1980. T. 6. № 19. S. 1183–1186. (rus.)

17. **Pyatiletov Yu.S.** Temperaturnaya zavisimost skorosti radiatsionnoy polzuchesti [The temperature dependence of the rate of radiation creep] . Fizika metallov i metallovedeniye. 1982. T. 54. № 6. S. 1080–1087. (rus.)

18. **Okrainets P.N., Pishchak V.K.** Faktor napryazheniya v uravneniyakh polzuchesti metallov [Stress factor in the equations of creep of metals]. *Ukrainskiy fizicheskiy zhurnal*. 1982. T. 27. № 10. S. 1550–1555. (rus.)

19. **Frost G.Dzh., Eshbi M.F.** Karty mekhanizmov deformatsii [Maps deformation mechanisms]. Chelyabinsk: Metallurgiya, Chelyabinskoye otdeleniye, 1989. 328 s. (rus.)

20. **Lapin A.N., Nikolayev V.A., Razov I.A.** Nekotoryye osobennosti uprochneniya stali Kh18N10T pri naklepe i neytronnom obluchenii [Some features of hardening steel X18H10T on cold work and neutron irradiatio]. *Fizika metallov i metallovedeniye*. T. 28. № 4. S. 757–759. (rus.)

21. **Zemtsova N.D., Pereturina I.A.** Temperaturnaya zavisimost predela tekuchesti uporyadochennogo ekviatomnogo splava CuAu [The temperature dependence of the yield stress ordered equiatomic alloy CuAu]. *Fizika metallov i metallovedeniye*. 2000. T. 90. № 5. S. 84–91. (rus.)

22. **Grinberg B.A., Syutkina V.I.** Novyye metody uprochneniya uporyadochennykh splavov [New methods of hardening of ordered alloys]. M.: Metallurgiya, 1985. 167 s. (rus.)

23. **Aytkhozhin E.S., Ibragimov Sh.Sh., Chumakov Ye.V.** Temperaturnaya zavisimost reaktornoy polzuchesti medi i alyuminiya [The temperature dependence of the reactor creep of copper and aluminum]. *Atomnaya energiya*. 1990. T. 69. № 3. S. 142–145. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

ЧУМАКОВ Евгений Васильевич — кандидат физико-математических наук доцент кафедры материаловедения Казахского национального технического университета имени К.И. Сатпаева. 050013, Казахстан, г. Алматы, ул. Сатпаева, 22а.E-mail: Chumakov.ev@mail.ru

AUTHOR

CHUMAKOV Evgenii V. — Kazakh National Technical University named after K.I. Satpayev. 22. Satpayev Str. Almaty. 050013. Kazakhstan. E-mail: Chumakov.ev@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.20
УДК 669.2.017:543

В.Г. Михайлов, Г.Е. Коджаспиров, Ф.Ю. Исупов

АНАЛИЗ МЕТОДОВ ПОЛУЧЕНИЯ «СЭНДВИЧЕЙ С АЛЮМИНИЕВОЙ ПЕНОЙ» ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЛЕГКИХ КОНСТРУКЦИЙ

V.G. Michailov, G.E. Kodzhaspirov, F.Yu. Isupov

ANALYSIS OF THE METHODS FOR ALUMINIUM FOAM SANDWICHES MANUFACTURING TO PRODUCE LIGHTWEIGHT STRUCTURES

Сэндвич с алюминиевой пеной (САП) — один из наиболее перспективных вариантов изделий, в которых применяются современные достижения материаловедения и предназначенных для изготовления легких конструкций в различных областях современной техники. Статья имеет обзорный характер и предлагает анализ современного состояния исследований в данной области. Описаны особенности изготовления и промышленного применения САП, рассмотрены достоинства и недостатки сэндвич-соединений, полученных различными технологическими способами. Также в статье представлены некоторые физико-механические свойства алюминиевых пен, описаны примеры использования САП на практике и перспективы расширения области его применения.

ЛЕГКИЕ КОНСТРУКЦИИ; СЭНДВИЧ С АЛЮМИНИЕВОЙ ПЕНОЙ; АЛЮМИНИЕВАЯ ПЕНА; ПОРИСТАЯ СТРУКТУРА; ИЗГОТОВЛЕНИЕ; ОБЛАСТИ ПРИМЕНЕНИЯ.

Aluminium foam sandwich (AFS) is one of the most perspective product versions based on state-of-art material science achievements, being intended to be used in light constructions production in different technological areas. The article is a review, presenting the analysis of the current state of research in this area. The peculiarities of production technique of the sandwich type and their applications in industry are presented in the paper. The advantages and disadvantages of sandwich-connection produced by different production technique are discussed. Some characteristics of physical-mechanical properties of aluminium foam, examples of AFS practical application and perspectives of expansion application area as well are demonstrated.

LIGHTWEIGHT CONSTRUCTIONS, ALUMINIUM FOAM SANDWICH, ALUMINIUM FOAM, POROUS STRUCTURE, PRODUCTION, APPLICATION AREA.

Введение

Статья является обзором научных и технологических разработок в области создания новых материалов и конструкций, изготавливаемых из легких сплавов. Известные публикации по рассматриваемому перспективному направлению в большей степени относятся к анализу возможностей использования комбинированных многослойных материалов, в частности сэндвичей с алюминиевой пеной (САП) [1–5].

Однако существующие данные об изготовлении САП и перспективах их применения для ответственных изделий конструкционного назначения, используемых в авиационно-космической технике и транспортном машиностроении, свидетельствуют о необходимости дальнейшего усовершенствования материалов данного типа и технологических процессов изготовления из них конкретных изделий.

Цель нашей работы — анализ методов получения сэндвичей с алюминиевой пеной в приложении к задачам разработки новых материалов и усовершенствования технологических процессов изготовления из них перспективных изделий для высокотехнологичных отраслей.

Материалы

«Сэндвич с алюминиевой пеной» — это трехслойное соединение, внешними слоями кото-

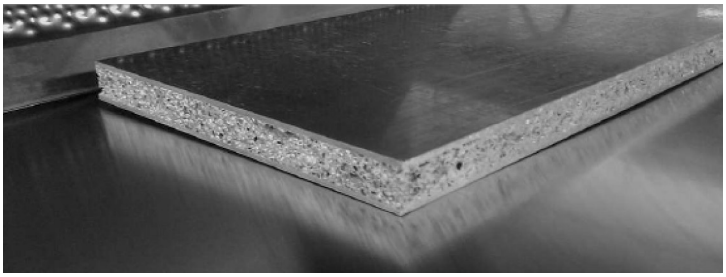


Рис. 1. «Сэндвич с алюминиевой пеной»

рого является, как правило, листовой прокат из алюминиевых сплавов, а внутренний слой — пеноалюминий, полученный нагревом спрессованной порошковой смеси из металлической крошки (обычно сплав Al-Si или Al-Si-Cu с содержанием 6–8 % Si и 3–10 % Cu и гидрида титана TiH_2) до температуры ее плавления, что сопровождается выделением водорода, приводящего к созданию пористой структуры [3].

Важная конструктивная особенность такого соединения — наличие прочной металлической связи между внешними и внутренним слоями, обеспечивающей изделию высокую жесткость при изгибающей нагрузке [2, 6]. Пеноалюминий, в свою очередь, ввиду высокой пористости (до 70–75 %) обеспечивает облегчение конструкции за счет малой плотности пены. Однако малая плотность и высокая жесткость — это еще далеко не все преимущества таких изделий.

Сэндвич с алюминиевой пеной, помимо высокой жесткости на изгиб, способен к восприятию без разрушения большой равномерно распределенной по его поверхности нагрузки и обладает высокими демпфирующими свойствами [4]. Последнее достоинство обусловлено центральным слоем из пеноалюминия.

Пеноалюминий — разновидность металлической пены, т. е. вид пористого металла, пористость которого достигает 70 %, а поры имеют закрытый тип, представляя собой объемы, ограниченные стенками типа границ зерен. Металлическая пена, в частности алюминиевая, обладает рядом важных свойств: а) низкой плотностью (от 0,2 до 1 г/см^3); б) низкой теплопроводностью ввиду малой толщины стенок между соседними порами; в) высокой эффективностью поглощения энергии при ударной нагрузке; г) низким пределом прочности на сжатие и растяжение [4, 5]. Эффективность поглощения энергии алюминиевой пеной согласно [4] в 5–10 раз больше, чем массивным материалом. В таблице представлены основные механические свойства наиболее широко известных производимых промышленностью алюминиевых пен.

Из сказанного понятно, что металлическая пена и ее соединения (в частности САП) имеют большую значимость для применения в различных отраслях машиностроения: в автомобиле-

Свойства некоторых коммерческих алюминиевых пен [4]

Параметры	Значения параметров для пен разных марок			
	Alporas	Alulight	Cymat	ERG
Материал	Al	Al	Al-SiC	Al
Плотность, г/см^3	0,20–0,25	0,30–1,00	0,07–0,56	0,16–0,25
Относительная плотность	0,08–0,10	0,10–0,35	0,02–0,20	0,05–0,10
Модуль упругости, ГПа	0,40–1,00	1,70–12,0	0,02–2,00	0,06–0,30
Модуль сдвига, МПа	0,30–0,35	0,60–5,20	0,001–1,0	0,02–0,10
Коэффициент Пуассона	0,31–0,34	0,31–0,34	0,31–0,34	0,31–0,34
Предел прочности при сжатии, МПа	1,30–1,70	1,90–14,0	0,04–7,00	0,90–3,00
Предел прочности при растяжении, МПа	1,60–1,90	2,20–30,0	0,05–8,50	1,90–3,50

и судостроении, при создании бытовой и производственной техники, в военной промышленности, строительной отрасли и т. д.

Производство сэндвича с алюминиевой пеной

В настоящее время разрабатываются различные способы и технологии промышленного производства подобных сэндвичей. Основные из них представлены на рис. 2 [3].

Получение подобной многослойной конструкции возможно путем прямого соединения отдельных его слоев (двух листов из алюминиевого сплава и блока пеноалюминия) с помощью клеящего вещества или пайкой (рис. 2, *а*). Однако данный способ имеет недостатки: применение клея увеличивает себестоимость продукта и усложняет процесс его переработки, что в свете возрастающих требований к экологичности используемых материалов весьма важно; пайкой же не удается добиться нужного качества соединения между слоями, что негативно сказывается на жесткости конечного продукта. Еще один способ объединения отдельных слоев в САП — это их диффузионное соединение при вспенивании центрального слоя (рис. 2, *б*), производимое непосредственно при высокой температуре (температура вспенивания), равной или превышающей температуру плавления плиты из спрессованной порошковой смеси. Этот метод позволяет избежать применения клея, однако он имеет определенный недостаток: для достижения прочного соединения необходим равномерный нагрев заготовок и особый контроль за процессом вспенивания алюминиевой смеси, реализация чего весьма затруднительна. Неравномерность нагрева и наличие окисной пленки на границе соединения слоев приводит к неравномерности протекания процесса диффузии и, как следствие, к разному качеству соединения слоев в разных частях САП.

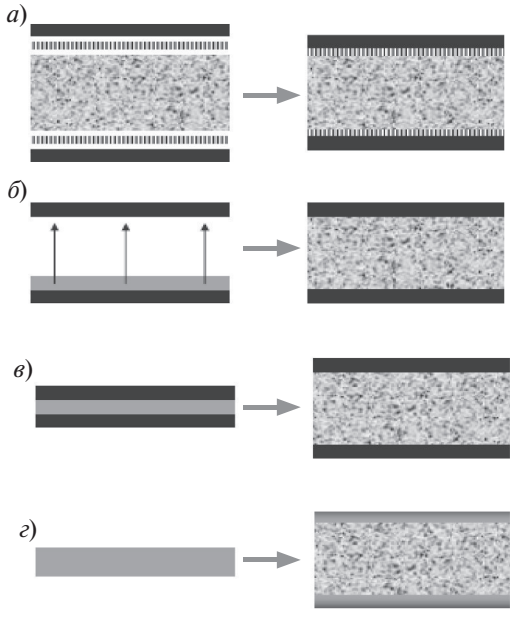


Рис. 2. Способы производства «сэндвича с алюминиевой пеной» [3]: *а* — соединение на основе клеящего вещества (пайка); *б* — диффузионное соединение при вспенивании; *в* — Taron-процесс; *г* — структурное/интегральное вспенивание

Интересным способом производства САП является так называемое «структурное», или «интегральное», вспенивание порошковой смеси (рис. 2, *г*), позволяющее избежать необходимости использования заранее изготовленного листового проката в качестве внешних слоев. Данный способ позволяет за счет зонного нагрева спрессованной порошковой плиты создать пористую структуру в заданном участке, избежав вспенивания в других. К сожалению, данная технология очень сложна для управления и контроля и пока еще плохо изучена, что мешает ее широкому распространению в промышленном производстве «сэндвичей».

Наибольшую известность в сфере производства САП получила немецкая технология — так называемый Taron-процесс (рис. 2, *в*) пакетная прокатка листовых заготовок с плитой из спрессованной порошковой смеси, впоследствии образующей пористый центральный слой соединения, [4, 7]. Данная технология была разработана Фрауэнхоферским Институтом соединений и исследования материалов (IFAM). Схематично она изображена на рис. 3. Отличительной особенностью этого процесса является то, что соединение слоев САП происходит за счет деформационной сварки, еще до стадии вспенивания центрального слоя. Это позволяет получить достаточно прочное соединение между слоями. Полученная после пакетной прокатки заготовка может быть далее любым известным способом пластически продеформирована, что дает возможность задать определенную форму будущего САП-изделия. К недостаткам данного способа получения САП можно отнести,

пожалуй, его энергозатратность и длительность, что не мешает рассматривать Taron-процесс в качестве главного на сегодня промышленного способа получения САП и изделий из САП.

Применение «сэндвичей с алюминиевой пеной»

Сэндвич-соединения обладают огромным потенциалом для применения в различных отраслях промышленности. Наиболее яркий пример использования данного материала — это попытка заменить стальные несущие конусные конструкции в ракете «Ariane 5» на конструкции такой же формы (рис. 4, *в*), но изготовленные с помощью сварки двенадцати панелей САП (внешние слои — листовой прокат марки AW-6060, толщиной 1,3 мм; базовый материал центрального слоя — алюминиевый сплав AlSi6Cu6) [3]. Испытания полученной детали прошли успешно, а их результаты, в частности отражающие жесткость конструкции, позволяют ожидать, что в будущем с большой долей вероятности удастся реализовать замысел инженеров в промышленности.

Возможными вариантами применения «сэндвичей» являются также кузов, стойки и другие элементы конструкции легковых и грузовых автомобилей, поездов, судов и самолетов [3, 5]. Разработки в данном направлении ведутся различными организациями Германии, Канады и Китая. Так, компания AngewandteMicro-Messtechnik GmbH совместно с Бранденбургским Техническим университетом (Коттбус) проводила исследования, целью которых было определение прочностных характеристик «сэндвича», а также попытка разработать технологию создания кузова электропоезда из такого материала. Результатами работы стали пробное изготовление носовой

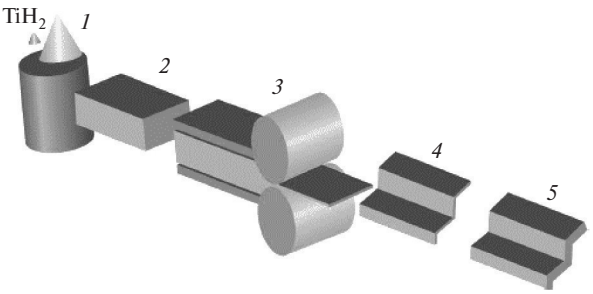


Рис. 3. Технологическая цепочка промышленного производства «сэндвича с алюминиевой пеной» [7]: (*1* — создание порошковой смеси (сплав Al + TiH_2); *2* — компактирование порошковой смеси (с помощью пресса); *3* — пакетная прокатка; *4* — гибка или другая операция формоизменения заготовки; *5* — нагрев под вспенивание и последующее охлаждение заготовки)

части кузова поезда (рис. 4, *б*), а также экспериментальное подтверждение возможности применения САП в рассматриваемых целях.

Применение «сэндвичей с алюминиевой пеной» в медицинских целях (к примеру, в качестве протезов), в радио- и локационной технике также весьма актуально, но вместе с тем требует более детального изучения структуры, свойств, напряженного состояния в каждой точке изделия [4]. Существенным резервом повышения технологических и эксплуатационных свойств подобных соединений представляется создание специальных, в том числе ультрамелкозернистных, структур [8–10].

Заключение

«Сэндвичи с алюминиевой пеной» — перспективный материал для изготовления конструкций, в которых важна удельная прочность, демпфирующие акустические свойства (шумопоглощение)

а) *б*) *в*)

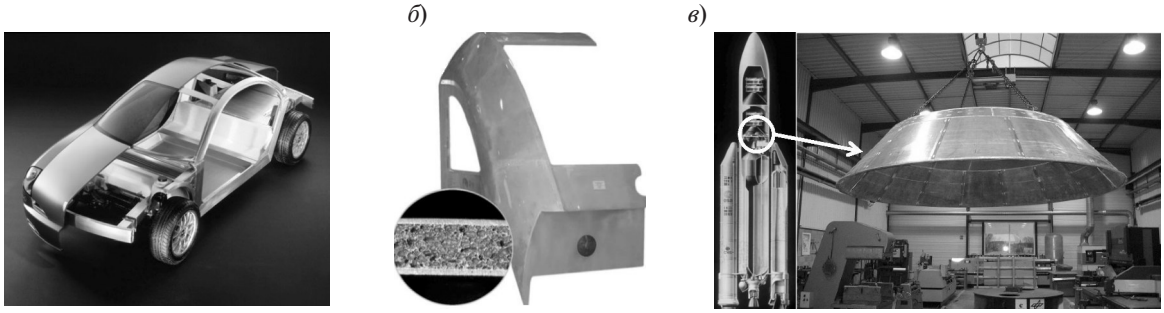


Рис. 4. Примеры возможного промышленного применения «сэндвичей с алюминиевой пеной» [3, 5]

и жесткость конструкции. Внедрение подобных материалов в авиационно-космической промышленности, транспортном машиностроении и других отраслях требует развития и оптимизации технологий в соответствии с конкретными условиями эксплуатации изготавливаемых из данных материалов изделий.

Работа выполнена в СПбГПУ по договору № 14.Z50.31.0018 с Министерством образования и науки Российской Федерации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Wiedemann J.** Leichtbau: Elemente und Konstruktion 3. Aufgabe. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2007. 889 s.

2. **Bahnhart J., Seeliger H.-W.** Aluminium Foam Sandwich Panels: Manufacture, Metallurgy and Applications // Advanced Engineering Materials. 2008. № 9. P. 793–802.

3. **Bollinghaus T.** Werkstoffeigenschaften und Verarbeitung von Aluminiumschäumen RWTH. Aachen, 2003. 195 s.

4. **Hipke T., Lange G., Poss R.** Taschenbuch für Aluminiumschäume 1. Auflage. Düsseldorf: Aluminiumverlag, 2007. 204 s.

5. **Haders H.** Ermüdung von Aluminiumschaum. Brauschweig, 2005. 222 s.

6. **Viehweger B., Sviridov A.** Frontmodule für Schienenfahrzeuge aus Aluminiumschaumsandwich Fertigungstechnologien zur Bauteilherstellung // Forum der Forschung 20, Cottbus. 2007. S. 69–72.

7. **Коджаспиров Г.Е., Рудской А.И., Рыбин В.В.** Физические основы и ресурсосберегающие технологии изготовления изделий пластическим деформированием. СПб.: Наука, 2007. 350 с.

8. **Рудской А.И., Коджаспиров Г.Е.** Технологические основы получения ультрамелкозернистых металлов. СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2012. 247 с.

9. **Banhart J., Baumeister J., Melzer A., Seeliger W., Weber M.** Aluminiumschaum für den Fahrzeugbau // Metall 1998. Vol. 52(12). S. 726–729.

10. **Михайлов В.Г, Коджаспиров Г.Е., Исупов Ф.Ю.** Перспективные методы повышения прочности сэндвичей с алюминиевой пеной путем диспергирования структуры // Междунар. научно-техн. конф. «Нанотехнологии функциональных материалов». СПб., 2014. С. 140–141.

REFERENCES

1. **Wiedemann J.** Leichtbau: Elemente und Konstruktion 3. Aufgabe. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 2007. 889 s.

2. **Bahnhart J., Seeliger H.-W.** Aluminium Foam Sandwich Panels: Manufacture, Metallurgy and Applications. *Advanced Engineering Materials*. 2008. № 9. P. 793–802.

3. **Bollinghaus T.** Werkstoffeigenschaften und Verarbeitung von Aluminiumschäumen RWTH. Aachen, 2003. 195 s.

4. **Hipke T., Lange G., Poss R.** Taschenbuch für Aluminiumschäume 1. Auflage. Düsseldorf: Aluminiumverlag, 2007. 204 s.

5. **Haders H.** Ermüdung von Aluminiumschaum. Brauschweig, 2005. 222 s.

6. **Viehweger B., Sviridov A.** Frontmodule für Schienenfahrzeuge aus Aluminiumschaumsandwich Fertigungstechnologien zur Bauteilherstellung. *Forum der Forschung 20.* Cottbus. 2007. S. 69–72.

7. **Kodzhaspirov G.Ye., Rudskoi A.I., Rybin V.V.** Fizicheskiye osnovy i resursosberegayushchiye tekhnologii izgotovleniya izdeliy plasticheskim deformirovaniyem. [Physical basics and energy saving technologies of plastic deformation producing technique]. SPb.: Nauka, 2007. 350 s. (rus.)

8. **Rudskoi A.I., Kodzhaspirov G.Ye.** Tekhnologicheskiye osnovy polucheniya ultramelkozernistykh metallov. [Technological basements of UFG metals producing]. SPb.: Izd-vo SPbGPU, 2012. 247 s. (rus.)

9. **Banhart J., Baumeister J., Melzer A., Seeliger W., Weber M.** Aluminiumschaum für den Fahrzeugbau, *Metall* 1998. Vol. 52(12). S. 726–729. (rus.)

10. **Mikhailov V.G, Kodzhaspirov G.Ye., Isupov F.Yu.** Perspektivnyye metody povysheniya prochnosti sendvichey s alyuminiyevoy penoy putem dispergirovaniya struktury. [Strength increasing perspective methods for aluminum foam sandwiches by means refinement of structure]. *Mezhdunar. nauchno-tekhn. konf. «Nanotekhnologii funktsionalnykh materialov»* [Proceding of international scientific conference Nanotechnologies of funktional materials (NFM'2014)]. SPb., 2014. S. 140–141. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

МИХАЙЛОВ Веселин Георгиев — доктор технических наук заведующий лабораторией легких материалов и конструкций Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.E-mail: michailov@tu-cottbus.de

КОДЖАСПИРОВ Георгий Ефимович — доктор технических наук директор Центра новых материалов Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.E-mail: gkodzhaspirov@gmail.com

ИСУПОВ Федор Юрьевич — младший научный сотрудник Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.E-mail: isupov_fedia@mail.ru

AUTHORS

MICHAILOV Veselin G. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.E-mail: michailov@tu-cottbus.de

KODZHASPIROV Georgii E. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.E-mail: gkodzhaspirov@gmail.com

ISUPOV Fedor Yu. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.E-mail: isupov_fedia@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.21
УДК 620.171.2

Д.Г. Плотников, С.А. Соколов,
А.И. Боровков, А.А. Михайлов

МЕТОДИКА ОЦЕНКИ ПРОЧНОСТИ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ КОНСТРУКЦИЙ ПОДЪЕМНО-ТРАНСПОРТНЫХ МАШИН

D.G. Plotnikov, S.A. Sokolov,
A.I. Borovkov, A.A. Michailov

STRENGTH ESTIMATION METHOD FOR METAL STRUCTURES OF HOISTING EQUIPMENT

Предложена методика оценки прочности и пластических свойств сварных узлов подъемно-транспортных машин с учетом концентрации напряжений и металлургических сварочных факторов. Разработана конструкция образца для статических испытаний. Проведены натурные испытания при нормальной температуре и численное исследование напряженно-деформированного состояния зоны разрушения методом конечных элементов. Определены предельные характеристики пластичности сварного соединения.

СТАЛЬНАЯ КОНСТРУКЦИЯ; СВАРНОЕ СОЕДИНЕНИЕ; ИСПЫТАНИЕ; ПЛАСТИЧНОСТЬ; ПРОЧНОСТЬ; МЕТОД КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ.

The main problem considered in this article is prediction of strength for welding structures of hoisting equipment. Developed is a method of estimation of plastic strain limits for welding structures that takes into account all the most important factors influencing strength and plastic properties of a welding joint (such as stress concentration factors and residual stresses, environment temperature). These factors are implemented with the help of a special welded model. The static test, described in this article, was conducted at normal temperature. Analysis of the stress-strain state of the fracture area is based on the finite element method. As a result of investigation the limits of the plasticity of the welding joint were estimated.

STEEL STRUCTURE, WELDING JOINT, TESTING, PLASTICITY, STRENGTH, FINITE ELEMENT METHOD.

Основным условием работоспособности металлических конструкций машин, используемым в процессе проектирования, является условие прочности. Существующие инженерные методы прогнозирования прочности металлических конструкций подъемно-транспортных машин при однократном максимальном нагружении оперируют номинальными расчетными напряжениями [1–4, 7]. При этом они базируются на допущении о том, что запас пластичности материала достаточен для того, чтобы обеспечить протекание локальных пластических деформаций в зонах концентрации напряжений без снижения несущей способности конструкции. Для этого выбирают стали, которые сохраняют достаточно высокую ударную вязкость при низких температурах [1–4, 10]. Причем температура испытаний назначается с учетом факторов, способствующих возникновению хрупкого разрушения, которые учитываются с помощью условных бальных оценок их значимости [3, 4, 10].

Как показывает практика, такой подход не гарантирует надежности конструкции в условиях эксплуатации. Наиболее остро это проявляется в конструкциях подъемно-транспортных машин, эксплуатируемых в условиях низких климатических температур и подвергаемых интенсивному динамическому нагружению. Даже в условиях нормальной эксплуатации машин встречаются ситуации, в которых возникают не-

благоприятные комбинации факторов, затрудняющих развитие пластических деформаций, приводящие к возникновению хрупкого разрушения сварных узлов и аварии всего сооружения. Это объясняется тем, что данная методика выбора стали базируется на качественных оценках свойств сварных соединений, а стандартные образцы не отражают реальные условия деформирования стали в зоне сварочного концентратора.

Другой аспект той же проблемы связан с внедрением метода конечных элементов в инженерную практику расчета металлических конструкций машин. Этот расчет дает оценку истинного напряженно-деформированного состояния конструкции, при которой исчезает понятие номинальных напряжений. При этом использование максимальных местных напряжений в нормативных условиях прочности приводит к неоправданному завышению запасов прочности и металлоемкости конструкций.

Для адекватного решения указанных проблем необходимо условие прочности, учитывающее особенности процессов деформирования стали в сварном узле. В зависимости от конструкции узла и условий нагружения в одних случаях может возникнуть местная пластическая деформация, в других — разрыв материала или хрупкое разрушение. Защита конструкции от хрупкого разрушения имеет большое практическое значение. Актуальность решения данной проблемы особо возрастает в связи с расширением выпуска техники для эксплуатации в условиях холодного климата.

Целью данной работы является методика оценки прочности металлических конструкций подъемно-транспортных машин с использованием деформационного критерия. Для реализации этого подхода разработана расчетно-экспериментальная методика определения предельной пластической деформации сварного узла с учетом его конструктивно-технологических особенностей и условий эксплуатации. Предлагаемая методика построена на объединении возможностей физического и численного эксперимента.

Методика экспериментального исследования

Прочность сварного узла в условиях эксплуатации зависит от совокупности факторов:

механических свойств материала в зоне сварного шва;

характера напряженного состояния в зоне концентрации напряжений от эксплуатационных нагрузок и поля остаточных напряжений;

температуры эксплуатации;

скорости деформирования материала.

Задача разработки методики определения критерия разрушения заключалась в учете совокупности этих факторов. Методика исследования включает механические испытания сварных образцов и численное моделирование процесса нагружения с использованием результатов испытания. Для решения этой задачи была разработана конструкция тестового образца, обеспечивающего максимально неблагоприятные условия деформирования сварного узла, методика его испытания и анализа локальных пластических деформаций в зоне концентрации напряжений.

Конструкция образца построена таким образом, что в зоне термического влияния, имеющей обычно наихудшую пластичность, формируется трещиноподобный концентратор напряжений. Тестовый образец представляет собой сварную конструкцию, состоящую из двух пластин, *1а* и *1б*, и накладки *2*, являющейся испытываемым элементом (рис. 1). Накладка имеет разделку по продольным кромкам и соединяется с пластинами *1а* и *1б* сварным швом с обваркой по контуру. Сборка образца для сварки осуществляется таким образом, что торцы пластин *1а* и *1б* плотно прижимаются друг к другу, образуя концентратор, подобный трещине. В этом образце нагрузка на основную пластину *2* в центральном сечении передается через сварные швы, при этом вершина концентратора оказывается в зоне термического влияния в корне шва. Характер (объемность) напряженного состояния и, следовательно, условия деформирования в зоне разрушения зависят от толщин элементов, поэтому все размеры нормированы по толщине основного элемента *2* (рис. 1). При этом толщина *t* должна быть равна наибольшей толщине проката, используемого в натурной конструкции.

Конструкция этого образца обеспечивает максимальную концентрацию напряжений, так как радиус закругления надреза близок к нулю. Конечно-элементный анализ напряженно-деформированного состояния образца показал, что коэффициент жесткости напряженного состояния в зоне концентратора превышает зна-

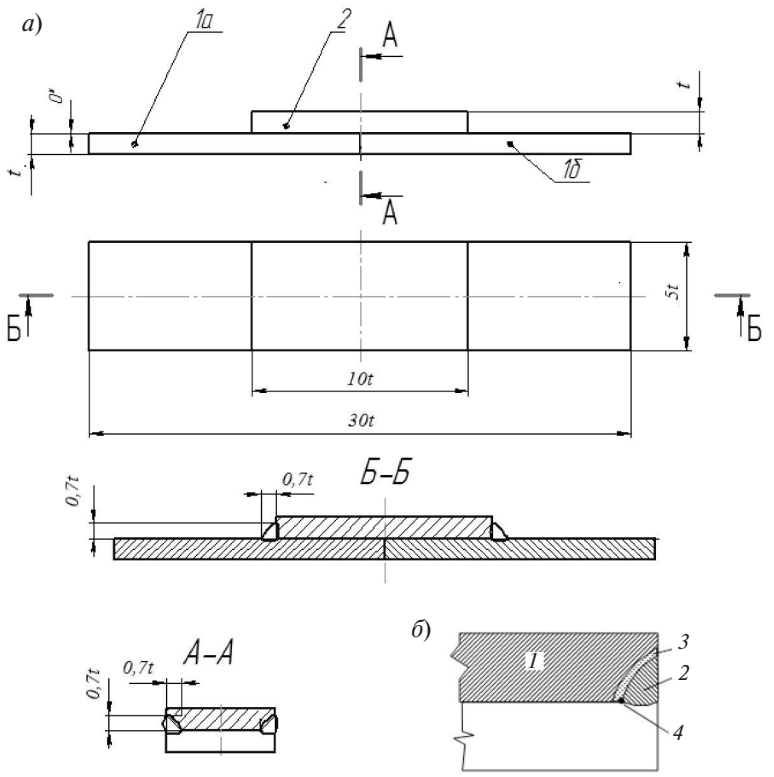


Рис. 1. Образец для испытаний: *а* — чертеж образца; *б* — схема распределения зон в образце: *1* — основной металл пластин; *2* — наплавленный металл; *3* — зона термического влияния; *4* — точка максимальной концентрации напряжений

чения, характерные для качественных сварных узлов. Кроме того продольный сварной шов создает значительные остаточные напряжения.

Для экспериментального исследования использован образец, все элементы которого были вырезаны из листовой стали марки Ст3сп толщиной 20 мм. Испытания проводились на разрывной машине Instron KN с максимальным усилием 600 кН. Продольная нагрузка передавалась на образец через хвостовые пластины, которые зажимались в захватах разрывной машины. При этом фиксировалась диаграмма растяжения в координатах «перемещение захватов — нагрузка». Испытание производилось при нормальной температуре +23 °С, скорость перемещения захватов составляла 20 мм/с. В результате нагружения образца до усилия 580 кН он деформировался с изгибом в центральном сечении при суммарном перемещении захватов $\delta = 8$ мм. Образец не разрушился, нагружение прекратилось из-за исчерпания возможности разрывной машины. Раскрытие стыка составило 6 мм, в основании концентратора образовались надрывы материала глубиной 4 мм.

Для определения механических свойств стали были проведены испытания стандартных цилиндрических образцов основного металла и зоны термического влияния по ГОСТ 1497–84. Испытания показали, что основной металл имеет предел текучести $\sigma_т = 310$ МПа, временное сопротивление $\sigma_в = 500$ МПа, относительное удлинение $\delta_5 = 0{,}3$. Металл зоны термического влияния имеет предел текучести $\sigma_т = 403$ МПа, временное сопротивление $\sigma_в = 575$ МПа, относительное удлинение $\delta_5 = 0{,}21$.

Для того, чтобы получить данные о локальных процессах деформирования в вершине концентратора и определить значения предельных пластических деформаций, был выполнен конечно-элементный анализ напряженно-деформированного состояния образца. С этой целью разработана методика численного эксперимен-

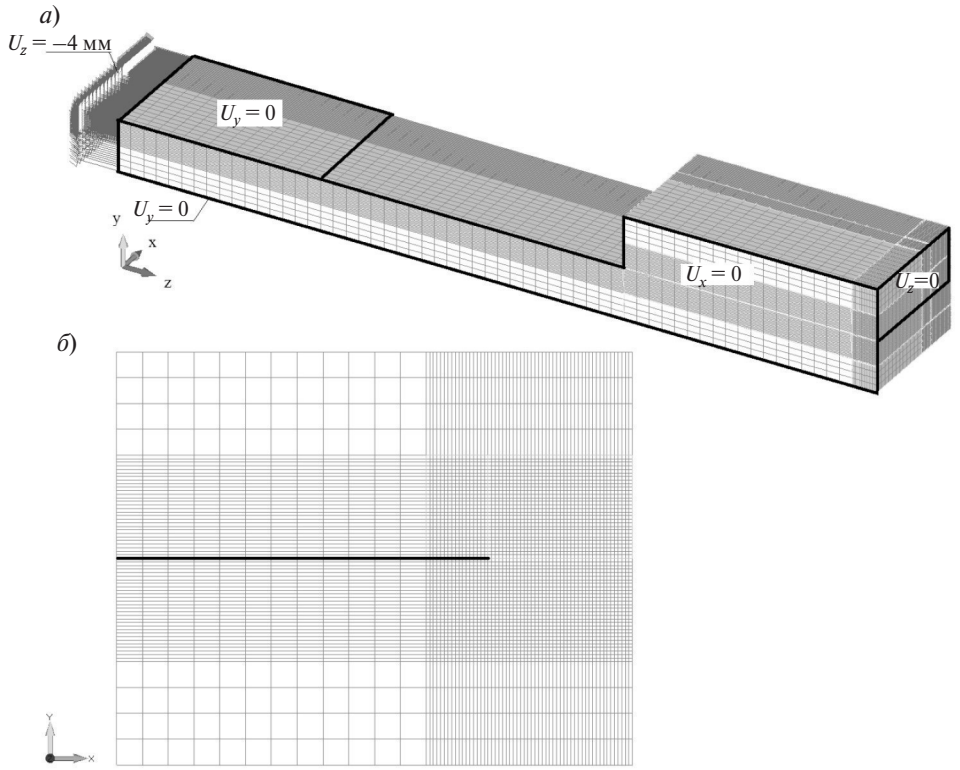


Рис. 2. Конечно-элементная модель: *а* — общий вид;
б — конечно-элементная сетка в зоне вершины концентратора

та, обеспечивающая расчет упруго-пластического напряженно-деформированного состояния образца, параметры которого характеризуются большими абсолютными значениями и градиентами. Расчет выполнялся средствами ПО Femap с решателем NX Nastran. Далее в тексте в качестве характеристики пластической деформации используется интенсивность пластической деформации, при этом для краткости слово «интенсивность» опускается.

Конечно-элементная модель строилась с учетом симметрии образца, поэтому соответствовала только его четверти (рис. 2). Свойства симметрии были реализованы с помощью граничных условий (на плоскости *YZ* перемещение $U_x = 0$, на плоскости *XY* перемещение $U_z = 0$). В связи с тем, что поле напряжений и деформаций в зоне концентратора имеет весьма значительные градиенты, достоверность результатов расчета существенно зависит от качества конечно-элементной сетки. Поэтому разбивка была выполнена таким образом, чтобы в вершине трещиноподобного концентратора обеспечивалась регулярная сетка и размер элемента не больше $0{,}02a$ (где a — характерный размер трещины, в данном случае равный толщине листа 20 мм). Для построения модели использовались линейные элементы типа SOLID (CHEXA) с 8 узлами. Материалы основных элементов и зоны термического влияния принимались изотропными с билинейными диаграммами механических свойств [9], которые строились на основании данных, полученных при испытании цилиндрических образцов. Для обоих материалов модуль упругости принимался равным $E = 2{,}1 \cdot 10^5$ МПа, модуль упрочнения $E_т = 1000$ МПа.

Поле остаточных сварочных напряжений в образце создавалось путем моделирования термомеханического цикла сварки. Он включал нагрев материала сварного шва от температуры окружающей среды 20 °С до 1500 °С и последующее его остывание до температуры 20 °С. Коэффициент теплового расширения линейно возрастал от $11{,}5 \cdot 10^{-6}$ при температуре 20 °С до $18{,}9 \cdot 10^{-6}$ при температуре 1500 °С. Граничные условия определялись свойствами симметрии

образца. В результате этого расчета максимальные значения остаточных сварочных напряжений в зоне концентрации достигали 239 МПа, что составляет 80 % от предела текучести основного металла.

Моделирование захватов в процессе нагружения модели осуществлялось с помощью граничных условий, обеспечивавших поступательное перемещение захватной части образца ($U_y = 0$, $U_z = 0$ на поверхностях, контактирующих с захватами). При этом захваты и элементы разрывной машины, связывающие их с датчиком перемещений, предполагались абсолютно жесткими. Нагружение модели было кинематическим, то есть задавалось монотонное перемещение, и вычислялась требуемая сила. Расчет производился по стандартному алгоритму расширенного нелинейного статического анализа SOL600 в NX Nastran.

Анализ результатов

В результате численного анализа получено поле напряжений и деформаций в модели, построен график «перемещение захватов — нагрузка», который сопоставлен с экспериментальным (рис. 3). Как видно из графиков, общая картина процесса деформирования образца удовлетворительно описывается численным расчетом. Имеется расхождение графиков в области малых деформаций. Это можно объяснить влиянием упругих деформаций захватов на начальном участке нагружения.

Локальными характеристиками напряженно-деформированного состояния в концентраторе являются интенсивность пластической деформации e_{pl} и коэффициент жесткости напряженного состояния η. Интенсивность пластических деформаций вычисляется как

$$e_{pl} = \frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{\left(e_{p1}-e_{p2}\right)^2+\left(e_{p2}-e_{p3}\right)^2+\left(e_{p3}-e_{p1}\right)^2},$$

где e_{p1}, e_{p2}, e_{p3} — значения главных пластических деформаций в элементе.

Коэффициент жесткости напряженного состояния определяется как $\eta = \frac{\sigma_1}{\sigma_{vm}}$ [6], где σ_1 — первое главное напряжение; σ_{vm} — эквивалентное напряжение, вычисленное согласно теории прочности Мизеса — Генки.

Для анализа сходимости решения и оценки предельной пластической деформации в сечении А-А (рис. 1, *в*) был проведен анализ трех вариантов моделей с минимальными размерами элементов 0,25 мм, 0,5 мм и 1 мм. По результатам этих расчетов построена зависимость максимальных пластических деформаций, соответствующих перемещению захватов на 8 мм, от размера элемента (рис. 3, *б*). Деформации усреднялись в объеме куба со стороной 1 мм. Расчетное значение пластических деформаций определялось с помощью экстраполяции на размер элемента, равного нулю. Таким образом, было получено значение предельной пластической деформации $e_{pl\,c} = 0{,}44$. Размер пластической зоны при максимальной нагрузке составил $r_{пл} = 13{,}8$ мм. Максимальное значение коэффициента жесткости напряженного состояния в процессе деформирования с увеличением нагрузки изменяется от 2,5 до 1,7 .

Таким образом, методика решения вопроса о возможности использования конкретной стали с определенной сварочной технологией для изготовления сварных конструкций включает следующие мероприятия. Необходимо изготовить серию образцов указанной конфигурации из проката наибольшей толщины с применением тех же сварочных процедур. Провести их испытания при минимальной эксплуатационной температуре по ГОСТ 15150. По результатам испытаний рассчитать значение предельных пластических деформаций в образце. Полученные данные позволят применить для сварных конструкций деформационный критерий прочности в форме [6]

$$e_{pl} \le e_{pl\,c}/n,$$

где n — коэффициент запаса прочности. Это значит, что запас пластичности проектируемой конструкции следует считать достаточным, если максимальные пластические деформации в наиболее нагруженных узлах от действия расчетных эксплуатационных нагрузок, вычисленные методом конечных элементов, будут не больше предельной пластической деформации, полученной на образце. В данной методике конфигурация сварного узла и условия нагружения учитываются конечно-элементным расчетом конструкции, а свойства материала в зоне сварного шва и условия его деформирования — результатами испытаний сварного об-

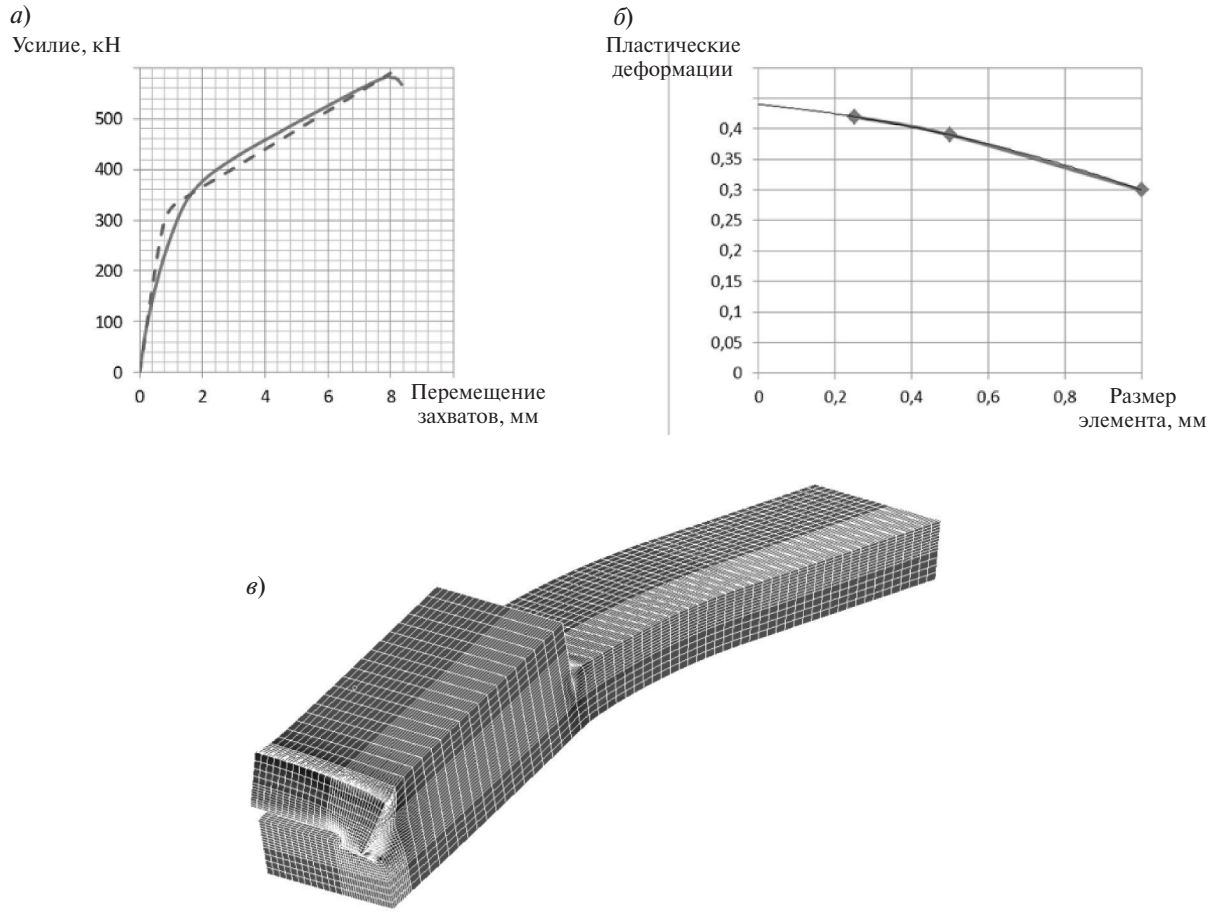


Рис. 3. Результаты расчета: *а* — диаграмма нагружения образца, экспериментальная и расчетная; *б* — зависимость расчетной максимальной пластической деформации от размера элемента; *в* — деформированная конечно-элементная модель (——— — эксперимент; — — — расчет)

разца. Применение предложенной методики дает возможность учитывать комплексное влияние всех факторов, способствующих возникновению хрупкого разрушения конструкции.

Результаты проведенного эксперимента сопоставлены с оценкой предельных деформаций по методике Н.А. Махутова. Согласно [5] предельное значение интенсивности пластической деформации может быть представлена в виде $e_к = e_{к1} D_e(\eta)$, где $e_{к1}$ — предельная пластическая деформация, определенная при одноосном растяжении образца цилиндрической формы; D_e — коэффициент снижения предельной пластической деформации; η — коэффициент жесткости напряженного состояния.

На основании работы [5] построена приближенная зависимость коэффициента снижения предельной пластической деформации от коэффициента жесткости напряженного состояния. При нормальной температуре испытаний и при соотношении компонентов тензора главных напряжений, характерном для зон концентрации напряжений, коэффициент снижения пластических деформаций может быть описан аппроксимирующей зависимостью следующего вида:

$$D_e(\eta) = \frac{1,2}{\eta^2}. \qquad (1)$$

Предельное значение интенсивности пластической деформации для испытанного образца можно оценить по методике [5], используя значение коэффициента жесткости, полученное из численного анализа, и значение предельной пластической деформации $e_{к1}$, определенное по результатам испытания цилиндрических образцов. В результате вычислений получаем $e_к = 0,38$. Таким образом, аналитическая оценка предель-

ной пластической деформации в образце весьма близка к максимальному значению интенсивности пластической деформации, полученному с помощью конечно-элементного расчета — $e_к = 0{,}44$, то есть отличается на 14 %. Расхождение можно объяснить тем, что разрывы, вероятно, появились в концентраторе не при максимальном перемещении захватов, а несколько раньше, что невозможно зафиксировать при большой скорости нагружения.

Удовлетворительная сходимость расчета по методике [5] с результатом проведенного эксперимента показывает, что данная зависимость, выведенная для деталей машин с геометрическими концентраторами, может быть применена для оценки снижения пластичности сварных узлов при положительных температурах. В расчетах конструкций она может быть использована в сочетании с экспериментальными данными, отражающими влияние низких температур на пластичность материала.

Выводы и рекомендации

Для оценки прочности металлических конструкций подъемно-транспортных машин рекомендовано использовать деформационный критерий, в котором предельная пластическая деформация сварного узла находится по предложенной расчетно-экспериментальной методике, учитывающей его конструктивно-технологические особенности и условия эксплуатации. Применение данной методики позволяет учесть совокупность негативных факторов хрупкого разрушения.

Испытание образца и численный анализ показали, что предложенная конструкция образца обеспечивает максимально высокое значение коэффициента жесткости напряженного состояния $\eta \approx 2$. Полученное значение существенно выше, чем в качественно выполненных сварных узлах, где $\eta = 1{,}2–1{,}4$, и соответствует тому, что имеет место в технологических дефектах (непроварах), трещинах и ремонтных швах низкого качества.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **РД 24.090.52–90.** Подъемно-транспортные машины. Материалы для сварных металлических конструкций / ВНИИПТМАШ. М., 1990.

2. **РД 22–16–2005.** Машины грузоподъемные. Выбор материала для изготовления, ремонта и реконструкции сварных стальных конструкций / ФГУП СКТБ БК. 2005.

3. Federation Europeenne de la manutention. Section I: FEM 1.001. Rules for the design of hoisting appliances. 3rd Edition. 10.1998

4. **ISO 20332.** Cranes — Proof of competence of steel structures. First edition 2008–12–15.

5. **Махутов Н.А.** Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность. М.: Машиностроение, 1981. 272 с.

6. **Копельман Л.А.** Основы теории прочности сварных конструкций: Учебное пособие. 2-е изд., испр. СПб.: Издательство «Лань», 2010. 457 с.

7. **Соколов С.А.** Металлические конструкции подъемно-транспортных машин. СПб.: Политехника, 2005. 423 с.

8. **Одесский П.Д., Ведяков И.И., Горпинченко В.М.** Предотвращение хрупких разрушений металлических строительных конструкций. М: Изд-во СП Интермет Инжиниринг, 1998. 220 с.

9. **Ullner C., Bruser S., Subaric-Leitis A., Rethmeier M.** Determination of local stress-strain properties of resistance spot-welded of advanced high-strength steels using the instrumented indentation test./ - Journal of Materials Science. Vol. 47. Issue 3. 2012. P. 1504–1513.

10. **ГОСТ 32578–2013.** Краны грузоподъемные. Металлические конструкции. Требования к материалам, 2013.

REFERENCES

1. **RD 24.090.52–90.** Podyemno-transportnyye mashiny. Materialy dlya svarnykh metallicheskikh konstruktsiy/ [RD 24.090.52–90. Hoisting equipment. Materials for welding metal structures]./ VNIIPTMASh. M., 1990. (rus.)

2. **RD 22–16–2005.** Mashiny gruzopodyemnyye. Vybor materiala dlya izgotovleniya, remonta i rekonstruktsii svarnykh stalnykh konstruktsiy/[RD 22–16–2005. Hoisting equipment. Choice of materials for repair and reconstruction of welding metal structures] / FGUP SKTB BK, 2005. (rus.)

3. Federation Europeenne de la manutention. Section I: FEM 1.001. Rules for the design of hoisting appliances. 3rd Edition. 10.1998. (rus.)

4. **ISO 20332.** Cranes - Proof of competence of steel structures. First edition 2008–12–15.

5. **Makhutov N.A.** Deformatsionnyye kriterii razrusheniya i raschet elementov konstruktsiy na prochnost. [De-

formation fracture criterion and structure analysis of metal structures]. M.: Mashinostroyeniye, 1981. 272 s. (rus.)

6. **Kopelman L.A.** Osnovy teorii prochnosti svarnykh konstruktsiy: Uchebnoye posobiye. 2-ye izd., ispr. [Foundations of the theory of strength for welding structures].: SPb. Izd-vo «Lan», 2010. 457 s. (rus.)

7. **Sokolov S.A.** Metallicheskiye konstruktsii podyemno-transportnykh mashin. [Metal structures of hoisting equipment]. SPb.: Politekhnika, 2005. 423 s. (rus.)

8. **Odesskiy P.D. , Vedyakov I.I., Gorpinchenko V.M.** Predotvrashcheniye khrupkikh razrusheniy metallicheskikh stroitelnykh konstruktsiy / [Prevention of brittle fracture of metal structures]. M.: Izd-vo SP Intermet Inzhiniring, 1998. 220 s. (rus.)

9. **Ullner S. , Bruser S, Subaric-Leitis A., Rethmeier M.** Determination of local stress-strain properties of resistance spot-welded of advanced high-strength steels using the instrumented indentation test. *Journal of Materials Science*. Vol. 47. Issue 3. 2012. P. 1504–1513 (rus.)

10. **GOST 32578–2013.** Krany gruzopodyemnyye. Metallicheskiye konstruktsii. Trebovaniya k materialam/ [GOST 32578–2013 Cranes. Metal structures. Requirements for materials]. 2013. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ПЛОТНИКОВ Дмитрий Георгиевич — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: dg-plotnikov@mail.ru

СОКОЛОВ Сергей Алексеевич — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: sokolov-sa@rambler.ru

БОРОВКОВ Алексей Иванович — кандидат технических наук профессор проректор по перспективным проектам Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: vicerector.ap@spbstu.ru

МИХАЙЛОВ Александр Александрович — ассистент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: Michailov@CompMechLab.com

AUTHORS

PLOTNIKOV Dmitry G. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: dg-plotnikov@mail.ru

SOKOLOV Sergey A. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: sokolov-sa@rambler.ru

BOROVKOV Alexey I. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: vicerector.ap@spbstu.ru

MICHAILOV Alexandr A. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: Michailov@CompMechLab.com

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.22
УДК 629.113.001.2

Н.Н. Демидов

КОМБИНИРОВАННАЯ РАЗБИВКА ПЕРЕДАТОЧНЫХ ЧИСЕЛ ДЛЯ КОРОБОК ПЕРЕДАЧ ТРАНСПОРТНЫХ МАШИН

N.N. Demidov

COMBINED DISTRIBUTION OF GEAR RATIOS IN THE GEARBOX TRANSPORT VEHICLES

Для проектировочного тягового расчета транспортных машин предлагается алгоритм комбинированной разбивки передаточных чисел в коробках передач на основе соотношения, минимизирующего в среднеквадратическом смысле отклонения ступенчатой тяговой характеристики от идеальной. Комбинированная разбивка передач повышает транспортную эффективность машин по сравнению с традиционными методами.

ПРОЕКТИРОВАНИЕ; ТЯГОВЫЙ РАСЧЕТ АВТОМОБИЛЯ; РАЗБИВКА ПЕРЕДАЧ; ЧИСЛО ПЕРЕДАЧ КП; ПАРАМЕТРЫ РАЗБИВКИ ПЕРЕДАЧ; ПЕРЕДАТОЧНЫЕ ЧИСЛА КОРОБКИ ПЕРЕДАЧ.

For the design of the traction calculation of transport machines the algorithm of the combined breakdown of gear ratios in the transmissions based on the dependencies that minimize the deviation speed traction characteristics from the ideal in the mean square sense. The combined breakdown of transmission increases the transport efficiency of the machines in comparison with traditional methods. The combined distribution gear ratios of gearbox increase the transport efficiency of the machines in comparison with traditional methods and can be used for practical calculations. Suggested is a simplified linearized method of combined distribution gear ratios for use as a first approximation, which might be exploited in the educational process.

DESIGN, TRACTION CALCULATION OF THE VEHICLE, DISTRIBUTION RATIOS OF THE GEARBOX, INCLUDING TRANSMISSION GEARBOX, THE PARAMETERS OF DISTRIBUTION RATIOS OF THE GEARBOX, THE GEAR RATIO OF THE GEARBOX, PARAMETER OF THE DISTRIBUTION RATIOS OF THE GEARBOX.

Введение

Разбивка передач — определение числа передач и распределение скоростного диапазона машины по передачам — является важной частью проектировочного тягового расчета транспортных средств. Производители автомобилей для повышения экономичности увеличивают число ступеней в коробках передач (КП). За последние годы число передач прямого хода для легковых автомобилей с механическими КП увеличилось с четырех — пяти до шести — семи передач, а для грузовых — до 12–14. Для легковых автомобилей с автоматическими гидромеханическими КП число передач увеличено с четырех до семи и даже восьми [1]. Это еще более усложнило решение задачи разбивки промежуточных передач КП при проектировочном расчете автомобилей.

Задача разбивки передач КП автомобиля решается как путем распределения скоростей по передачам на основе арифметической или геометрической прогрессий, так и комбинированным методом [2–4]. При комбинированной разбивке результаты распределения скоростей по прогрессиям корректируются, например путем сближения высших передач [5]. В последнее время достаточно широкое распространение

получили методы разбивки передач с использованием различных алгоритмов оптимизации. В качестве критериев оптимизации используются разгонные характеристики автомобиля [6], показатели экономичности [7], а также комбинированные критерии [8–10]. Однако алгоритмов комбинированной разбивки для целей проектировочного расчета практически нет, используются лишь рекомендации, опирающиеся на опыт в разработке, испытаниях и эксплуатации автомобилей.

Цель нашей работы — создание алгоритма комбинированной разбивки передач.

Метод решения задачи

Для достижения поставленной цели в работе рассмотрены зависимости между скоростями на смежных передачах, которые обеспечивают минимум отклонений ступенчатой тяговой характеристики автомобиля от идеальной. На результатах анализа этих зависимостей и их сравнения с разбивками передач в выполненных конструкциях КП основан выбор зависимости для реализации алгоритма комбинированной разбивки.

Расчетная часть. Для скоростного диапазона d автомобиля

$$d = V_m/V_1, \qquad (1)$$

где V_m и V_1 — скорости на высшей и первой из ряда разбивок передачах при максимальной скорости вращения коленчатого вала двигателя и эксплуатационного диапазона частоты вращения вала двигателя

$$j = \omega_{\max} / \omega_{\min} \qquad (2)$$

требуется определить число передач m и значения параметров разбивки q_i,

$$q_i = V_i/V_{i-1}, \; i = 2, \ldots, m, \qquad (3)$$

обеспечивающие наибольшую транспортную эффективности машины. Скорость V_m, как правило, задается, а V_1 вычисляется предварительно из соображений преодоления максимального сопротивления. На значения m и q_i накладываются очевидные ограничения:

$$q_i \le j;$$

$$m \ge (\ln d / \ln j) + 1.$$

В качестве критерия транспортной эффективности могут быть использованы различные показатели. Представляется, что наиболее общим показателем может служить мера, характеризующая отличие получаемой ступенчатой тяговой характеристики машины от идеальной тяговой характеристики с бесступенчатой трансмиссией, которая при заданной мощности двигателя обеспечивает движение машины в определенных условиях с максимальной возможной скоростью.

На рис. 1 представлен общий вид ступенчатой и идеальной тяговых характеристик. Идеальная тяговая характеристика описывается соотношением

$$f = c/V,$$

где f — удельная сила тяги; c — коэффициент пропорциональности.

На рис. 2 представлена зависимость потерь скорости ΔV при ступенчатой тяговой характеристике по сравнению с идеальной. Эти потери скорости можно рассматривать как меру близости ступенчатой тяговой характеристики к идеальной и использовать в качестве критерия транспортной эффективности автомобиля с определенной разбивкой передач. Будем ис-

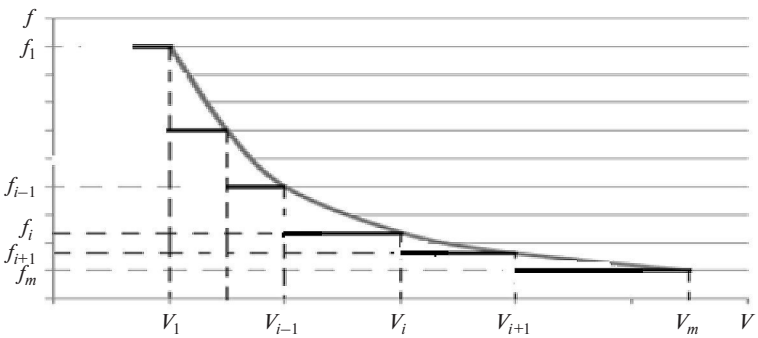


Рис. 1. Общий вид идеальной и ступенчатой тяговых характеристик

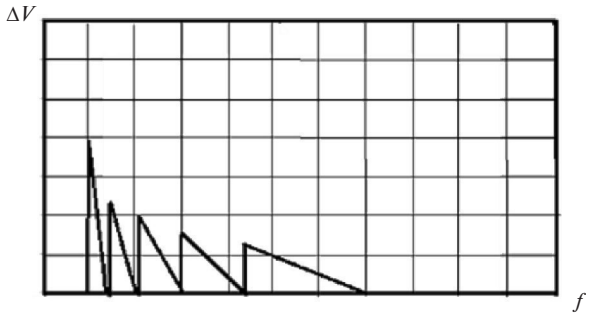


Рис. 2. Потери скорости ступенчатой тяговой характеристики по сравнению с идеальной

кать разбивку передач, которая минимизирует потери скорости ступенчатой КП по сравнению с идеальной тяговой характеристикой.

Минимизировать функцию отклонений ступенчатой тяговой характеристики от идеальной можно различными способами. При минимизация максимальных отклонений ΔV из очевидного соотношения

$$\sum \Delta V_{i\max} = V_m - V_1 = \text{const}$$

следует, что при заданном числе передач m

$$\min \Delta V_i = \frac{V_m - V_1}{m-1} = \text{const},$$

что соответствует разбивке по арифметической прогрессии, при которой параметры разбивки на смежных передачах связаны следующим соотношением:

$$q_{i+1} = 2 - \frac{1}{q_i}. \qquad (4)$$

Минимизация ΔV в среднем соответствует минимуму меры отклонений M, которая определяется выражением

$$M = \sum_{i=2}^{m} \int_{f_i}^{f_{i-1}} \left(\frac{c}{f} - V_i \right) df.$$

В результате интегрирования и преобразований получим

$$M = c \ln \frac{V_m}{V_1} - c(m-1) + c \sum_{i=2}^{m} \frac{V_{i-1}}{V_i}.$$

Минимум значения M определяется следующим уравнением для значений скорости на передачах:

$$V_i^2 - V_{i+1} V_{i-1} = 0, \quad i = 2, \ldots, m-1,$$

что соответствует разбивке передач по геометрической прогрессии, при которой

$$q_{i+1} = q_i = \text{const}. \qquad (5)$$

На рис. 3 приведены зависимости параметров разбивки q_{i+1} от q_i при разбивке по арифметической и геометрической прогрессиям. На этом же графике нанесены точки, соответствующие параметрам разбивки КП девятнадцати легковых автомобилей, имеющих по 5–6 передач прямого хода.

Из графика (рис. 3) видно, что точки, соответствующие параметрам разбивки передач в выполненных конструкциях, лежат в основном между графиками, описывающими разбивки по геометрической и арифметической прогрессиям, то есть разработчики автомобилей при ре-

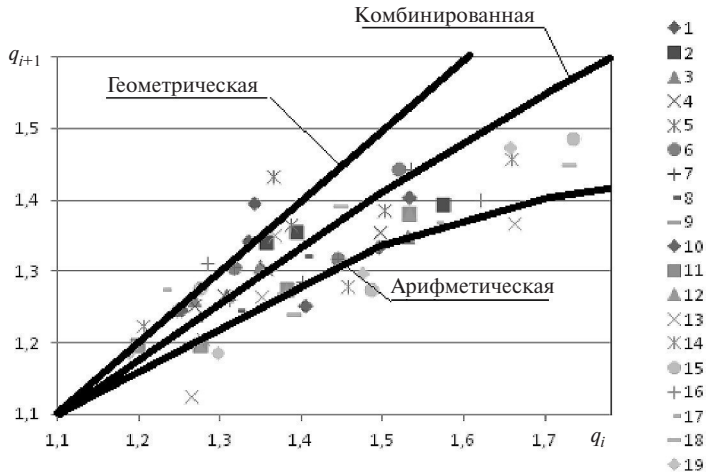


Рис. 3. Зависимость между параметрами для разных вариантов разбивок

шении задачи разбивки передач используют комбинированные методы.

Представляется, что алгоритмизированная комбинированная разбивка передач должна рационально сочетать минимизацию отклонений ступенчатой тяговой характеристики от идеальной как в среднем, так и по максимальным значениям. Наиболее разумным компромиссом между двумя предыдущими критериями близости ступенчатой тяговой характеристики к идеальной является минимизация в среднеквадратическом, так как при такой минимизации повышается влияние максимальных отклонений.

Минимизация ΔV в среднеквадратическом соответствует минимуму меры отклонений M^2, которая определяется выражением

$$M^2 = \sum_{i=2}^{m} \int_{f_i}^{f_{i-1}} \left(\frac{c}{f} - V_{i-1} \right)^2 df.$$

После интегрирования и преобразований получим

$$M^2 = \sum_{i=2}^{m} cV_i + 2cV_{i-1} \ln \frac{V_{i-1}}{V_i} - V_{i-1}{}^2 \frac{c}{V_i}.$$

Минимум величины M^2 достигается, если скорости движения на смежных передачах удовлетворяют уравнению

$$\frac{V_{i-1}^2}{V_i^2} - 2\frac{V_{i-1}}{V_i} + 3 = 2\frac{V_i}{V_{i+1}} - 2\ln\frac{V_i}{V_{i+1}},$$

$$i = 2, \ldots, (m-1),$$

или соотношению для параметров разбивки

$$\frac{1}{q_i^2} - \frac{2}{q_i} + 3 = \frac{2}{q_{i+1}} - 2\ln\frac{1}{q_{i+1}}. \qquad (6)$$

Минимизация отличий ступенчатой тяговой характеристики от идеальной в среднеквадратическом смысле привела к рекуррентному уравнению, связывающему между собой параметры разбивки на смежных передачах. Построенная по выражению (6) зависимость представлена на рис. 3. Как видно из графика, с возрастанием номера передачи параметр разбивки уменьшается, причем интенсивность этого снижения меньше, чем при разбивке по арифметической прогрессии. Характерно, что зависимость (6) проходит практически посередине между арифметической и геометрической прогрессиями и в диапазоне распределения параметров разбивки передач в выполненных конструкциях КП.

Полученное уравнение (6) нелинейно и трансцендентно, поэтому линейный алгоритм комбинированной разбивки создать невозможно. Необходимо использовать метод последовательных приближений, условием сходимости которого является обеспечение скоростного диапазона d автомобиля, что соответствует выполнению равенства

$$d = \prod_{i=2}^{m} q_i \,. \qquad (7)$$

Использование уравнения (6) неудобно в практических расчетах, поэтому в качестве первого приближения можно рекомендовать линеаризованную комбинированную разбивку передач, при которой параметры разбивки на смежных передачах связаны линейной зависимостью вида

$$q_{i+1} = p\, q_i,\ p < 1, \qquad (8)$$

где p = const — корректирующий коэффициент.

Значение корректирующего коэффициента p при заданном числе передач m определяется по формуле

$$\ln p = 2\,\frac{\ln d - (m-1)\ln j}{m(m-1)}. \qquad (9)$$

Для линеаризованной комбинированной разбивки передач параметр разбивки q_2 можно вычислить на основании соотношений (7) и (8) по формуле

$$q_2^{m-1} = d \,/\, p^{m-2}.$$

В качестве примера проведена комбинированная разбивка передач КП ВАЗ 2181 с диапазоном 4,638, которая используется на автомобилях Lada Kalina и Lada Granta. Характерно, что разбивка передач КП ВАЗ 2181 выполнена практически по арифметической прогрессии. Реализованная на этой КП разбивка передач и результаты комбинированной разбивки представлены в таблице.

Сравнительный анализ полученных данных показывает, что при комбинированной разбивке сократился разрыв скоростей между первой и второй передачей, что позволит ликвидировать провал по оборотам двигателя при переключении. Значительные отличия в параметрах разбивки

Результаты комбинированной разбивки передач КП ВАЗ 2181

Номер передачи	Передаточные числа	q_i	q_i для комбинированной разбивки	Передаточные числа для комбинированной разбивки
1	3,636	–	–	–
2	1,950	1,865	1,600	2,273
3	1,357	1,437	1,490	1,526
4	0,941	1,442	1,420	1,075
5	0,784	1,200	1,358	0,784

на высшей передаче связаны с тем, что высшая передача КП ВАЗ 2181 выведена из ряда разбивки для повышения экономичности автомобиля на крейсерской скорости движения.

Выводы

Основные результаты можно сформулировать так:

получена новая зависимость между параметрами разбивки на смежных передачах КП автомобилей, минимизирующая отклонения ступенчатой тяговой характеристики от идеальной в среднеквадратическом смысле;

на основе новой зависимости, связывающей параметры разбивки на смежных передачах, предложен алгоритм комбинированной разбивки передач с использованием метода последовательных приближений, который может быть использован при проектировочном тяговом расчете автомобилей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Карелов О.** Его величество автомат. Гидромеханическая коробка передач. [Электронный ресурс] Режим доступа: http://magazine.autotechnic.su/technology/auto_gearbox/auto_gearbox.html historia.ru/ (04.11.2014).

2. **Смирнов Г.А.** Теория движения колесных машин. М.: Машиностроение, 1990. 352 с.

3. **Тарасик В.П.** Теория движения автомобиля. СПб.: БХВ-Петербург, 2006. 470 с.

4. **Павлов В.В.** Методы расчета многоцелевых гусеничных и колесных машин (расчет элементов силовой передачи): Учеб. пособие для студ. Часть 1. М.: Изд-во МАДИ (ГТУ), 2007. 27 с.

5. **Бойков А.В., Поршнев Г.П., Шеломов В.Б.** Тяговый расчет автомобиля: Учеб. пособие для студ. СПб.: Изд-во СПбГТУ, 2001. 84с.

6. **Мухитдинов А.А.** Выбор передаточных чисел механической ступенчатой трансмиссии по интенсивному разгону автомобиля // Транспорт 2002. №10. С. 25–26.

7. **Филькин Н.М.** Оптимизация передаточных чисел и количества ступеней трансмиссии легкового автомобиля. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. М., 1990. 16 с.

8. **Силантьев С.Е., Корнилов С.Н., Русаков С.С.** Подход к формированию критериев оптимизации передаточных чисел автомобилей с механической коробкой передач // Вестник Тольяттинского государственного университета. Тольятти, 2004. С. 170.

9. **Блохин А.Н.** Разработка методики поиска рациональных передаточных чисел трансмиссии с учетом эксплуатационных свойств и назначения автомобиля. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Нижний Новгород, 2006. 19 с.

10. **Корнилов С.Н., Силантьев С.Е., Русаков С.С.** Оптимизация передаточных чисел коробки передач автомобиля // Автотракторное электрооборудование. 2004. №11. С. 7.

REFERENCES

1. **Karelov O.** Yego velichestvo avtomat. Gidromekhanicheskaya korobka peredach. [His Majesty automatic gearbox. Hydromechanical transmission.] [Elektronnyy resurs] — URL: *http://magazine.autotechnic.su/technology/auto_gearbox/auto_gearbox.html historia.ru/* (04.11.2014). (rus.)

2. **Smirnov G.A.** Teoriya dvizheniya kolesnykh mashin. [The theory of motion of wheeled vehicles.] M.: Mashinostroyeniye, 1990. 352 s. (rus.)

3. **Tarasik V.P.** Teoriya dvizheniya avtomobilya. [The theory of the motion of the car.] SPb.: BKhV-Peterburg, 2006. 470 s. (rus.)

4. **Pavlov V.V.** Metody rascheta mnogotselevykh gusenichnykh i kolesnykh mashin (raschet elementov silovoy peredachi) [Methods for calculating multi-tracked and wheeled vehicles (the calculation of the elements of power transmission)]: Ucheb. posobiye dlya stud. Chast 1. M.: Izd-vo MADI (GTU), 2007. 27 s. (rus.)

5. **Boykov A.V., Porshnev G.P., Shelomov V.B.** Tyagovyy raschet avtomobilya [Traction calculation of car]: [Ucheb. posobiye dlya stud.]: Ucheb. posobiye dlya stud. SPb.: Izd-vo SPbGTU, 2001. 84 s. (rus.)

6. **Mukhitdinov A.A.** Vybor peredatochnykh chisel mekhanicheskoy stupenchatoy transmissii po intensivnomu razgonu avtomobilya. [The selection of the gear ratio of the mechanical speed transmission intensive acceleration of the vehicle.] *Transport*. 2002. №10. S. 25–26. (rus.)

7. **Filkin N.M.** Optimizatsiya peredatochnykh chisel i kolichestva stupeney transmissii legkovogo avtomobilya [The approach to the formation of criteria optimization of gear ratios vehicles with manual transmission]: Avtoref. dis. ... rand. tech. nauk. M., 1990. 16 s. (rus.)

8. **Silantyev S.Ye., Kornilov S.N., Rusakov S.S.** Podkhod k formirovaniyu kriteriyev optimizatsii peredatochnykh chisel avtomobiley s mekhanicheskoy korobkoy peredach. *Vestnik*, *Tolyattinskogo gosudarstvennogo universiteta*, Tolyatti, 2004. S. 170. (rus.)

9. **Blokhin A.N.** Razrabotka metodiki poiska ratsionalnykh peredatochnykh chisel transmissii s uchetom ekspluatsionnykh svoystv i naznacheniya avtomobilya. [Optimizing gear ratios of the gearbox of the car] Avtoref. diss. ... rand. tech. nauk. Nizhniy Novgorod, 2006. 19 s. (rus.)

10. **Kornilov S.N., Silantyev S.Ye., Rusakov S.S.** Optimizatsiya peredatochnykh chisel korobki peredach avtomobilya. [Development of methods of rational search of the gear ratio of the transmission with regard to performance characteristics and destination of the vehicle.] *Avtotraktornoye elektrooborudovaniye*, 2004. №11. S. 7. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

ДЕМИДОВ Николай Николаевич — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.E-mail: NDemidov51@mail.ru

AUTHOR

DEMIDOV Nikolay N. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.E-mail: NDemidov51@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.23
УДК 62-742

В.В. Елисеев, М. Бахрами

ДИАГНОСТИЧЕСКАЯ МАШИНА НА ПРОВОДАХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ: УСТРОЙСТВО И ПРОБЛЕМЫ МЕХАНИКИ

V.V. Eliseev, M.R. Bahrami

A DIAGNOSTIC MACHINE ON POWER TRANSMISSION LINES: CONFIGURATION AND MECHANICAL CHALLENGES

Для диагностики проводов линий электропередач (ЛЭП) создаются специальные машины-автоматы (ДМА). Их конструкция должна позволять двигаться с уклоном и преодолевать препятствия. Но в работе ДМА возможны отказы из-за колебаний проводов. Даже при медленном движении машины могут возникать интенсивные колебания и связанные с ними значительные инерционные нагрузки. В статье представлена оригинальная ДМА и рассмотрены вопросы математического моделирования ее движения по проводам.

МАШИНА-АВТОМАТ; ДИАГНОСТИКА ЛЭП; КОЛЕБАНИЯ СТРУНЫ; УРАВНЕНИЯ ЛАГРАНЖА; УПРУГАЯ НИТЬ; КОМПЬЮТЕРНАЯ МАТЕМАТИКА.

In this article a novel inspection machine for high-voltage electrical line has been proposed and mathematical modeling issues of its movement along the conductors have been considered. In order to improve the mechanical mechanism and achieve dynamical stability to navigate through overhead electrical transmission lines, variation methods for problems of string have been considered. However, DMAs operation might be subject to failures because of the conductor vibration. Even in the case of slow movement of the machine, intensive vibrations and stipulated by them significant inertial loading might occur. The behavior of the inspection machine while it is traveling through high-voltage electrical transmission lines has been studied.

AUTOMATIC MACHINE, POWER TRANSMISSION LINES INSPECTION, STRING VIBRATION, LAGRANGE EQUATIONS, ELASTIC THREAD, COMPUTER MATHEMATICS.

В ряде стран для проверки состояния проводов линий электропередач создаются специальные диагностические машины-автоматы (ДМА). Например, в Канаде уже работает машина LineScout [1]. Однако работа подобных устройств может быть нарушена из-за большой изгибной податливости проводов [2–8]. Даже при медленном движении могут возникнуть опасные колебания чрезмерной интенсивности. На элементы устройства начинают действовать значительные инерционные нагрузки, приводящие к отказам или разрушению. Математическое моделирование движения ДМА по проводам позволяет выбрать работоспособные варианты и предотвратить аварии.

Цель работы — создание методики моделирования и ее применение. Близких аналогов методики не обнаружено. Ее реализация позволит избежать дорогих и опасных натурных экспериментов с ДМА. Актуальность работы состоит уже в том, что значительно повышается безопасность для персонала. Без математического моделирования понять и предсказать возникающие сложные и опасные механические явления едва ли возможно.

Статья рассматривает: устройство и возможности ДМА; модель струны с подвижной нагрузкой и ее обоснование исходя из механики упругих нитей; постановку и решение задачи нити с движущейся массой, в том числе с учетом сил внешнего сопротивления. В совокупности, эти аспекты дают представление о нежелательных динамических явлениях при движении ДМА, что позволяет предотвратить их после соответствующих расчетов с разными законами движения.

Методика моделирования включает в себя составление уравнений динамики конструкций и решение их средствами компьютерной математики.

Диагностическая машина

Аспирантом М.Р. Бахрами (Иран) разработана оригинальная ДМА [9], показанная на рис. 1, *а*. Она включает в себя две пары моторизованных ведущих колес, руку с захватом и центральную коробку. Предлагаемая машина с активными и пассивными механизмами может переходить через различные препятствия на проводах (амортизаторы, зажимы, предупреждающие шары и т. д.). В пассивных механизмах содержатся пружинные амортизаторы для плавности хода.

Возможности ДМА для движения с уклоном и перехода через препятствие (изолятор и предупреждающий шар) проиллюстрированы на рис. 1, *б*, *в*, *г*.

При конструировании, естественно, предполагалось, что опора ДМА на провод ЛЭП достаточно жесткая. Но очевидно, что податливость провода может повлиять на работу машины и даже нарушить ее. Необходим анализ механических явлений при движении ДМА по проводам. Его можно вести с помощью моделей различной сложности [10–13] как для провода (струна, нить, стержень), так и для ДМА (движущаяся нагрузка, масса, система со структурой).

Струна с подвижной нагрузкой

Это простейшая модель: провод является натянутой струной, а ДМА — движущейся нагрузкой (рис. 2, *а*).

Постановка задачи для прогиба струны $u(x,t)$ известна [14]:

$$Tu'' + p(x,t) = \rho\ddot{u};$$

$$u = 0 \text{ при } x = 0, l;$$

$$u = 0,\ \dot{u} = 0 \text{ при } t = 0. \qquad (1)$$

Обозначено: T — сила натяжения струны; p — погонная нагрузка (на единицу длины); ρ — погонная масса; l — длина струны; здесь и далее штрих и точка означают дифференцирование по координате x и времени t.

При нагрузке силой $P(t)$, сосредоточенной в точке $x = \xi$, будет $p(x,t) = P(t)\delta(x - \xi(t))$ (дельта-функция). Закон $\xi(t)$ перемещения точки произволен.

Решение задачи (1) можно построить в виде ряда Фурье [14]:

$$u(x,t) = \sum_{n=1}^{\infty} u_n(t)\varphi_n(x),$$

где $\varphi_n = \sqrt{\frac{2}{l}}\sin\lambda_n x;\ \lambda_n = \frac{n\pi}{l};$

$$\int_0^l \varphi_n\varphi_k dx = \delta_{kn} \equiv \begin{cases} 1 & \text{при } k = n \\ 0 & \text{при } k \neq n \end{cases} \Rightarrow$$

$$\Rightarrow u_n = \int_0^l u\varphi_n dx. \qquad (2)$$

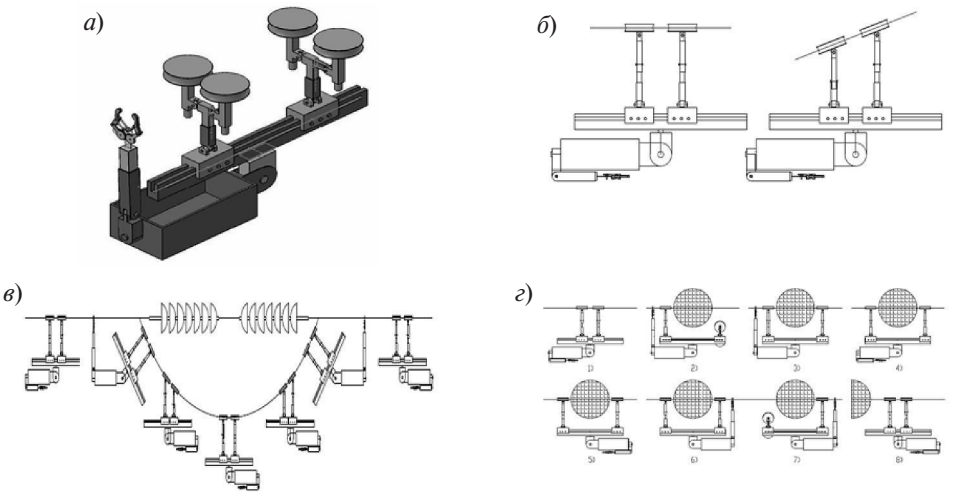


Рис. 1. Машина ДМА: *а* — общий вид; *б* — движение с уклоном; *в* — обход изолятора; *д* — переход через предупреждающий шар

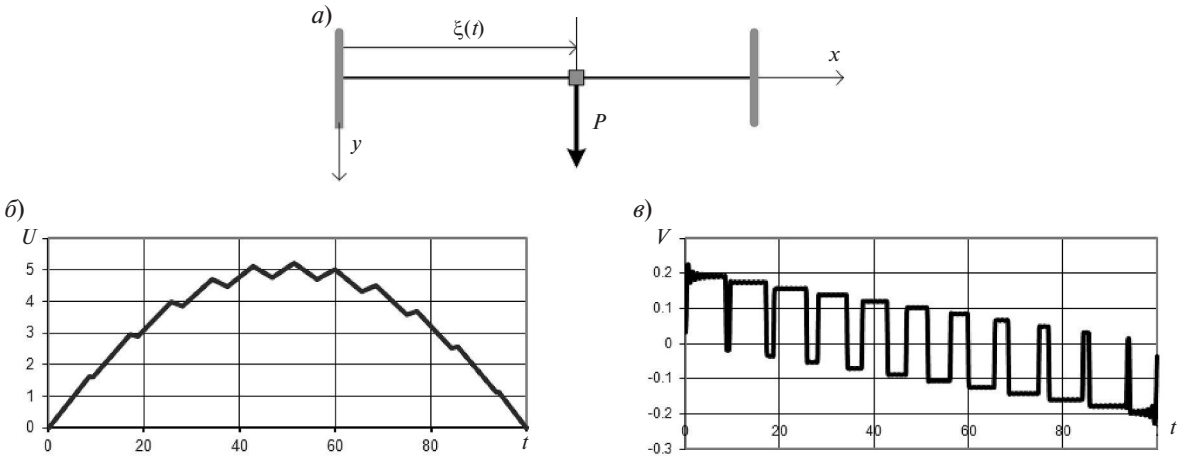


Рис. 2. Струна с подвижной нагрузкой (*а*), прогиб (*б*) и скорость (*в*)

Умножив обе части уравнения (1) на φ_n и проинтегрировав, получим обыкновенные дифференциальные уравнения (ОДУ) для u_n, решаемые посредством интеграла Дюамеля:

$$u(x,t)=\sum_{n=1}^{\infty}u_n(t)\varphi_n(x),$$

где $\varphi_n=\sqrt{\frac{2}{l}}\sin\lambda_n x;\ \lambda_n=\frac{n\pi}{l};$

$$\int_0^l \varphi_n\varphi_k dx=\delta_{kn}\equiv\begin{cases}1 & \text{при } k=n\\ 0 & \text{при } k\neq n\end{cases}\Rightarrow$$

$$\Rightarrow u_n=\int_0^l u\varphi_n dx \qquad (3)$$

(при нулевых начальных условиях). Подставив в (2), получим решение задачи (1).

При сосредоточенной нагрузке имеем $p_n(t)=\sqrt{\frac{2}{l}}P(t)\sin\lambda_n\xi(t)$. Если функции $P(t), \xi(t)$ произвольны, то для определения $u_n(t)$ можно использовать компьютерную математику (*Mathcad*). В простейшем случае $P(t)=\text{const}$ и $\xi=vt$ (нагрузка движется с постоянной скоростью v от левого конца) будет

$$u_n=\frac{P}{\rho\omega_n}\sqrt{\frac{2}{l}}\int_0^t\sin\lambda_n v\tau\sin\omega_n(t-\tau)d\tau=$$

$$=\frac{P}{\lambda_n\left(v^2-c^2\right)}\sqrt{\frac{2}{Tpl}}\left(v\sin\lambda_n ct-c\sin\lambda_n vt\right). \quad (4)$$

Расчет по формулам (2)–(4) делаем посредством *Mathcad* [15]. На рис. 2, *б* представлен прогиб нагруженной точки $U(t)=u(vt,t)$ при следующих значениях параметров: T = 10 кН, P = 1 кН, v = 2 м/с, ρ = 5 кг/м, l = 200 м; число членов ряда — N = 100 (практическая сходимость).

Для сравнения рассмотрим статическую постановку задачи (1). Имеем

$$Tu''+P\delta(x-\xi)=0;$$

$$u=\begin{cases}U_s\dfrac{x}{\xi} & \text{при } x<\xi;\\ U_s\dfrac{1-x}{1-\xi} & \text{при } x>\xi;\end{cases}$$

$$U_s(\xi)=\frac{P}{T}\left(\frac{1}{\xi}+\frac{1}{1-\xi}\right)^{-1}. \qquad (5)$$

График функции $U_s(vt)$ отличается от представленного на рис 2, *б* только отсутствием колебаний.

Эти колебания имеют пилообразный вид. Скорость $V(t)=U'(t)$ представлена на рис. 2, *в* (дифференцирование производилось с предварительной интерполяцией). Скачкам скорости соответствуют ударные импульсы сил инерции (переносного движения в расчете на единицу массы). Например, при $t\approx 47$ с скачок $[V]=0{,}192$ м/с.

В представленном алгоритме зависимость $\xi(t)$ может быть любой, и тогда в разложении (2) надо использовать интеграл (3), вычисляемый средствами компьютерной математики (*Mathcad*). На рис. 3 показаны зависимости от времени прогиба нагруженной точки $U(t)$ при двух законах:

$$\xi_1(t)=\xi_0+vt;$$

$$\xi_2(t)=\begin{cases} vt \ \text{ при } t<t_1; \\ vt_1 \ \text{ при } t_1<t<t_2; \\ vt_1+t-t_2 \text{ при } t_2<t. \end{cases} \qquad (6)$$

В первом случае имеем движение не от конца, во втором — движение с остановкой. Параметры: $\xi_0=50$, $t_1=25$, $t_2=40$; удержано 15 членов ряда (при большем числе членов возникли вычислительные трудности).

Видно, что движение не от конца может быть нежелательным. В случае же с остановкой опасных колебаний нет.

Уравнения Лагранжа

Рассмотрим другой подход к той же задаче о струне — вариационный метод Лагранжа — Ритца — Канторовича [16, 17], основанный на уравнениях Лагранжа 2-го рода:

$$\frac{\partial K}{\partial \dot q_i}-\frac{\partial K}{\partial q_i}=-\frac{\partial \Pi}{\partial q_i}+Q_i. \qquad (7)$$

Кинетическая энергия $K(\dot q_i,q_i,t)$ системы должна быть представлена как функция обобщенных координат, скоростей и (иногда) явно входящего времени; $\Pi(q_i,t)$ — потенциальная энергия. Обобщенные силы Q_i определяются из выражения виртуальной работы $\delta A=\sum Q_i\delta q_i$ тех сил, которые не связаны с потенциалом П.

Выражения энергий струны

$$K=\frac{1}{2}\int_0^l \rho\dot u^2dx; \quad \Pi=\frac{T}{2}\int_0^l u^2dx \qquad (8)$$

соответствуют вариационной постановке $\int_{t_0}^{t_1}\left[\delta(K-\Pi)+\delta A\right]dt=0$ (принцип Гамильтона).

Задавая (в матричных обозначениях) аппроксимацию

$$u(x,t)=\sum_{i=1}^{n} q_i(t)\varphi_i(x), \qquad (9)$$

получим

$$K=\frac{1}{2}\dot q^T M\dot q; \quad \Pi=\frac{1}{2}q^T Cq;$$

$$M_{ij}=\int_0^l \rho\varphi_i\varphi_j dx;$$

$$C_{ij}=T\int_0^l \rho\varphi_i'\varphi_j' dx;$$

$$\delta A=\int_0^l p\sum\varphi_i\delta q dx\Rightarrow$$

$$\Rightarrow Q_i=\int_0^l p\varphi_i\,dx\Rightarrow \underline{M\ddot q+Cq=Q}\,. \qquad (10)$$

Подчеркнут итог перехода к дискретной модели — система ОДУ (линейная, с постоянными коэффициентами). Она представляется в виде

$$\begin{cases} \dot q=w; \\ \dot w=M^{-1}\left(-Cq+Q(t)\right) \end{cases} \qquad (11)$$

и решается средствами компьютерной математики (*Mathcad*, *Rkadapt*) [15].

Расчет того же случая, что и на рис. 3, *а* (движение не от конца), дал идентичные результаты. Использовались координатные функции из (3); число степеней свободы $n=15$. Вариационный метод (Лагранжа — Ритца — Канторовича) [16, 17] представляется более предпочтительным.

Провод как нить

Провод ЛЭП правильнее представлять не струной, а упругой нитью. Уравнения механики нити представлены, в частности, в [16, 18, 19].

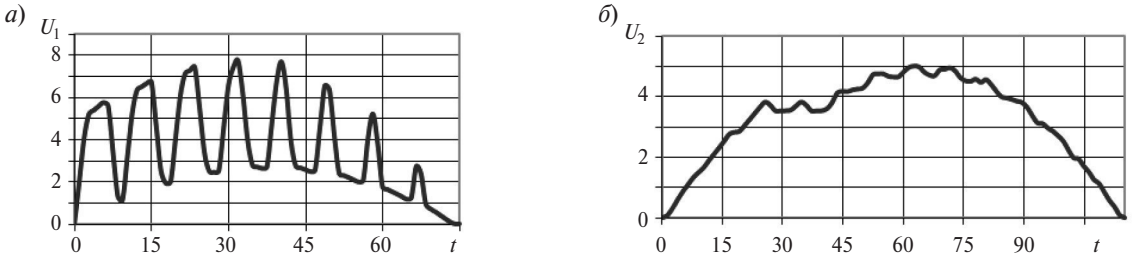


Рис. 3. Колебания при движении не от конца (*а*) и с остановкой (*б*)

Конфигурация нити определяется зависимостью $\underline{r}(s)$ радиус-вектора точки от материальной (лагранжевой) координаты; до деформации — $\underline{r}_0(s)$ (рис. 4, *а*).

Материальная координата частицы $s \in [0, L]$ сохраняется. Обычно считают s дуговой координатой в начальном состоянии; тогда r_0' — орт касательной. Относительное удлинение — $\varepsilon = |r'| - 1$. Сила натяжения $Q = Q_0 + b\varepsilon$, где Q_0 — сила в начальном состоянии, b — жесткость на растяжение. Поскольку провод от нагрузки только растягивается, можно считать $Q_0 = 0$.

Учитывая уравнение баланса сил (с распределенной нагрузкой $q(s)$), имеем следующую систему [19]:

$$\underline{Q}' = -\underline{q},\ \underline{Q} = \frac{Q\underline{r}'}{|\underline{r}'|} \Rightarrow$$

$$\Rightarrow \underline{r}' = \underline{Q}\left(b^{-1} + |\underline{Q}|^{-1}\right). \qquad (12)$$

Граничные условия: $x(0) = 0$, $y(0) = y_0$; $x(L) = x_1$; $y(L) = y_1$ (L — начальная длина провода).

Поставленная нелинейная граничная задача для системы ОДУ решается в *Mathcad* методом стрельбы с встроенными функциями sbval-Rkadapt [15]. ОДУ представляется в матричном виде:

$$Y = \begin{pmatrix} Q_x \\ Q_y \\ x \\ y \end{pmatrix};\quad Y' = F(s,Y) = \begin{pmatrix} -q_x(s) \\ -q_y(s) \\ Y_0 G(Y) \\ Y_1 G(Y) \end{pmatrix};$$

$$G(Y) = \left(\frac{1}{b} + \frac{1}{\sqrt{Y_0^2 + Y_1^2}}\right). \qquad (13)$$

Расчеты проводились для алюминиевого провода радиусом $R = 2{,}5$ см и длиной $L = 200$ м. Координаты закрепленных концов: $x_0 = 0$, $x_1 = L$, $y_0 = y_1 = 0$. Распределенная нагрузка: $q_x = 0$, $q_y = -\rho g$ (погонный вес). Жесткость на растяжение — $b = E\pi R^2$ (E — модуль Юнга). Рассчитанная конфигурация провода — на рис. 4, *б*.

Первостепенный интерес представляет сила натяжения $Q(s) = \sqrt{Q_x^2 + Q_y^2}$. График — на рис. 4,*в*. Сила натяжения почти постоянна. Ее среднее значение $T = L^{-1}\int_0^L Q(s)\,ds$ = 85,26 кН можно использовать в расчете провода как струны. При найденном натяжении прогиб струны под собственным весом $u_s(x) = qx(L-x)/2T$ практически совпадает с представленным на рис. 4, *б*.

Струна с движущейся массой

От простой расчетной схемы с подвижной нагрузкой перейдем к более адекватной схеме с массой (маленький квадратик на рис. 2, *а*). Координаты, скорость и ускорение движущейся массы (при прогибе струны $u(x,t)$):

$$x = \xi(t);\ y = \left(\xi(t), t\right) \Rightarrow$$

$$\Rightarrow \dot{x} = \dot{\xi};\ \dot{y} = u'\dot{\xi} + \dot{u};$$

$$\ddot{x} = \ddot{\xi};\ \ddot{y} = u''\dot{\xi}^2 + u'\ddot{\xi} + 2\dot{u}\dot{\xi} + \ddot{u}. \qquad (14)$$

По закону Ньютона определяем сосредоточенные нагрузки ($P = mg$): $q_x = -m\ddot{x}\delta(x - \xi)$; $q_y = m(g - \ddot{y})\delta(x - \xi)$. Но далее вместо решения уравнения струны (1) используем подход Лагранжа. Обобщенные координаты $q_i\,(i = 1, \ldots, n)$ введем аппроксимацией прогиба $u(x, t) = \sum_{i=1}^{n} q_i(t)\varphi_i(x)$. Координатные функции φ_i можно взять из (2).

Определив кинетическую энергию (удвоенную)

$$2K = m\left(\dot{x}^2 + \dot{y}^2\right) + \rho\int_0^l \dot{u}^2 dx =$$

$$= m\dot{\xi}^2 + \dot{q}^T\left[M + \mu(\xi)\right]\dot{q} + 2\dot{\xi}q^T\eta(\xi)\dot{q} +$$

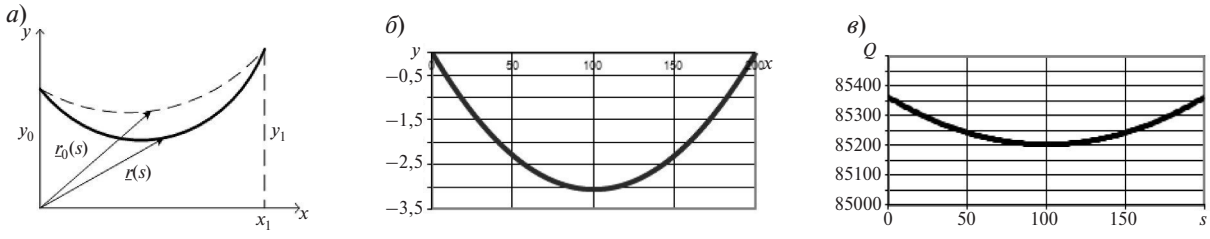


Рис. 4. Упругая нить: общая схема (*а*); форма провода (*б*); сила натяжения (*в*)

$$+\dot{\xi}^2 q^T \sigma(\xi) q;$$

$$M_{ij} = \int_0^l \rho \varphi_i \varphi_j dx;$$

$$\mu_{ik} = m\varphi_i(\xi)\varphi_k(\xi);$$

$$\sigma_{ik} = m\varphi_i'(\xi)\varphi_k'(\xi);$$

$$\eta_{ik} = m\varphi_i'(\xi)\varphi_k(\xi);$$

$$\eta_{ik} = m\varphi_i'(\xi)\varphi_k(\xi). \qquad (15)$$

и потенциальную энергию

$$\Pi = \frac{1}{2} T \int_0^l \dot{u}^2 dx - Pu(\xi, t) =$$

$$= \frac{1}{2} q^T C q - q^T F(\xi);$$

$$C_{ik} = T \int_0^l \dot{\varphi}_i \dot{\varphi}_k dx,\ F_i = P\varphi_i(\xi), \qquad (16)$$

составим уравнения Лагранжа:

$$\frac{\partial K}{\partial \dot{q}} = (M + \mu)\dot{q} + \dot{\xi}\eta^T q;$$

$$\frac{\partial K}{\partial q} = \dot{\xi}\eta\dot{q} + \dot{\xi}^2 \sigma q;$$

$$\frac{\partial \Pi}{\partial q} = Cq - F;\ \left(\frac{\partial K}{\partial \dot{q}}\right)' - \frac{\partial K}{\partial q} = -\frac{\partial \Pi}{\partial q};$$

$$\Rightarrow F = \left[C + \dot{\xi}^2\left(\eta'(\xi)^T - \sigma\right)\right]q +$$

$$+(M + \mu)\ddot{q} + \dot{\xi}\left[\mu'(\xi) + \eta^T - \eta\right]\dot{q} \qquad (17)$$

Заметим, что $\eta'(\xi)^T - \sigma = k$; $k_{ij}(\xi) = m\varphi_i\varphi_k''$; $\dot{\mu}(\xi) + \eta^T - \eta = 2\eta^T$.

Подчеркнутое в (17) уравнение преобразуем к каноническому виду для последующего численного интегрирования:

$$\begin{cases} \dot{q} = w; \\ \dot{w} = (M + \mu)^{-1}[F - \left(c + \dot{\xi}^2 k\right)q + \\ \qquad +2\dot{\xi}\eta^T w]. \end{cases} \qquad (18)$$

Произведен расчет двух ситуаций с законом движения массы $\xi(t) = \xi_0 + vt$. Рис. 5, *а* соответствует движению от конца: $\xi_0 = 0$, $P(t) = mg$. Случай на рис. 5, *б* сложнее: $\xi_0 = 50$; $P(t) = mg(1 - \exp(-t/t_p))$; $t_p = 0{,}5$ с; нагрузка увеличили плавно во избежание чрезмерных колебаний. В обоих случаях число степеней свободы $n = 15$.

Сравнивая рис. 5, *а* и 2, *б*, видим, что в модели с массой расчетные колебания меньше. А рис. 5, *б* показывает, что движение не от конца является (как и выше) неблагоприятным вариантом.

Влияние сил сопротивления

Для учета распределенных сил внешнего сопротивления в уравнении струны (1) можно произвести следующую замену:

$$p \to p = -\begin{cases} \beta_1 \dot{u} - \text{линейное сопротивление}; \\ \beta_1 \dot{u}|\dot{u}| - \text{квадратичное}. \end{cases} \qquad (19)$$

Первый вариант проще для расчета, но далек от реальности; эквивалентное значение β_1 выбрать сложно. Зато во втором варианте можно сразу принять $\beta_2 = \rho_0 R$ (ρ_0 — плотность воздуха; R — радиус провода), что соответствует единичному коэффициенту лобового сопротивления (c_x).

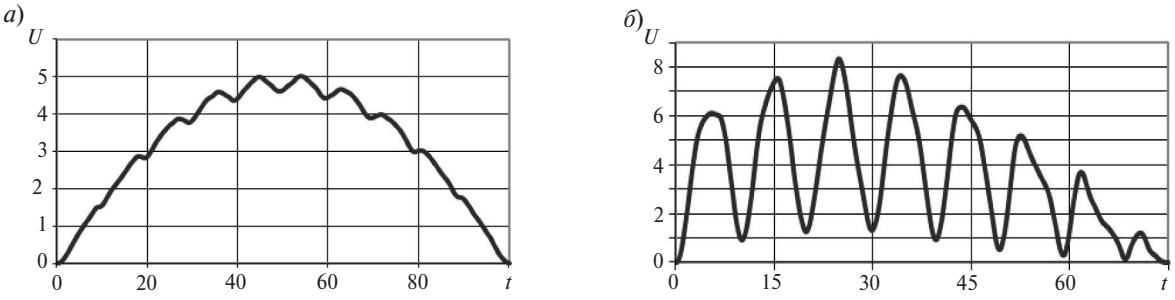


Рис. 5. Прогиб струны с движущейся массой: от конца (*а*) и от промежуточной точки (*б*)

Как и выше, используем метод Лагранжа [16, 17]. Находим обобщенные силы (квадратичное сопротивление):

$$Q_i = \int_0^l p\varphi_i dx =$$

$$= Q_i - \beta_2 \sum_{j,k=1}^{n} \dot{q}_j \left| \dot{q}_k \right| \left| \int_0^l \varphi_i \varphi_j \right| \varphi_k \left| dx \Rightarrow \right.$$

$$\underline{\Rightarrow Q = Q - F(w)}. \qquad (20)$$

Подчеркнутое соотношение (где $w = (\dot{q}_i)$) подставляем в (18) и решаем в Mathcad с функцией Rkadapt [15]. Сравнивая результаты расчета с аналогичным вариантом без сопротивления (рис. 5, *а*), заметной разницы не видим. Однако время счета выросло в разы, и число степеней свободы пришлось уменьшить.

В случае линейного сопротивлении будет

$$Q = Q - Bw \ , B_{ij} = \beta_1 \int_0^l \varphi_i \varphi_j dx \ .$$

При расчетах с $\beta_1 = 0{,}1$ и числом степеней свободы $n = 15$ каких-либо новых эффектов от линейного сопротивления не обнаружено. Но счет идет очень быстро, и можно учитывать на порядок больше степеней свободы, чем при квадратичном сопротивлении.

Основные результаты работы следующие:

Предложена новая диагностическая машина для ЛЭП.

Рассмотрены задачи для струны с сосредоточенной нагрузкой, движущейся по произвольному закону.

Разработан вариационный метод для задач о струне.

Определена форма провода как упругой нити и обосновано применение модели струны.

Поставлены и решены задачи о струне с движущейся массой.

Разработана методика расчета с учетом сил внешнего сопротивления (линейного и квадратичного).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Pouliot N., Montambault S.** LineScout Technology: Development of an Inspection Robot Capable Transmission. Distribution, Construction, Operation and Live-Line // IEEE11th International Conference. ESMO. Maintenance, 2006. P. 73–81.

2. **Aoshima S. Tsujimura T., Yabuta T. A.** Wire Mobile Robot with Multi-unit Structure // Proceedings of the IEEE/RSJ International Workshop on Intelligent Robots and Systems. 1989. P. 414–421.

3. **Sawada J., Kusumoto K., Munakata T., Maikawa Y., Ishikawa Y. A.** Mobile Robot for Inspection of Power Transmission Lines // IEEE Transactions on Power Delivery. 1991. Vol. 6, № 1. P. 309–315.

4. **Higuchi M., Maeda Y., Tsutani S., Hagihara S.** Development of a Mobile Inspection Robot for Power Transmission Lines. Journal of Robotic Society of Japan. 1991. Vol. 9, № 4. P. 57–63.

5. **Tsujimura T., Morimitsu T.** Dynamics of Mobile Legs Suspended From Wire // Robotics and Autonomous Systems. 1997. № 20(1). P. 85–98.

6. **Montambault S., Pouliot N.** Design and Validation of a Mobile Robot for Power Line Inspection and Maintenance // Proceedings of the 6th International Conference on Field and Service Robotics (FSR). July, 2007. P. 1–10.

7. **Toussaint K., Pouliot N., Montambault S.** Transmission Line Maintenance Robots Capable of Crossing Obstacles: State-of-the-art Review and Challenges Ahead // Journal of Field Robotics. 2009. Vol. 26, № 5. P. 477–499.

8. **Zhou, Fengyu, Xiao, Hairong, Wu, Aiguo.** Control Strategy and Implementation of an Inspection Robot for 110kV Power Transmission Lines // 6th World Congress on Intelligent Control. Dalian, China, 2006. P. 9052–9056.

9. **Bahrami M.R.** A novel design of electrical transmission line inspection machine // Современное машиностроение. Наука и образование. 2014. № 4. С 292–298.

10. **Пановко Я.Г., Губанова И.И.** Устойчивость и колебания упругих систем. М.: Наука, 1979. 384 с.

11. **Nordenholz T.R., O'Reilly O.M.** On steady motions of an elastic rod with application to contact problems // Int. J. Solids Structures. Vol. 34, № 9. 1997. P. 1123–1143.

12. **Pakdemirli M., Ulsov A.G.** Stability analysis of an axially accelerating string // Journal of Sound and Vibration. 1997. Vol. 203, № 5. P. 815–832.

13. **Pellicano F., Vestroni F.** Complex dynamics of high-speed axially moving systems // Journal of Sound and Vibration. 2002. Vol. 258, № 1. P. 31–44.

14. **Тихонов А.Н.,,Самарский А.А.** Уравнения математической физики. М.: Наука, 1979. 560 с.

15. **Кирьянов Д.В.** Mathcad 14. СПб.: БХВ-Петербург, 2007. 704 с.

16. **Елисеев В.В.** Механика деформируемого твердого тела. СПб.: Изд-во СПбГТУ, 2006. 231 с.

17. **Елисеев В.В., Оборин Е.А.** О локализации динамического гашения колебаний в пространстве и по частоте // ТММ. 2014. №1 (23), Т. 12. С. 20–26.

18. **Елисеев В.В.** Модель упругой нити для передач с гибкой связью // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Сер.: Наука и образование. 2009. № 3 (84), С. 192–195.

19. **Eliseev V., Vetyukov Yu.** Effects of deformation in the dynamics of belt drive // Acta Mechanica. 2012. Vol. 223, № 8. P. 1657–1667.

REFERENCES

1. **Pouliot N., Montambault S.** LineScout Technology: Development of an Inspection Robot Capable Transmission. Distribution, Construction, Operation and Live-Line. *IEEE11th International Conference*. ESMO. Maintenance, 2006. P.73–81.

2. **Aoshima S. Tsujimura T., Yabuta T. A.** Wire Mobile Robot with Multi-unit Structure. *Proceedings of the IEEE/RSJ International Workshop on Intelligent Robots and Systems*. 1989. P. 414–421.

3. **Sawada J., Kusumoto K., Munakata T., Maikawa Y., Ishikawa Y. A.** Mobile Robot for Inspection of Power Transmission Lines. *IEEE Transactions on Power Delivery*. 1991. Vol. 6, № 1. P. 309–315.

4. **Higuchi M., Maeda Y., Tsutani S., Hagihara S.** Development of a Mobile Inspection Robot for Power Transmission Lines. *Journal of Robotic Society of Japan*. 1991. Vol. 9, № 4. P. 57– 63.

5. **Tsujimura T., Morimitsu T.** Dynamics of Mobile Legs Suspended From Wire. *Robotics and Autonomous Systems*. 1997. Vol. 20, № 1. P. 85–98.

6. **Montambault S., Pouliot N.** Design and Validation of a Mobile Robot for Power Line Inspection and Maintenance. *Proceedings of the 6th International Conference on Field and Service Robotics* (*FSR*). July, 2007. P. 1–10.

7. **Toussaint K., Pouliot N., Montambault S.** Transmission Line Maintenance Robots Capable of Crossing Obstacles: State-of-the-art Review and Challenges Ahead. *Journal of Field Robotics*. 2009. Vol. 26, № 5. P. 477–499.

8. **Zhou, Fengyu, Xiao, Hairong, Wu, Aiguo.** Control Strategy and Implementation of an Inspection Robot for 110kV Power Transmission Lines. *6th World Congress on Intelligent Control*. Dalian, China, 2006. P. 9052–9056.

9. **Bahrami M.R.** A novel design of electrical transmission line inspection machine. *Modern engineering. Science and education*. 2014. № 4. P. 292–298.

10. **Panovko Ya.G., Gubanova I.I.** Ustoychivost i kolebaniya uprugikh system. [Stability and oscillations of elastic systems]. M.: Nauka, 1979. 384 s. (rus.)

11. **Nordenholz T.R., O'Reilly O.M.** On steady motions of an elastic rod with application to contact problems. *Int. J. Solids Structures*. 1997. Vol. 34, № 9, P. 1123–1143.

12. **Pakdemirli M., Ulsov A.G.** Stability analysis of an axially accelerating string. *Journal of Sound and Vibration*. 1997. Vol. 203, № 5. P. 815 832.

13. **Pellicano F., Vestroni F.** Complex dynamics of high-speed axially moving systems. *Journal of Sound and Vibration*. 2002. Vol. 258, № 1. P. 31 44.

14. **Tikhonov A.N., Samarskiy A.A.** Uravneniya matematicheskoy fiziki. [Equations of Mathematical Physics]. M.: Nauka, 1979. 560 s. (rus.)

15. **Kirianov D.V.** Mathcad [Mathcad 14]. SPb.: BHV-Peterburg, 2007. 704 s. (rus.)

16. **Eliseev V.V.** Mekhanika deformiruemogo tverdogo tela. [Mechanics of deformable solids]. SPb.: Izd-vo St. Petersburg State Polytechnical University , 2006. 231 s.

17. **Eliseev V.V., Oborin E.A.** O lokalizatsii dinamicheskogo gasheniya kolebaniy v prostranstve i po chastote. [Localization of the dynamic damping in space and frequency]. *TMM*. 2014. № 1(23), T. 12. S. 20–26.

18. **Eliseev V.V.** Model uprugoy niti dlya peredach s gibkoy svyazyu. [Model elastic thread for transmissions with flexible coupling]. *St. Petersburg State Polytechnical University Journal*. 2009. № 3 (84). S. 192–195.

19. **Eliseev V., Vetyukov Yu.** Effects of deformation in the dynamics of belt drive. *Acta Mechanica*. 2012. Vol. 223, № 8. P. 1657–1667.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ЕЛИСЕЕВ Владимир Васильевич — доктор физико-математических наук профессор кафедры машиноведения и основ конструирования Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого; 195251, ул. Политехническая, 29; Санкт-Петербург, Россия. E-mail yeliseyev@inbox.ru

БАХРАМИ Мохаммад Реза — аспирант кафедры машиноведения и основ конструирования Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого; 195251, ул. Политехническая, 29; Санкт-Петербург, Россия. E-mail mr.bahrami@inbox.ru

AUTORS

ELISEEV Vladimir V. — Peter the Great St. Petersburg State Polytechnical University; 195251, Politekhnicheskaya Str., 29; St. Petersburg, Russia. E-mail yeliseyev@inbox.ru

BAHRAMI Mohammad R. — Peter the Great St. Petersburg State Polytechnical University; 195251, Politekhnicheskaya Str., 29; St. Petersburg, Russia. E-mail mr.bahrami@inbox.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.24
УДК 62–3:532:534:536.24

А.С. Грицай, А.В. Каплиенко,
Д.Н. Донченко, Б.Б. Пайчадзе

ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ В РЕГУЛИРУЮЩЕМ КРАНЕ ПОВОРОТНО-ЗОЛОТНИКОВОГО ТИПА

A.S. Gricay, A.V. Kaplienko,
D.N. Donchenko, B.B. Paychadze

HYDRODYNAMIC PROCESSES IN ROTARY SLIDE VALVE

В процессе испытаний опытной конструкции поворотно-золотникового регулирующего крана (ПЗК) зафиксированы негативные явления, препятствующие его нормальной работе в заданном диапазоне параметров рабочей среды. К ним относятся: возникновение значительного усилия на сервоприводе, препятствующего открытию ПЗК при течении пароводяного потока, а также интенсивные вибрации, приводящие к повреждениям ПЗК при течении перегретого пара. Для анализа причин указанных эффектов выполнены 3D-расчеты гидродинамики проточной части ПЗК с помощью пакета STAR-CD и 3D-расчеты термомеханического состояния конструкции ПЗК с помощью пакета ANSYS Mechanical. Расчеты температурного и напряженно-деформированного состояния показали, что деформация конструкции под действием температурных градиентов при существующей величине зазоров не может привести к увеличению сил трения, тормозящих движение золотника ПЗК при его открытии. Результаты целенаправленных экспериментов показали, что противодействие открытию ПЗК оказывают гидродинамические силы, величина которых зависит от параметров рабочего тела и степени открытия ПЗК. Расчетами гидродинамики обосновано улучшение вибрационного состояния ПЗК при реверсивном направлении течения рабочего тела.

ПОВОРОТНО-ЗОЛОТНИКОВЫЙ РЕГУЛИРУЮЩИЙ КРАН; ИСПЫТАНИЯ; РАСЧЕТЫ; ГИДРОДИНАМИКА; ТЕРМОМЕХАНИКА; ВИБРАЦИИ.

Testing of the rotary slide valve (RSV) model prototype has revealed adverse effects which do not allow RSV to operate normally within a specified range of fluid parameters. These adverse effects include an occurrence of a significant force that acts on the servo actuator for the valve, thus preventing RSV from opening when water-steam mixture is flowing, and violent vibrations leading to RSV damage when superheated steam is flowing. The possible causes of these effects have been analyzed based on 3D calculations of hydrodynamic properties of RSV flow passage using the STAR-CD package and 3D calculations of thermal mechanical behavior of RSV structure using the ANSYS Mechanical package. The temperature and stress-strained state calculations have shown that for the existing valve clearances the structure deformation under temperature gradients cannot cause an increase in the friction forces which hamper the slide movement for opening RSV. Results of special-purpose experiments have demonstrated that it is hydrodynamic forces that prevent RSV from opening and the value of these forces is determined by the fluid parameters and degree of RSV opening. The hydrodynamic calculations have demonstrated improvement in the RSV vibration behavior under reverse fluid flow.

ROTARY SLIDE VALVE, TESTING, CALCULATIONS, HYDRODYNAMICS, THERMAL MECHANICS, VIBRATIONS.

Введение

Одним из типов арматуры, применяемой для регулирования расхода воды и пара в основных линиях энергетических систем, является поворотно-золотниковый кран (ПЗК). Его преимущество по сравнению с применяемыми с той же целью регулирующими клапанами и шиберными задвижками заключается в существенно лучших

массо-габаритных характеристиках [1, 2]. В то же время стремление к сокращению габаритов в сочетании с высокими параметрами пара может приводить к ухудшению вибрационного состояния ПЗК, особенно при сверхкритических перепадах давления и обусловленных ими звуковых и сверхзвуковых течениях рабочей среды в проточной части ПЗК [3]. Дополнительные сложности проектирования ПЗК по сравнению, например, с клапанами могут быть связаны с выбором силовых характеристик привода, который должен обеспечивать заданную скоростную характеристику ПЗК [4] в условиях неопределенности нагрузки, препятствующей повороту золотника.

Особенностью ПЗК, разработанного в ОАО «Калужский турбинный завод» для регулирования расхода на стенде испытаний оборудования паротурбинных установок, является широкий диапазон изменения параметров рабочей среды — от холодной воды до перегретого пара при давлении до 7 МПа. В процессе отработки конструкции ПЗК столкнулись со следующими негативными явлениями:

замедлением скорости перемещения ПЗК при его открытии вплоть до полного останова при определенных параметрах потока;

интенсивными вибрациями, приводящими в отдельных случаях к повреждениям ПЗК.

Цель настоящей статьи — анализ причин, которые обусловливают ограничения функционирования разрабатываемого ПЗК, и способов их устранения.

Анализ процессов, препятствующих открытию ПЗК

По итогам предварительного анализа проблемных ситуаций с открытием ПЗК (так называемое «заклинивание») были выдвинуты две гипотезы, с разных позиций объяснявшие природу и причины данного явления.

Первая из них — термомеханическая — связывала «заклинивание» с действием сил трения между золотником и гильзой, что обусловлено деформацией корпуса ПЗК, возникающей из-за уменьшения температуры теплоносителя при его дросселировании в проточной части ПЗК. В пользу этой гипотезы говорил тот факт, что «заклинивание» во всех случаях происходило в условиях сильного дросселирования потока — при малых степенях открытия ПЗК и при параметрах рабочей среды, изменяющихся в сравнительно узком диапазоне от слабо недогретой до температуры насыщения воды до высоковлажного пара.

Вторая гипотеза — гидродинамическая — объясняла останов ПЗК гидродинамическим воздействием потока теплоносителя, протекающего в проточной части ПЗК при большом перепаде давления (вплоть до критического истечения) и действующего в тангенциальном направлении на золотник крана.

Для проверки термомеханической гипотезы были проведены 3D-расчеты температурного и напряженно-деформированного состояния ПЗК с использованием кода ANSYS Mechanical [5]. Расчеты проводились в консервативной постановке в граничных условия, соответствующих «заклиниванию».

Конечно-элементная модель, распределение температуры в ПЗК и деформированная конструкция его корпуса представлены на рис. 1–3. На рис. 1 обозначены основные элементы ПЗК, за исключением окон гильзы, ответных по отношению к окнам во втулке золотника, и отверстий в периферийных частях гильзы. Схема движения потока в проточной части ПЗК следующая. Рабочая среда из входного патрубка последовательно через окна гильзы и окна во втулке золотника поступает во внутреннюю полость втулки золотника, внутреннюю полость гильзы и (через отверстия в периферийных частях гильзы) к выходному патрубку.

Результаты расчета распределения температур в ПЗК, представленные на рис. 2, показывают, что различие температур корпусных элементов в области контакта с пароводяным потоком составляет приблизительно 100 °С. Низкая температура в области поворотного узла обусловлена стоком тепла к приводу. Последнее обстоятельство, как и искажение конфигурации выходного патрубка из-за задания в расчете нулевых перемещений на его торце, не оказывает влияния на деформационное состояние конструкции, показанное на рис. 3. В соответствии с распределением температуры основные деформации происходят в плоскости, проходящей через оси золотника и патрубков ПЗК. Они приводят к нарушению соосности опор золотника и искривлению оси гильзы.

По результатам расчетов было установлено: несмотря на температурные деформации, при-

нятые величины зазоров достаточны, чтобы предотвратить «защемление» вала в подшипниках и касание золотником гильзы, которые могли бы привести к существенному увеличению сил трения. Следовательно, «заклинивание» ПЗК может быть связано только с действием на золотник гидродинамических сил.

Вместе с тем не представлялось возможным проверить гидродинамическую гипотезу проведением соответствующих расчетов с помощью современных 3D-кодов, предназначенных для моделирования течения жидкости и газа, т. к. они не воспроизводят весь спектр теплогидравлических процессов, характерных для условий работы ПЗК, в частности фазовые переходы, а также возможные акустические эффекты в двухфазной области.

Единственным способом подтверждения или опровержения гидродинамической гипотезы «заклинивания» ПЗК оставалась ее непосредственная экспериментальная проверка, при которой необходимо было исследовать влияние гидродинамических параметров потока на поведение ПЗК в «заклиненном» состоянии.

Упрощенная гидравлическая схема, облегчающая понимание описываемых далее двух экспериментов, изображена на рис. 4.

На первом этапе — подготовительном — создавались условия, при которых происходило «заклинивание» ПЗК. С этой целью на вход ПЗК подавался влажный пар, получаемый смешением острого пара от котельной и питательной воды. Степень S открытия ПЗК составляла не более 10 %.

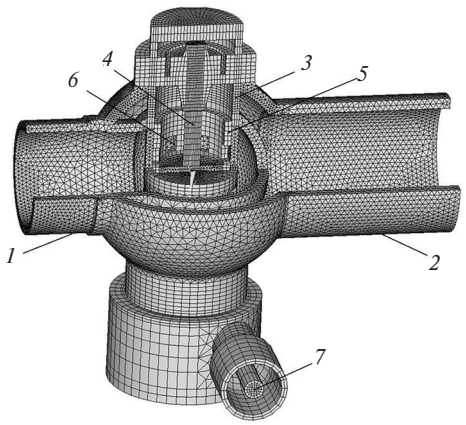


Рис. 1. Конечно-элементная модель ПЗК: *1* — входной патрубок; *2* — выходной патрубок; *3* — гильза; *4* — вал золотника; *5* — втулка золотника; *6* — окна во втулке золотника; *7* — шток привода

После подготовки рабочей среды формировался управляющий сигнал на открытие ПЗК до положения $S = 30$ %. В результате действия препятствующей открытию нагрузки золотник останавливался, не достигая заданного положения, при степени открытия ПЗК 12–13 %. Величина нагрузки рассчитывалась по перепаду давления в гидравлической системе привода ПЗК. Следует подчеркнуть, что температурный перекос при «заклинивании», обусловленный дросселированием потока, был максимальным.

Далее были реализованы два сценария. В первом из них в условиях продолжения действия управляющего сигнала на открытие и нахождении ПЗК в «заклиненном» состоянии

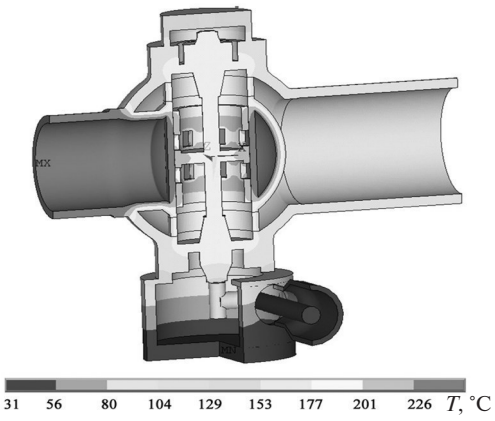


Рис. 2. Распределение температуры в ПЗК

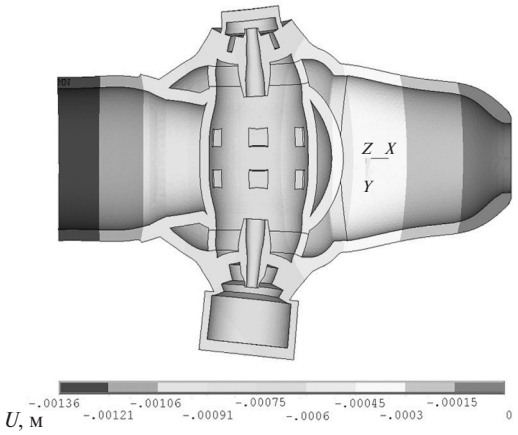


Рис. 3. Деформированная конструкция корпуса ПЗК (перемещения утрированы)

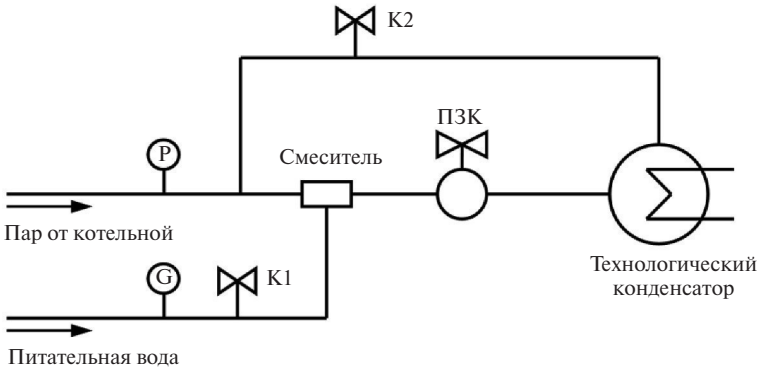


Рис. 4. Гидравлическая схема стенда

путем закрытия клапана *K1* резко прекращался впрыск увлажняющей пар воды, а во втором — быстрым открытием *K2* уменьшалось давление перед ПЗК. Изменение основных параметров в опыте с прекращением впрыска воды представлено на рис. 5, в опыте с изменением давления — на рис. 6.

Как следует из рис. 5, 6, вносимые возмущения по теплогидравлическим параметрам потока приводили к скачкообразному падению препятствующей открытию нагрузки, вследствие чего ПЗК быстро открывался до заданного значения. Поскольку в обоих опытах температурное состояние ПЗК измениться не успевало, то действующим фактором могло быть только изменение гидродинамики потока.

В последующей серии опытов была определена область максимальных гидродинамических нагрузок, действующих на золотник ПЗК в сторону закрытия, и их величина. Было установлено, что максимум нагрузки (суммарной с нагрузкой сил трения) приблизительно соответствует состоянию насыщенной воды. При смещении параметров в области перегретого пара либо сильно недогретой воды величина нагрузки уменьшается. Более детальные исследования для области насыщенной воды, результаты которых представлены на рис. 7, показали, что нагрузка возрастает с увеличением входного давления.

Последний эффект качественно согласуется с зависимостью реактивной силы от давления при истечении из сопел и насадков недогретой и насыщенной воды и двухфазных потоков [6–9].

Полученные результаты экспериментов позволили определить требуемое усилие, которое должен развивать привод для беспрепятственного открытия ПЗК во всем диапазоне изменения параметров рабочей среды.

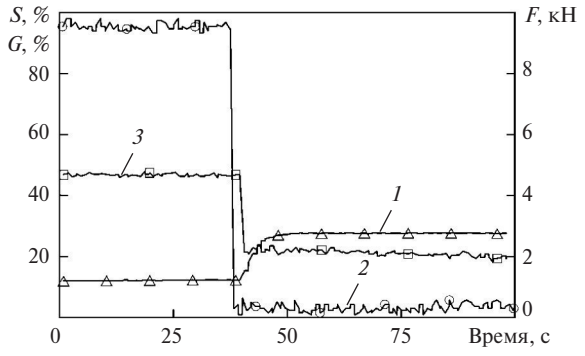


Рис. 5. Открытие ПЗК при отключении расхода увлажняющей воды (*1* — положение штока ПЗК; *2* — расход увлажняющей воды; *3* — нагрузка на привод ПЗК)

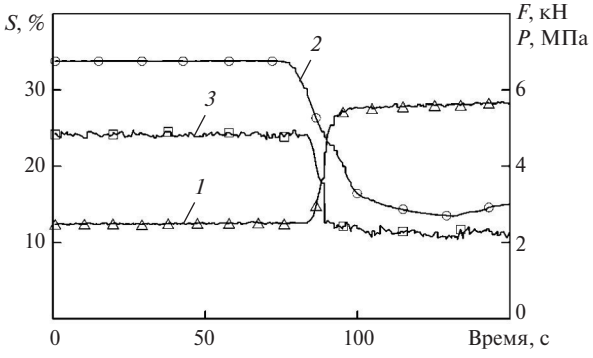


Рис. 6. Открытие ПЗК при уменьшении давления на входе (*1* — положение штока ПЗК; *2* — давление перед ПЗК; *3* — нагрузка на привод ПЗК)

Анализ вибрационного состояния ПЗК

Наряду с «заклиниванием» существенные ограничения по параметрам рабочей среды вносили интенсивные высокочастотные вибрации, которые развивались при работе на перегретом паре в области малых открытий и при закрытом положении ПЗК начиная с давления на входе приблизительно 4 МПа. На рис. 8 представлен характерный спектр виброскорости *w*, измеренной на корпусе ПЗК, в диапазоне частот от $f = 60$ до $f = 3200$ Гц. Резкие всплески виброскорости наблюдаются на частоте приблизительно $f = 1000$ Гц с уменьшением на 2-й и 3-й гармониках. Работа в условиях высокочастотных вибраций неоднократно приводила к повреждениям элементов ПЗК. Поэтому в его конструкцию периодически вносились те или иные изменения, направленные на подавление указанных вибраций.

Очевидно, что вибрации связаны с особенностями гидродинамических процессов, которые, в частности, характеризуются струйным высокоскоростным течением пара на выходе из окон втулки золотника (см. рис. 9, 3D-расчетов, выполненных с использованием кода STAR-CD [10]). Непосредственной причиной вибраций, по-видимому, является акустический резонанс в полости втулки золотника. В пользу этого предположения свидетельствует сохранение интенсивных вибраций ПЗК при изменениях конструкции, касающихся конфигурации окон.

Ограничение области проявления высокочастотных вибраций закрытым положением ПЗК

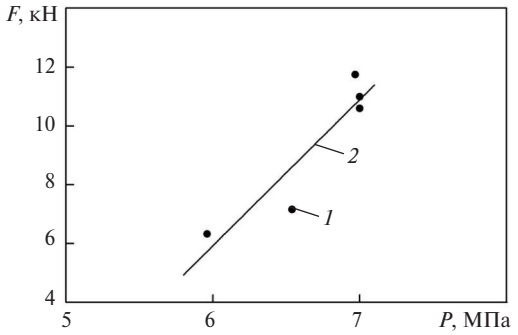


Рис. 7. Влияние давления рабочей среды на величину нагрузки на золотник (относительная энтальпия на входе близка к нулю): *1* — экспериментальные данные; *2* — линейная интерполяция экспериментальных данных

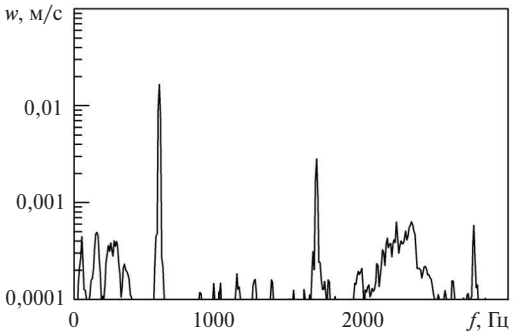


Рис. 8. Спектр виброскорости

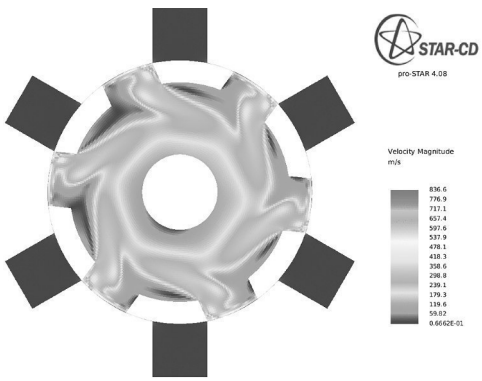


Рис. 9. Распределение скорости в среднем сечении окон (ПЗК закрыт, патрубки не показаны)

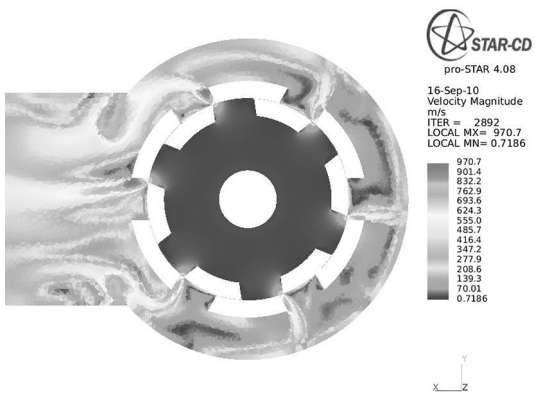


Рис. 10. Распределение скорости в среднем сечении окон (ПЗК закрыт, входной патрубок не показан); реверсивное направление течения

произошло после небольшой подрезки торцов втулки золотника на половине окружности, которая привела к асимметрии азимутального распределения давления в зазоре между втулкой золотника и гильзой с соответствующим боковым прижатием вала золотника в опорах.

Радикальное улучшение вибрационного состояния ПЗК было достигнуто изменением конструкции с реализацией реверсивного направления течения рабочей среды. При этом струйное течение развивается не в полости втулки золотника и гильзы, а в полости, сообщенной с выходным патрубком (см. рис. 10), что исключило возможность развития наблюдавшихся ранее резонансных явлений.

Заключение

В процессе отработки конструкции ПЗК, обеспечивающего регулирование расхода в широком диапазоне изменения параметров пароводяного потока, было установлено, что оба исследованных фактора, влияющих на работоспособность ПЗК, — максимальное усилие привода и вибрационное состояние — обусловлены особенностями гидродинамики проточной части. Можно ожидать, что упрощение и ускорение разработки подобных конструкций будет обеспечено дальнейшим развитием расчетного моделирования пространственного течения сжимаемой рабочей среды с фазовыми переходами совместно с моделированием механики конструкции.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Имбрицкий М.И.** Справочник по арматуре тепловых электростанций. М.: Энергоиздат, 1981. 304 с.

2. **Гуревич Д.Ф.** Трубопроводная арматура. Л.: Машиностроение, 1981. 368 с.

3. **Накано М.** Связь шума и вибраций с картинами образования сверхзвуковой кольцевой струи в редукционном клапане // Теоретические основы инженерных расчетов. 1988 №4 С. 267–279.

4. **Гуревич Д.Ф.** Расчет и конструирование трубопроводной арматуры. Л.: Машиностроение, 1969. 887 с.

5. **Фролов Д.** Обзор возможностей ANSYS Mechanical для решения инженерных задач // САПР и графика. 2011. №11. С. 46–49. [электр. ресурс] URL: http://sapr.ru/article.aspx?id = 21812&iid = 996 (дата обращения: 01.08.2014).

6. **Решетников А.В., Мажейко Н.А., Виноградов А.В.** Динамические характеристики вскипающих струй перегретых водных растворов // Теплоэнергетика. 2010. №8. С. 69–73.

7. **Решетников А.В., Мажейко Н.А., Скоков В.Н., Коверда В.П.** Неравновесные фазовые переходы в струе сильно перегретой воды // Теплофизика высоких температур. 2007. Т.45, №6. С. 268–274.

8. **Виноградов В.Е., Синицын Е.Н., Скрипов В.П.** Расходные и тяговые характеристики потока вскипающей воды, истекающей через короткие сопла Лаваля // Теплоэнергетика. 1987. №6. С. 56–57.

9. **Фисенко В.В.** Критические двухфазные потоки. М.: Атомиздат, 1978. 160 с.

10. CD-adapco Engineering Simulation Software — CAE and CFD Software [электронный ресурс] URL: http://www.cd-adapco.com/products/star-cd® (дата обращения: 01.08.2014).

REFERENCES

1. **Imbritskiy M.I.** Spravochnik po armature teplovykh elektrostantsiy/ [Handbook of piping valves in thermal power plants.] Moscow: Energoizdat, 1981. 304 s. (rus.)

2. **Gurevich D.F.** Truboprovodnaya armature/ [Piping valves.] Leningrad: Mashinostroyeniye, 1981. 368 sp. (rus.)

3. **Nakano M.** Svyaz shuma i vibratsiy s kartinami obrazovaniya sverkhzvukovoy koltsevoy strui v reduktsionnom klapane. [Noise and vibration related to the pattern of supersonic annular flow in a pressure reducing gas valve]. *Teoreticheskiye osnovy inzhenernykh raschetov.* 1988. № 4, S. 267–279. (rus.)

4. **Gurevich D.F.** Raschet i konstruirovaniye truboprovodnoy armatury. [Design of piping valves]. Leningrad: Mashinostroyeniye, 1969. 887 s. (rus.)

5. **Frolov D.** Obzor vozmozhnostei ANSYS Mechanical dlia resheniia inzhenernikh zadach [Summary of ANSYS Mechanical capabilities to solve engineering problems.] *SAPR i grafika*. 2011. № 11. S. 46–49. Available: http://sapr.ru/article.aspx?id = 21812&iid = 996 (Accessed 01.08.2014). (rus.)

6. **Reshetnikov A.V., Mazheyko N.A., Vinogradov A.V.** Dinamicheskiye kharakteristiki vskipayushchikh struy peregretykh vodnykh rastvorov. [Transient behavior of superheated water jets boiling]. *Teploenergetika*. 2010. № 8. S. 69–73. (rus.)

7. **Reshetnikov A.V., Mazheyko N.A., Skokov V.N., Koverda V.P.** Neravnovesnyye fazovyye perekhody v struye silno peregretoy vody. [Nonequilibrium phase transitions

in a jet of highly superheated water]. *Teplofizika vysokikh temperatur*. 2007. T. 45, № 6. S. 268–274. (rus.)

8. **Vinogradov V.Ye., Sinitsyn Ye.N., Skripov V.P.** Raskhodnyye i tyagovyye kharakteristiki potoka vskipayushchey vody, istekayushchey cherez korotkiye sopla Lavalya. [Flow rate and thrust of flashing jets expelled through de Laval nozzles]. *Teploenergetika*. 1987. № 6. S. 56–57. (rus.)

9. **Fisenko V.V.** Kriticheskiye dvukhfaznyye potoki/ [Critical two-phase flows.] Moscow: Atomizdat, 1978. 160 s. (rus.)

10. CD-adapco Engineering Simulation Software — CAE and CFD Software, Available: http://www.cd-adapco.com/products/star-cd® (Accessed 01.08.2014).

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ГРИЦАЙ Антон Сергеевич — старший преподаватель Института ядерной энергетики Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого (филиал в г. Сосновый Бор). 188544, г.Сосновый Бор, Ленинградской области, ул. Солнечная, д. 41. E-mail: ansg_m@mail.ru

КАПЛИЕНКО Андрей Владимирович — кандидат технических наук заместитель директора госкорпорации «Росатом». 119017, Москва, ул. Большая Ордынка, 24.E-mail: press@rosatom.ru

ДОНЧЕНКО Денис Николаевич — научный сотрудник ФГУП «Научно-исследовательский технологический институт им. А.П. Александрова». 188540, г.Сосновый Бор, Ленинградской области.E-mail: donchenko@niti.ru

ПАЙЧАДЗЕ Борис Борисович — начальник лаборатории ОАО «Калужский турбинный завод». 248010, г. Калуга, ул. Московская, 241.E-mail: bbp56@mail.ru

AUTHORS

GRICAY A.S. — Institute of Nuclear Power Engineering (Sosnovy Bor). 41, Solnechnaya St., Sosnovy Bor, Leningrad region, Russia, 188544.E-mail: ansg_m@mail.ru

KAPLIENKO Andrei V. — ROSATOM State Atomic Energy Corporation. 24, Bolshaya Ordynka, Moscow, Russia, 119017. E-mail: press@rosatom.ru

DONCHENKO Denis N. — Alexandrov Research Institute of Technology. Sosnovy Bor, Leningrad region, Russia, 188540.E-mail: donchenko@niti.ru

PAYCHADZE Boris B. — Joint-stock company «Kaluga Turbine Works». 241, MOSKOVSKAYA St., Kaluga, Russia, 248010.E-mail: bbp56@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.25
УДК 621.873

П.А. Гаврилов

УЧЕТ ФИЗИЧЕСКОЙ И ГЕОМЕТРИЧЕСКОЙ НЕЛИНЕЙНОСТЕЙ ПРИ РАСЧЕТЕ СЕЙСМОСТОЙКОСТИ КРАНОВЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ КОНСТРУКЦИЙ

P.A. Gavrilov

SEISMIC ANALYSIS OF CRANES REGARDING GEOMETRIC AND PHYSICAL NONLINEARITIES

В работе рассматривается вопрос учета нелинейных характеристик динамических моделей при расчете сейсмостойкости грузоподъемных кранов общего назначения. Проведено экспериментальное исследование влияния геометрической и физической нелинейностей на параметры колебаний динамической системы. Составлен ряд математических моделей, описывающих колебательный процесс нелинейной динамической системы. Проведен сравнительный анализ влияния различных нелинейностей на параметры колебательного процесса.

СЕЙСМОСТОЙКОСТЬ; КРАН ГРУЗОПОДЪЕМНЫЙ; ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ; НЕЛИНЕЙНАЯ ДИНАМИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ.

The paper studies the problem of factoring geometric and physical nonlinearities in seismic analysis of cranes. Experimental study of factoring nonlinear characteristics of dynamics model was conducted. A series of mathematic models were developed to describe different ways of linearization of the experimental model. Comparison of results shows that physical nonlinearity of wire ropes is not required as a factor in the seismic analysis of cranes. Herewith contacts between wheel and rail and one-sided stiffness of wire ropes are required to be taken into account. Any liberalization of dynamic model entails deviation of stresses, displacements and accelerations as results of the analysis.

SEISMIC ANALYSIS, CRANE, EKSPERIMENTAL STUDY, NONLINEAR DYNAMICS MODEL.

Введение

Расчет сейсмостойкости металлических конструкций грузоподъемных кранов, не относящихся к оборудованию атомных станций, регламентируется нормативными документами [1] и [2]. Оба эти документа устанавливают возможные способы анализа сейсмостойкости конструкции: расчет методом разложения по собственным формам (в соответствии с линейно-спектральной теорией сейсмостойкости Био — Беньоффа [3], [4]) и расчет методом прямого интегрирования системы дифференциальных уравнений. Линейно-спектральная теория сейсмостойкости позволяет определить дополнительные сейсмические нагрузки на конструкцию, используя в качестве исходных данных так называемые спектры ответа основания крана (конструкции) и магнитуду проектного землетрясения (ПЗ). Методика расчета по линейно-спектральной теории сейсмостойкости описана в [5]. Для прямого динамического анализа конструкции исходными данными служат записанные либо синтезированные акселерограммы, велосиграммы или сейсмограммы землетрясений и магнитуда ПЗ.

В инженерной практике зачастую расчет металлических конструкций грузоподъемных кранов на прочность, жесткость и устойчивость проводят с использованием метода конечных элементов (МКЭ). Поэтому в условиях растущих вычислительных мощностей и снижения трудовых затрат на расчет все большее распространение получают прямые динамические методы. Решение дифференциальных уравнений при помощи численных методов может позволить более точно определять динамические коэффициенты по перемещениям, напряжениям

и усилиям и, как следствие, снизить металлоемкость и стоимость конструкции крана.

Однако вышеуказанная нормативная литература не дает конкретных указаний по выбору динамических моделей для сейсмического анализа грузоподъемного крана, отсутствуют рекомендации, как учитывать односторонние связи (контактная пара «рельс — колесо», грузовой канат) и нелинейный характер деформирования элементов подвеса груза. Этот пробел можно объяснить тем, что линейно-спектральная теория сейсмостойкости была разработана для строительных конструкций, где подобные нелинейности встречаются значительно реже, чем в крановых металлоконструкциях, и в расчете не учитываются. Однако применительно к грузоподъемным машинам эти факторы могут играть весьма значительную роль. Проблема учета геометрической и физической нелинейностей при сейсмическом расчете грузоподъемных кранов активно обсуждается в научных кругах [6–8]. Предлагаются математические модели и методы их решения, позволяющие учесть возможный подскок колес тележки и крана на рельсе, одностороннюю работу канатов, физические нелинейности конструкционных материалов и т. д. Актуальность исследований в данной области обусловлена необходимостью повышения безопасности грузоподъемных машин, эксплуатируемых в сейсмически опасных зонах.

Предлагаемая статья посвящена исследованию влияния физической и геометрической нелинейностей в динамической системе применительно к расчету сейсмостойкости грузоподъемных кранов. Конечной целью исследования является разработка рекомендаций по учету нелинейных свойств металлических конструкций грузоподъемных кранов общего назначения при проведении их сейсмического анализа. Программа работы включала экспериментальное исследование, математическое моделирование и анализ результатов.

Постановка эксперимента

Экспериментальная модель имитирует конструкцию мостового крана, воспринимающую вертикальные колебания, и схематизируется как трехмассовая геометрически и физически нелинейная динамическая система. Схема экспериментальной установки представлена на рис. 1. Основные элементы модели условно именуются мостом *3*, тележкой *4* и грузом *6*. Мост закреплен в шарнирных опорах *1* и *2*, при этом подвижная опора *2* также позволяет

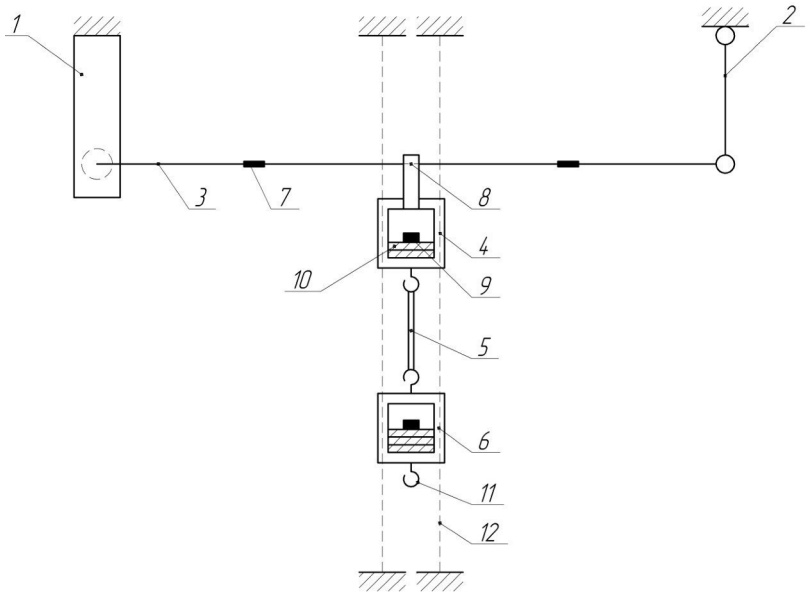


Рис. 1 Схема экспериментальной установки: *1* — неподвижная опора; *2* — подвижная опора; *3* — мост; *4* — подвеска «тележка»; *5* — гибкий подвес; *6* — подвеска «груз»; *7* — тензометр; *8* — датчик подскока; *9* — акселерометр; *10* — дополнительный груз; *11* — крюк; *12* — направляющие тросы

мосту перемещаться в направлении собственной продольной оси. На мосту закреплены тензометрические датчики *7* на расстоянии в четверть пролета от опор. В центре пролета моста находится тележка. Тележка имеет возможность подскока на мосту. В случае отрыва тележки от моста срабатывает датчик *8*, фиксирующий факт подскока. Таким образом, в эксперименте моделируется связь колес тележки с рельсом. На тележке закреплены грузы *10* и акселерометр *9*, измеряющий вертикальные ускорения подвески, возникающие в процессе колебаний. Для исключения раскачивания тележки из вертикальной плоскости используются направляющие тросы *12*, натянутые вдоль вертикальной оси и проходящие сквозь специальные отверстия в тележке. Посредством гибкого упругого подвеса *5*, изготовленного из резины, к тележке крепится подвеска, именуемая в эксперименте грузом. Она, как и тележка, снабжена акселерометром для регистрации ускорений и дополнительными тарированными грузами. При помощи крюка *11*, установленного на нижней подвеске, вся система перед началом эксперимента оттягивалась вниз и закреплялась. Началом замеров служит момент, когда обрывается эта связь (перерезается нить, связывающая груз с основанием).

Общие характеристики экспериментальной модели: пролет моста — 1520 мм; масса моста — 0,503 кг; масса подвески «тележка» с акселерометром и дополнительными грузами — 1,9 кг; масса подвески «груз» с акселерометром и дополнительными грузами — 2,63 кг.

Для определения реальной диаграммы растяжения гибкого подвеса была проведена серия замеров удлинения образца при различных нагрузках. На рис. 2 приведен график зависимости жесткости гибкого подвеса от абсолютного удлинения. Интерполирующая кривая описывается следующим выражением, содержащим условный оператор:

$$y(x)=\begin{cases} a+be^{-cx}, \text{ если } x\ge d; \\ C3, \text{ если } 0\le x<d; \\ 0 \text{ в остальных случаях,} \end{cases} \qquad (1)$$

где a = 0,34 Н/мм; b = 2,5 Н/мм; c = 0,02; d = = 82 мм; $C3$ = 0,87 Н/мм.

Результатами эксперимента служат записи тензометрии, датчика подскока и акселерометров.

В проведенном эксперименте проявилось влияние геометрической (подскок груза и тележки) и физической (изменение жесткости гибкого подвеса) нелинейностей.

Математическое моделирование

В соответствии с исходными данными эксперимента в программе MathCAD был составлен ряд математических моделей, описывающих колебания трехмассовой динамической системы. Были составлены четыре модели: 1) линейная динамическая модель; 2) физически нели-

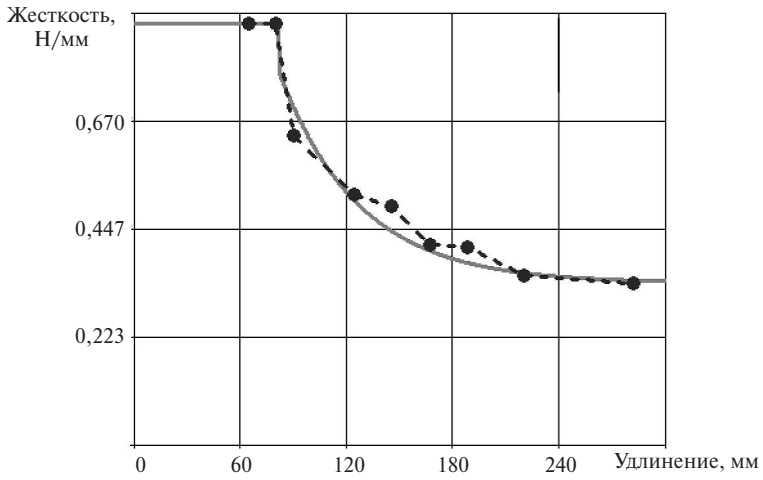


Рис. 2. График зависимости упругости гибкого подвеса от удлинения
(— —интерполяция; ●● — эксперимент)

нейная динамическая модель, учитывающая реальный характер растяжения гибкого подвеса; 3) геометрически нелинейная динамическая модель, учитывающая возможность подскока груза на гибком подвесе и тележки на мосту; 4) физически и геометрически нелинейная динамическая модель. Схема трехмассовой динамической системы представлена на рис. 3.

Математические модели составлены на основе уравнения Лагранжа второго рода, имеющего вид

$$[M]\{\ddot{u}\}+[C]\{\dot{u}\}+[K]\{u\}=\{R\}, \qquad (2)$$

где $[M]$ — матрица масс конструкции; $[C]$ — матрица демпфирования; $[K]$ — матрица жесткости; $\{R\}$ — известный вектор внешней нагрузки, зависящий от времени; $\{u\}$ — неизвестный вектор перемещений масс модели, зависящий от времени.

Системы дифференциальных уравнений решались численно в программе MathCAD 14 с при помощи решателя Радау, использующего одноименный алгоритм. Для всех математических моделей рассеяние энергии в процессе колебаний учитывается посредством эквивалентного вязкого трения. Коэффициент вязкого трения был определен из условия равенства времени затухания колебаний экспериментальной и математической модели. Для всех нижеприведенных математических моделей коэффициент эквивалентного вязкого трения равен $\mu = 5$ кг/с.

Линейная динамическая модель — наиболее простая из всех представленных. Система дифференциальных уравнений описывает колебания трехмассовой динамической системы:

$$\begin{cases} \ddot{X}1(t)m1+c1X1(t)-c2(X2(t)-X1(t))+ \\ \quad +\mu\dot{X}1(t)-\mu(\dot{X}2(t)-\dot{X}1(t)))=gm1; \\ \ddot{X}2(t)m2+c2(X2(t)-X1(t))- \\ \quad -C3(X3(t)-X2(t))+\mu(\dot{X}2(t)-\dot{X}1(t))- \\ \quad -\mu(\dot{X}3(t)-\dot{X}2(t))=gm2; \\ \ddot{X}3(t)m3+C3(X3(t)-X2(t))+ \\ \quad +\mu(\dot{X}3(t)-\dot{X}2(t))=gm3. \end{cases} \qquad (3)$$

Здесь $c1$ — жесткость моста, Н/мм; $c2$ — жесткость контактной пары «тележка — мост», Н/мм; $C3$ — эквивалентная жесткость гибкого подвеса, Н/мм; $X1(t)$, $X2(t)$, $X3(t)$ — обобщенные координаты соответственно моста, тележки и груза, мм; $m1$ — приведенная масса моста, кг; $m2$, $m3$ — массы

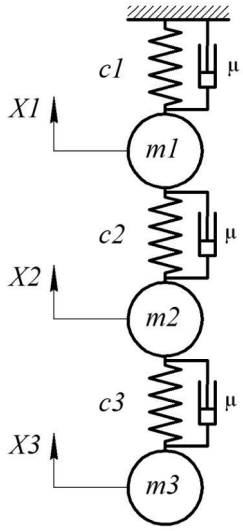


Рис. 3. Схема динамической системы

тележки и груза, включая акселерометры, кг; g — ускорение свободного падения, мм/с^2; μ — коэффициент вязкого трения, кг/с.

Жесткость гибкого подвеса $c3(t)$ в данном случае принята постоянной. Наибольшее время колебаний приходится на линейный ненулевой участок диаграммы, представленной на рис. 2, но в начальный момент времени жесткость гибкого подвеса вычисляется согласно формуле (1). Эквивалентная жесткость, использованная при физической линеаризации модели, принята как среднее значение вышеуказанных величин:

$$C3=\frac{y(X2(0)-X3(0))+C3}{2}=0{,}68 \text{ Н/мм}.$$

Система (3) была решена при следующих начальных условиях:

$$\begin{cases} \dot{X}1(0)=0 \text{ мм/с}; \\ \dot{X}2(0)=0 \text{ мм/с}; \\ \dot{X}3(0)=0 \text{ мм/с}; \\ X1(0)=-69{,}3 \text{ мм}; \\ X2(0)=-69{,}3 \text{ мм}; \\ X3(0)=-188{,}2 \text{ мм}. \end{cases}$$

Геометрическая нелинейность в данном исследовании представлена в виде так называемых выключающихся связей. Имеется в виду односторонняя работа жесткостей $c2$ и $c3$ только на растяжение. В противном случае жесткости обращаются в ноль и не создают реактивных уси-

лий, влияющих на колебательный процесс. При этом, учитывая специфику экспериментальной установки, диссипативные элементы сохраняют свои функции при любом значении относительных смещений масс относительно друг друга.

Переменная жесткость представлена в математической модели как непрерывная дифференцируемая функция

$$c(x)=\frac{C}{\pi}\operatorname{arctg}(xk)+\frac{C}{2}, \qquad (5)$$

где C — максимальное постоянное значение жесткости, Н/мм; k — коэффициент, определяющий крутизну функции.

Система дифференциальных уравнений, описывающих геометрически нелинейную динамическую систему:

$$\begin{cases} \ddot{X}1(t)m1+c1X1(t)-c2(t)(X2(t)-X1(t))+ \\ \quad +\mu\dot{X}1(t)-\mu(\dot{X}2(t)-\dot{X}1(t)))=gm1; \\ \ddot{X}2(t)m2+c2(t)(X2(t)-X1(t))- \\ \quad -c3(t)(X3(t)-X2(t))+\mu(\dot{X}2(t)- \\ \quad -\dot{X}1(t))-\mu(\dot{X}3(t)-\dot{X}2(t))=gm2; \\ \ddot{X}3(t)m3+c3(t)(X3(t)-X2(t))+ \\ \quad +\mu\,(\dot{X}3(t)-\dot{X}2(t))=gm3; \\ c2(t)=\dfrac{C2}{\pi}\operatorname{arctg}((X1(t)-X2(t))k)+\dfrac{C2}{2}; \\ c3(t)=\dfrac{C3}{\pi}\operatorname{arctg}((X2(t)-X3(t))k)+\dfrac{C3}{2}, \end{cases} \qquad (6)$$

где $k=1000$ — безразмерный коэффициент крутизны функции жесткости.

Система (6) была решена при следующих начальных условиях:

$$\begin{cases} \dot{X}1(0)=0 \text{ мм/с}; \\ \dot{X}2(0)=0 \text{ мм/с}; \\ \dot{X}3(0)=0 \text{ мм/с}; \\ X1(0)=-69{,}3 \text{ мм}; \\ X2(0)=-69{,}3 \text{ мм}; \\ X3(0)=-188{,}2 \text{ мм}; \\ c2(0)=10000 \text{ Н/мм}; \\ c3(0)=0{,}68 \text{ Н/мм}. \end{cases} \qquad (70$$

При геометрической линеаризации модели переменная жесткость гибкого подвеса груза моделируется согласно уравнению (2) с той разницей, что аргументом функции является абсолютное значение аргумента:

$$yd(x)=\begin{cases} a+be^{-c|x|}, \text{ если } |x|\ge d; \\ C3 \text{ в остальных случаях.} \end{cases} \qquad (8)$$

Система дифференциальных уравнений, описывающая физически нелинейную систему, имеет вид

$$\begin{cases} \ddot{X}1(t)m1+c1X1(t)-c2(X2(t)-X1(t))+ \\ \quad +\mu X1(t)-\mu(\dot{X}2(t)-\dot{X}1(t)))=gm1; \\ \ddot{X}2(t)m2+c2(X2(t)-X1(t))- \\ \quad -c3(t)(X3(t)-X2(t))+\mu(\dot{X}2(t)- \\ \quad -\dot{X}1(t))-\mu(\dot{X}3(t)-\dot{X}2(t))=gm2; \\ \ddot{X}3(t)m3+c3(t)(X3(t)-X2(t))+ \\ \quad +\mu(\dot{X}3(t)-\dot{X}2(t))=gm3; \\ c3(t)=\begin{cases} a+be^{-c(X1(t)-X2(t))}, \text{ если } |X1(t)-X2(t)|\ge d; \\ C3 \text{ в остальных случаях.} \end{cases} \end{cases} \qquad (9)$$

Система (13) была решена при следующих начальных условиях:

$$\begin{cases} \dot{X}1(0)=0 \text{ мм/с}; \\ \dot{X}2(0)=0 \text{ мм/с}; \\ \dot{X}3(0)=0 \text{ мм/с}; \\ X1(0)=-69{,}3 \text{ мм}; \\ X2(0)=-69{,}3 \text{ мм}; \\ X3(0)=-211{,}6 \text{ мм}; \\ c3(0)=yd(X2(0)-X3(0)) \text{ Н/мм}. \end{cases} \qquad (10)$$

Геометрически и физически нелинейная математическая модель содержит в себе все указанные виды нелинейностей и описывается системой дифференциальных уравнений:

$$\begin{cases} \ddot{X}1(t)m1+c1X1(t)-c2(t)(X2(t)-X1(t))+ \\ \quad +\mu\dot{X}1(t)-\mu(\dot{X}2(t)-\dot{X}1(t)))=gm1; \\ \ddot{X}2(t)m2+c2(t)(X2(t)-X1(t))- \\ \quad -c3(t)(X3(t)-X2(t))+\mu(\dot{X}2(t)-\dot{X}1(t)) \\ \quad -\mu(\dot{X}3(t)-\dot{X}2(t))=gm2; \\ \ddot{X}3(t)m3+c3(t)(X3(t)-X2(t))+ \\ \quad +\mu(\dot{X}3(t)-\dot{X}2(t))=gm3; \\ c2(t)=\dfrac{C2}{\pi}\operatorname{arctg}((X1(t)-X2(t))k)+\dfrac{C2}{2}; \\ c3(t)=\begin{cases} a+be^{-c(X1(t)-X2(t))}, \text{если } (X1(t)-X2(t))\ge d; \\ C3, \text{ если } 0<(X1(t)-X2(t))<d; \\ 0 \text{ в остальных случаях.} \end{cases} \end{cases} \qquad (11)$$

Начальные условия, при которых была решена система (11):

$$\begin{cases} \dot{X}1(0) = 0 \text{ мм/с}; \\ \dot{X}2(0) = 0 \text{ мм/с}; \\ \dot{X}3(0) = 0 \text{ мм/с}; \\ X1(0) = -69{,}3 \text{ мм}; \\ X2(0) = -69{,}3 \text{ мм}; \\ X3(0) = -211{,}6 \text{ мм}; \\ c2(0) = 10000 \text{ Н/мм}; \\ c3(0) = y(X2(0) - X3(0)) \text{ Н/мм}. \end{cases} \quad (12)$$

Анализ результатов исследования

При проведении эксперимента, как сказано ранее, регистрировались следующие параметры колебаний установки:

напряжения на поверхности стержня в точках крепления тензометров;

вертикальные ускорения тележки;

вертикальные ускорения груза;

отрыв тележки от моста.

В данном случае напряжения, регистрируемые тензометрическими датчиками, будут прямопропорциональны перемещениям центральной точки пролета моста. На рис. 4–6 приведены сравнительные графики перемещений центральной точки моста, ускорений тележки и ускорений груза в процессе колебаний.

С учетом требований инженерного анализа сравнение результатов эксперимента с аналитическими расчетами проведено по следующим параметрам:

размаху первой волны колебаний перемещений моста A;

продолжительности подскока;

размаху колебаний ускорений тележки без учета первой полуволны.

размаху колебаний ускорений груза без учета первой полуволны. Результаты сравнения различных математических моделей с экспериментальными данными приведены в табл. 1.

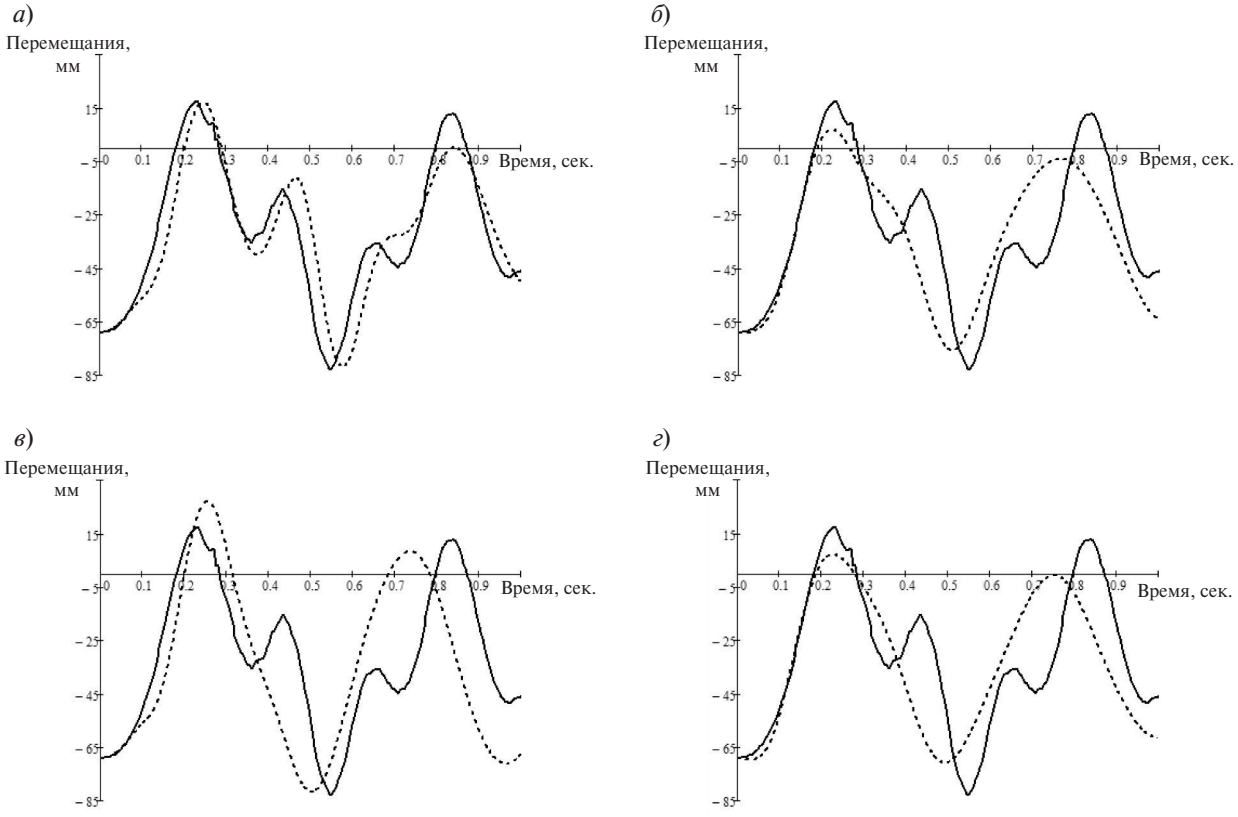


Рис. 4. Зависимость перемещений моста от времени: — — эксперимент; ---- — модель (*а* — физически и геометрически нелинейная; *б* — геометрически нелинейная; *в* — физически нелинейная; *г* — линейная)

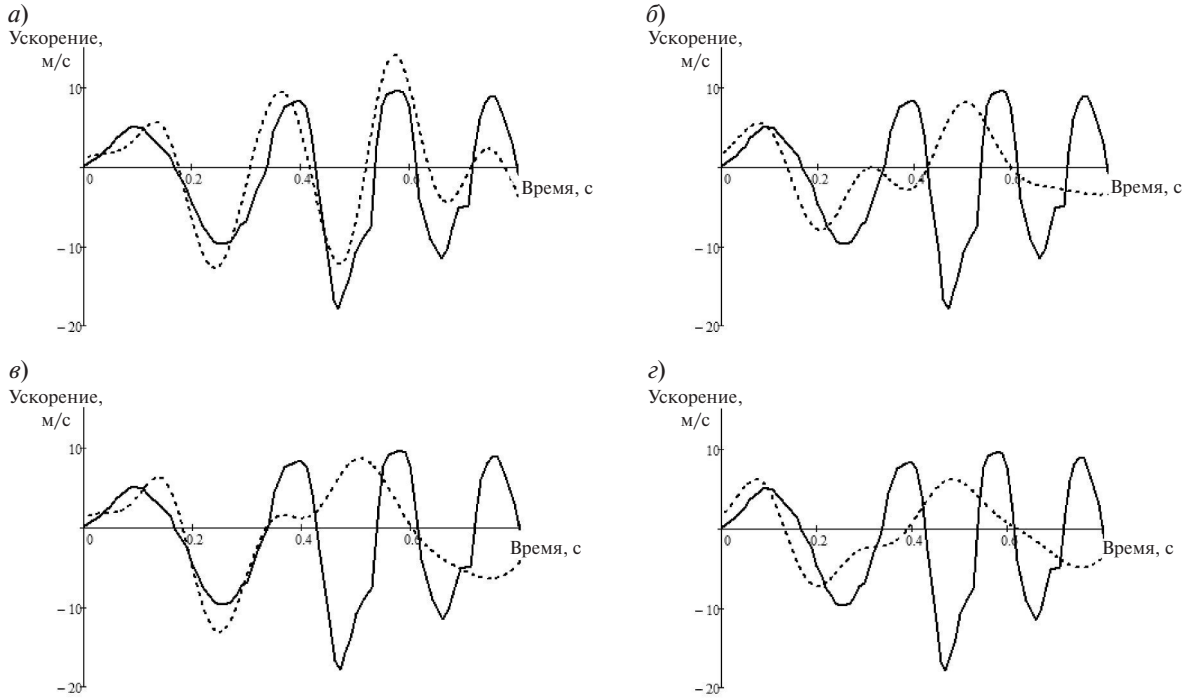


Рис. 5. Зависимость ускорений тележки от времени: — — эксперимент; ····· — модель
(*а* — физически и геометрически нелинейная; *б* — геометрически нелинейная;
в — физически нелинейная; *г* — линейная)

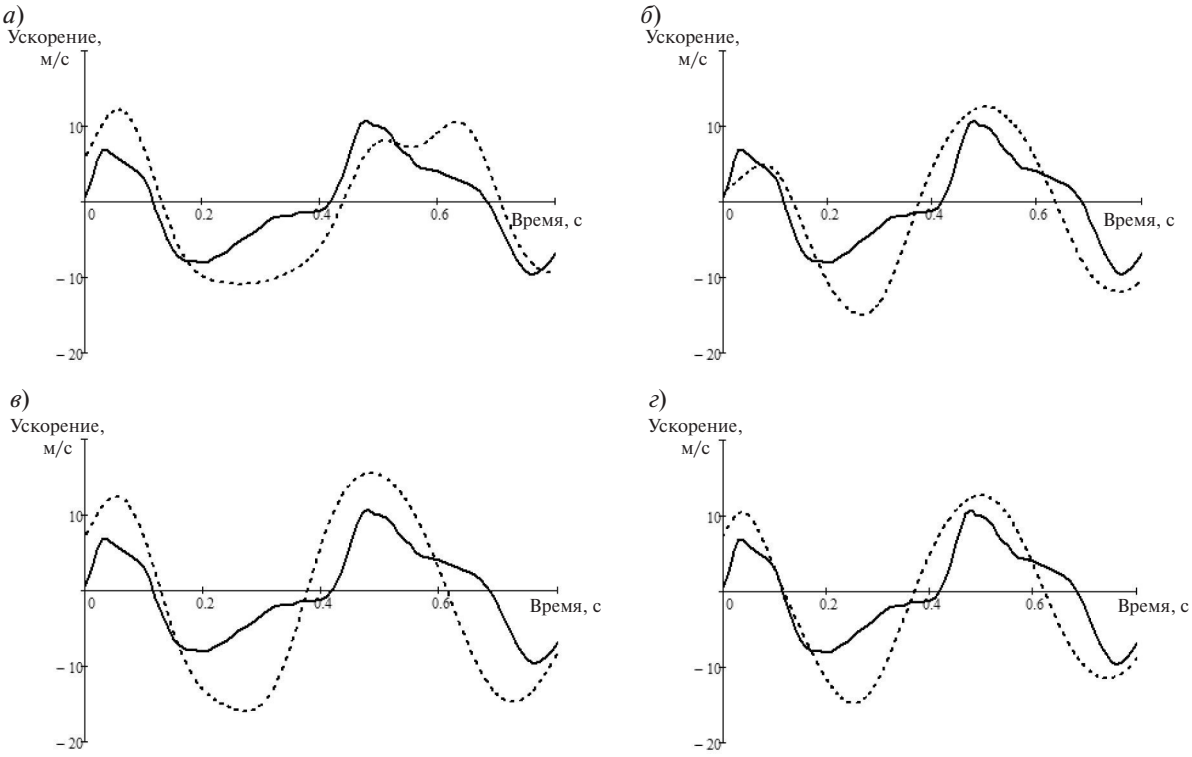


Рис. 6. Зависимость ускорений груза от времени: — — эксперимент; ····· — модель
(*а* — физически и геометрически нелинейная; *б* — геометрически нелинейная;
в — физически нелинейная; *г* — линейная)

Таблица 1

Параметры, характеризующие движение моста с грузом, полученные экспериментально и по различным моделям

Способ нахождения параметров	Размах перемещений моста		Размах ускорений тележки		Размах ускорений груза		Продолжительность подскока	
	Величина, мм	Отклонение, %	Величина, м/с^2	Отклонение, %	Величина, м/с^2	Отклонение, %	Величина, с	Отклонение, %
Эксперимент	86,3	–	17,8	–	18,8	–	0,06	–
Нелинейная модель	86,4	0,1	22,2	24,7	18,9	0,5	0,065	8,3
Линейная геометрия	96,3	11,6	21,8	22,5	31,4	67,0	0,146	143,3
Линейная жесткость	76,1	–11,8	16,1	–9,6	27,5	46,3	0,038	–36,7
Линейная модель	76,5	–11,4	13,3	–25,3	27,5	46,3	0,023	–61,7

Из результатов исследования видно, что нелинейная математическая модель наилучшим образом описывает процесс колебаний экспериментальной установки. Линеаризация модели приводит к значительному изменению критериальных параметров, по котолрым проводится сравнение моделей, и меняет характер колебательного процесса системы. Вне всякого сомнения, сейсмический расчет крана не предполагает наиболее точного вида анализа в силу отсутствия возможности предсказать входное воздействие. Поэтому такой расчет следует проводить с прицелом на запас прочности, намеренно завышая некоторые результаты. Интерес представляет выбор математической модели и ее линеаризация. Рассмотрим варианты линеаризации математической модели, используемой в расчете сейсмостойкости грузоподъемного крана, опираясь на результаты экспериментального исследования.

Стальные канаты, используемые в грузоподъемной технике, зачастую имеют жесткость, значительно превышающую жесткость конструкции крана. Коэффициент запаса, принимаемый для канатов, обычно находится в диапазоне n = 4–25 [9] в зависимости от режима работы крана, назначения каната и прочих особенностей конкретной установки. Как показано в [10], нелинейные свойства канатов проявляются при сравнительно больших по отношению к разрушающему усилию нагрузках, при коэффициенте запаса прочности близком к 3. В силу сказанного можно предположить нецелесообразность моделирования нелинейных свойств стальных канатов в расчетах сейсмостойкости грузоподъемных кранов общего назначения при отсутствии дополнительных требований к точности расчета.

Геометрическая линеаризация модели в данном исследовании привела к завышению всех оценочных критериев, в значительной степени изменился характер колебаний системы.

Построение физически и геометрически нелинейной модели грузоподъемного крана экономически нецелесообразно. Учет физической нелинейности основного материала несущих конструкций не требуется проектировщику в силу недопустимости ситуации, когда расчетные напряжения в металле выходят в область текучести. Моделирование нелинейных свойств стальных канатов также нецелесообразно по причинам, описанным выше. Однако геометрическая линеаризация конструкции крана необоснованно завысит коэффициенты запаса, что приведет к удорожанию крана в целом.

Выводы

Результаты проведенного исследования можно резюмировать так:

Экспериментальное исследование показало, что физическая и геометрическая линеаризация математической модели, описывающей процесс свободных затухающих колебаний трехмассовой динамической системы, приводит к отклонению расчетных перемещений и ускорений от истинных на величину 11–67 %.

С точки зрения трудозатрат и целесообразности наиболее предпочтительна физическая линеаризация жесткости грузовых канатов, как не оказывающая значительного влияния на результат динамического анализа.

Можно сделать вывод о необходимости учета односторонних связей (стальные канаты, контакт колеса с рельсом) при расчете сейсмостойкости грузоподъемного оборудования общего назначения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **ГОСТ 30546.1–98.** Общие требования к машинам, приборам и другим техническим изделиям и методы расчета их сложных конструкций в части сейсмостойкости. Минск: ИПК Издательство стандартов, 1998.

2. **СНиП II-7–81*.** Строительство в сейсмически районах. Москва, 2011.

3. Biot M.A. Theory of elastic systems vibrating under transient impulse with an application to earthquake-proof buildings // Proc Nat Acad Sci. 1933. No. 19(2). Iss. 262. P. 8.

4. **Biot M.A.** Theory of vibration of buildings during earthquakes // Zeitschrift für. Angewandte Matematik und Mechanik. 1934. № 14(4). Iss. 213. P. 23.

5. **Бирбраер А.Н.** Расчет конструкций на сейсмостойкость. СПб.: Наука, 1998.

6. **Kobayashi N., Kuribara H., Honda T., Watanabe M.** Nonlinear Seismic Responses of Container Cranes Including the Contact Problem Between Wheels and Rails // Journal of Pressure Vessel Technology. 2004. №126(1). P. 59–65.

7. **Suzuki K., Inagaki M., Iijima T.** Seismic Capacity Test of Overhead Crane Under Horizontal and Vertical Excitation // Journal of Disaster Research. 2010. № 4. P. 369–377.

8. **Синельщиков А.В.** Основы теории сейсмостойкости подъемных сооружений // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2009. №2, Т. 1. С. 133–141.

9. **Брауде В.И., Гохберг М.М., Звягин И.Е., Ковин А.А., Орлов А.Н., Плавник Б.И., Серлин Л.Г., Сиротский В.Ф., Соколов С.А., Тархов А.И., Юшкевич В.Н.** Справочник по кранам. Т. I. М.: Машиностроение, 1988. 536 с.

10. **Малиновский В.А.** Стальные канаты. Часть I: Некоторые вопросы технологии, расчета и проектирования. Одесса: Асптропринт, 2001. 188 с.

REFERENCES

1. **GOST 30546.1–98.** Obshchiye trebovaniya k mashinam, priboram i drugim tekhnicheskim izdeliyam i metody rascheta ikh slozhnykh konstruktsiy v chasti seysmostoykosti. [State standart specification. General requirements for machines, instruments and the other industrial products and calculation methods for their complex structures as to seismic stability.] Minsk: IPK Izdatelstvo standartov, 1998. (rus.)

2. **SNiP II-7–81*.** Stroitelstvo v seysmicheski rayonakh [Building Codes Of Russia. Seismic building design code]. Moscow, 2011. (rus.)

3. **Biot M.A.** Theory of elastic systems vibrating under transient impulse with an application to earthquake-proof buildings. *Proc Nat Acad Sci*. 1933. № 19(2). Iss. 262. P. 8.

4. **Biot M.A.** Theory of vibration of buildings during earthquakes. *Zeitschrift für. Angewandte Matematik und Mechanik*. 1934. № 14(4). Iss. 213. P. 23.

5. **Birbrayer A.N.** Raschet konstruktsiy na seysmostoykost [Seismic analysis of structures]. SPb.: Nauka, 1998.

6. **Kobayashi N., Kuribara H., Honda T., Watanabe M.** Nonlinear Seismic Responses of Container Cranes Including the Contact Problem Between Wheels and Rails. *Journal of Pressure Vessel Technology*. 2004. № 126(1). P. 59–65.

7. **Suzuki K., Inagaki M., Iijima T.** Seismic Capacity Test of Overhead Crane Under Horizontal and Vertical Excitation. *Journal of Disaster Research*. 2010. № 4. P. 366–377.

8. **Sinelshchikov A.V.** Osnovy teorii seysmostoykosti podyemnykh sooruzheniy [Bases of the theory of the seismic stability of lift construction]. *Izvestiya Tulskogo gosudarstvennogo universiteta. Tekhnicheskiye nauki*. 2009. № 2, T. 1. S. 133–141. (rus.)

9. **Braude V.I., Gokhberg M.M., Zvyagin I.Ye., Kovin A.A., Orlov A.N., Plavnik B.I., Serlin L.G., Sirotskiy V.F., Sokolov S.A., Tarkhov A.I., Yushkevich V.N.** Spravochnik po kranam [Handbook on cranes]. Vol. I. Moscow: Mashinostroyeniye, 1988. 536 s. (rus.)

10. **Malinovskiy V.A.** Stalnyye kanaty. Chast I: Nekotoryye voprosy tekhnologii, rascheta i proyektirovaniya [Steel wire ropes. Volume 1. Some questions of technologu, calculation and design]. Odessa: Asptroprint, 2001. 188 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

ГАВРИЛОВ Петр Александрович — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.E-mail: issahel@mail.ru

AUTHOR

GAVRILOV Petr A. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.E-mail: issahel@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.26
УДК 007.52:621.865.8

А.В. Васильев, А.В. Лопота

УТОЧНЕНИЕ ТИПОРАЗМЕРНЫХ ГРУПП НАЗЕМНЫХ ДИСТАНЦИОННО УПРАВЛЯЕМЫХ МАШИН ДЛЯ ПРИМЕНЕНИЯ В ОПАСНЫХ ДЛЯ ЧЕЛОВЕКА УСЛОВИЯХ

A.V. Vasiliev, A.V. Lopota

MASS-DIMENSIONAL GROUPS ELABORATION OF GROUND REMOTELY OPERATED VEHICLES FOR HAZARDOUS ENVIRONMENTS

Исследуются существующие подходы к классификации по массогабаритным параметрам наземных дистанционно управляемых машин — мобильных робототехнических комплексов, применяющихся в опасных для человека условиях, таких, как боевые действия и операции по обеспечению безопасности и общественного порядка. Актуальность работы связана с необходимостью развития в нашей стране системы государственных стандартов в области робототехники, охватывающих как роботы в целом, так и отдельные их компоненты. Особенно остро эта проблема касается области мобильной робототехники, где до недавнего времени работы по стандартизации не проводились. Предлагается вариант обобщения известных по отечественной научной литературе подходов к делению по массогабаритным параметрам мобильных роботов военного и специального назначений. Обосновывается необходимость и делается предложение по уточнению и дополнению этих классификаций мобильными роботами мини- и микроразмерностей. Приводятся результаты анализа большого числа разработок с обоснованием конкретных границ этих типоразмерных групп в рамках предлагаемой обобщенной классификации. Результаты исследования могут быть полезны в ходе разработки отечественных стандартов в области робототехники.

МОБИЛЬНЫЙ РОБОТ; МАССА; РАЗМЕРЫ; ТИПОРАЗМЕРНЫЕ ГРУППЫ; АНАЛИЗ; КЛАССИФИКАЦИЯ; МИНИ-РОБОТ; МИКРОРОБОТ.

Different types of ground mobile robot's classification methods are studied and two known mass and dimension classification variants are displayed. New classes of mobile robots are introduced: so-called mini-robots, divided into Small unmanned ground vehicles (SUGV) and Ultra light reconnaissance mini-robots (ULRR), and micro robots, i.e. throwable robots. Typical particularities of those types of robots are studied. SUGV-sized robots appeared in about 2000 and their quantity keeps growing. The principal SUGV destination is reconnaissance. The small size and weight allow to consider mini- and micro robots as portable (man-transportable) robotic systems. Ultra light mini-robots and micro robots are characterized by ability of throwing up, for example, over any barrier, i.e. up to a window of a building, over high fence, etc. In compliance with the above-stated arguments, an incorporated variant of the mass-dimensional classification, augmented and elaborated, is proposed.

MOBILE ROBOT, MASS, DIMENSIONS, ANALYSIS, CLASSIFICATION, MINI-ROBOT, MICRO ROBOT.

Введение

В современном мире одной из наиболее активно развивающихся отраслей машиностроения является робототехника. Роботизация всех сфер деятельности человека — неотъемлемый процесс развития общества.

Пожалуй, одно из наиболее актуальных направлений — применение дистанционно управляемых мобильных робототехнических комплексов (МРК) или мобильных роботов (МР) в экстремальных условиях, т. е. в ситуациях, представляющих угрозу для жизни и здоровья человека, когда его присутствие в рабочей зоне не просто нежелательно, но и невозможно. Это направление получило название экстремальной робототехники. В нашей стране о нем впервые

серьезно заговорили в свете событий 1986 года на Чернобыльской АЭС, когда в срочном порядке потребовались мобильные дистанционно управляемые технические средства, способные работать в зонах радиационного заражения.

МР предназначены для доставки в рабочую зону специального и технологического оборудования с целью выполнения функциональных задач на удалении от человека-оператора. Таким образом, под МР понимается робот, исполнительная часть которого помимо функциональной (специальной, манипуляционной, технологической) обязательно имеет транспортную составляющую, необходимую для его передвижения по поверхности в условиях неопределенностей внешней среды.

МРК, помимо собственно МР, включает средства управления роботом, комплект необходимого специального (технологического) оборудования, средства доставки и комплект ЗИП.

Сегодня МР для экстремальных условий применяются:

в чрезвычайных ситуациях (разведка и поиск источников радиации, ликвидация последствий техногенных аварий, пожаротушение и т. п.);

при проведении полицейских и антитеррористических операций (обезвреживание самодельных взрывных устройств, разведка, наблюдение и др.);

в вооруженных конфликтах (разведка, огневая поддержка и др.).

Возрастающая потребность в МР проявляется со стороны отечественных вооруженных сил в рамках их плановой модернизации и оснащения современной техникой. Успешная реализация этих планов возможна лишь путем координации усилий большого числа предприятий и научно-исследовательских центров страны. Создаются предпосылки и для более широкого применения МР полицией и спецподразделениями. Очевидно, что работа по созданию соответствующей номенклатуры отечественных МР должна подкрепляться общими стандартизованными подходами, регулирующими создание и внедрение такой техники в существующую систему, исключая возможные дублирование и несогласованность действий.

Работы по стандартизации в области робототехники проводились в СССР в 1980-х годах, когда был создан ряд стандартов, касающихся промышленных роботов и манипуляторов. Всего в период с 1981 по 1989 год было разработано 28 государственных стандартов [1]. При этом разработка стандартов в области мобильной робототехники не проводилась.

Цель данной работы — исследование и уточнение с точки зрения современного уровня развития техники существующих подходов к делению на типоразмерные группы по характерным критериям МР военного и специального назначений (ВНиСН).

Определение классификационных групп МР как сложных технических систем необходимо для внесения определенности при создании новых образцов, формирования обоснованных тактико-технических требований к ним, корректного сравнения по техническим и эксплуатационным параметрам (мобильность, грузоподъемность, мощность приводов, способ доставки и т. п.), формирования стандартных методик проверки и испытаний.

Общие подходы к классификации МР

Область применения МР в широком смысле достаточно разнообразна — это промышленность и сельское хозяйство, научные исследования, сфера обслуживания и досуга, военное дело, а также обеспечение безопасности и правопорядка. В соответствии с этим деление МР по области применения является наиболее общим и главным их квалификационным признаком [2]. Внутри этих крупных групп деление МР осуществляется по функциональному назначению подобно тому, как это представлено в табл.1.

Дальнейшее деление МР осуществляется по различным функциональным и конструктивным признакам [2, 3]: по степени универсальности, исполнению, типу движителя, схеме шасси, массогабаритным параметрам и др.

Так, по степени универсальности (широте выполняемых операций) роботы подразделяются на специальные, специализированные и универсальные [2, 3]. В зависимости от требований по уровню защищенности от внешних факторов, характерных для среды функционирования, различают следующие варианты исполнения (с возможностью их комбинации): нормальное, пылезащитное, влагозащитное, теплозащитное, взрывобезопасное, радиационно-стойкое, во-

Таблица 1

Классификация МР по областям применения и функциональному назначению

Область применения (группа)	Промышленные	Исследовательские (научные)	Сервисные	Военные	Специальные
Функциональное назначение (подгруппа)	1. Технологические 2. Вспомогательные	1. Лабораторные 2. Наземные 3. Напланетные (планетоходы)	1. Транспортные 2. Инспекционные 3. Персональные (бытовые) 4. Игровые	1. Боевые (ударные) 2. Разведывательные 3. Обеспечивающие	1. Разведывательные 2. Охранные 3. Взрывотехнические 4. Манипуляционные 5. Радиационной разведки 6. Инженерные 7. Спасательные 8. Пожарные

енное, космическое (планетоходы). В отличие от МР для нормальных условий, роботы, предназначенные для функционирования в условиях опасных или несовместимых с жизнедеятельностью человека, часто объединяют общим понятием «роботы для экстремальных условий».

По типу используемого движителя различают [3, 4, 5]: колесные, гусеничные, шагающие, комбинированные, ползающие и др. Оригинальный вариант классификации МР по типам и схемам применяемых шасси приводится в работах автора [6, 7].

Типоразмерные группы мобильных роботов военного и специального назначений

В ходе анализа отечественных литературных источников удалось выявить два подхода к классификации МР ВНиСН. Первый основывается на учете собственных размеров роботов, второй — способов доставки МРК.

В соответствии с первым вариантом, предложенным в работе [8] (1993 г.), МР делятся на четыре типоразмерные группы: крупные, средние, малоразмерные и миниатюрные. Как показано в табл. 2, критерием классификации является соотнесение собственных размеров МР с размерами фигуры человека. Такой подход, хотя и не получил широкого распространения, представляется оправданным в случае сравнения маневренных качеств роботов (подвижность, проходимость), так как часто их передвижение происходит в условиях инфраструктуры, созданной человеком (жилые и производственные помещения, автомобильные дороги и т. п.). А данный вариант классификации отражает соотношение между размерами робота и характерными размерами препятствий в среде его функционирования.

В соответствии с другим вариантом, предложенным в работе [3] (1999 г.), МРК делятся на четыре основные группы по весу: сверхлегкие (менее 35 кг), легкие (35–150 кг), средние (150–800 кг) и тяжелые (более 800 кг) по критериям, приведенным в табл. 3. Использование данного варианта классификации достаточно часто встречается в современной научной литературе [4, 9, 10].

В зарубежной литературе [11, 12, 13] наиболее часто применяется смешанный вариант классификации, вполне оправданный ввиду очевидной связи между собой весовых и габаритных характеристик роботов.

Новые типы мобильных роботов

К настоящему времени возникла необходимость дополнения приведенных классификаций новыми группами МР. Так, сегодня можно уже с уверенностью говорить о формировании за рубежом в начале 2000-х годов особого вида МР — мобильных мини-роботов (ММР). Если в начале первого десятилетия в качестве примеров ММР можно было привести лишь единичные, зачастую экспериментальные образцы,

Таблица 2

Классификация МР по размерам

Группа	Размеры	Описание	Примеры*
Крупные	Соизмеримы с гусеничной и колесной техникой общего назначения	Созданные на основе существующих образцов техники	Система «Клин» (ВНИИТрансмаш), «Т-10Г6» (Челябинский тракторный завод)
Средние	Соизмеримы с размерами легкового автомобиля	Специально созданные в качестве дистанционно-управляемых транспортных средств	«СТР» (ВНИИТрансмаш), «Луноход-1» и «Луноход-2», промышленные робокары
Малоразмерные и андроиды	Соизмеримы с размерами человеческой фигуры		«Разведчик» (ЦНИИ РТК), «Малый марсоход» (ВНИИТрансмаш), «Wheelbarrow» (Remotec, Великобритания), роботы-андроиды
Миниатюрные	Существенно меньше размеров человеческой фигуры	Созданные на основе детских игрушек	Роботы-игрушки, дистанционно-управляемые модели

* Примеры представлены в виде, приведенном в работе [8]

Таблица 3

Классификация МРК по весу [2]

Группа	Весовой диапазон	Способ доставки	Назначение
Сверхлегкие	Менее 35 кг	Перевозка любым видом транспорта; выгрузка вручную (1–2 чел.); возможна доставка к исследуемому объекту с помощью более тяжелых МРК	Визуальная и акустическая разведка в помещениях и на объектах транспорта; осмотр труднодоступных мест (днища автомобилей и т. п.) и разрушение обнаруженных СВУ
Легкие	35–150 кг	Перевозка легковым автомобилем с кузовом «универсал»; выгрузка вручную (2–4 чел.)	Разведка внутри помещений и на открытой местности; проведение взрывотехнических работ
Средние	150–800 кг	Перевозка микроавтобусом или легким грузовиком; выгрузка своим ходом по аппарелям	Разведка, наблюдение, охрана, проведение взрывотехнических работ, носитель легкого стрелкового и ракетного вооружения
Тяжелые	Более 800 кг	Перевозка специальным автотранспортом или в стандартных транспортных контейнерах; выгрузка своим ходом или с помощью крана	Разведка, наблюдение, патрулирование, проведения взрывотехнических работ, носитель легкого пушечного и тяжелого стрелкового вооружения

то на сегодняшний день процесс их создания заметно активизировался [14]. Отдельные типы таких роботов производятся серийно, общая их численность по самым скромным оценкам превышает 5000 штук [15].

Некоторые из примеров ММР приведены на рис. 1. Основное их назначение — оперативная разведка при проведении специальных и боевых операций на урбанизированной территории [13, 16].

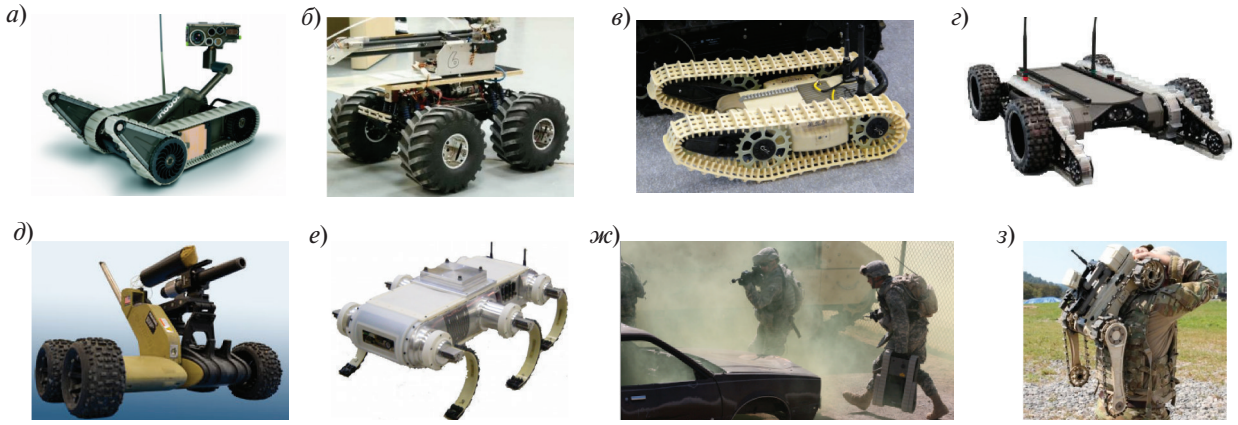


Рис. 1. Примеры носимых мини-роботов: *а* — XM1216 SUGV (SUGV 320) фирмы iRobot (США); *б* — MARCbot IV (Exponent, США); *в* — Dragon Runner 20 (QinetiQ NA, США); *г* — Gryf (PIAP, Польша); д — Pointman (ARA Inc., США); *е* — RHEX (Boston Dynamics, США); *ж* — доставка мини-робота XM1216 SUGV; *и* — доставка мини-робота MTGR (Roboteam, Израиль)

Отличительной особенностью ММР является их небольшой вес — в большинстве разработок от 7–8 до максимум 15 кг. Компактные размеры и небольшая масса позволяют относить этот вид техники к носимым (портативным) робототехническим комплексам (РТК), что выделяет их на фоне более крупных изделий.

В свою очередь, малый вес определяет ряд особенностей, выделяющих ММР на фоне других МРК. Это:

оперативная доставка и развертывание;

малозаметность;

высокая подвижность.

Изучение отечественной специальной литературы на предмет существующих на сегодняшний день подходов к классификации МРК ВНиСН по массогабаритным параметрам показало, что наиболее значительное распространение получило деление МРК на четыре весовые группы (класса) исходя из способов их доставки и развертывания (табл.3). В соответствии с таким подходом ММР должны быть отнесены к классу сверхлегких роботов, т. е. к роботам весом менее 35 кг. Критерием, по которому тот или иной МРК относят к этому классу в соответствии с табл.3, является возможность его доставки любым видом автотранспорта и выгрузки силами одного-двух человек.

Однако ММР как средство, предназначенное для обеспечения оперативных действий, подразумевает возможность ручной транспортировки (переноса) на значительные расстояния силами одного-двух человек (см. рис. 1, *ж* и рис. 1, *и*, а также [14, 16]), что значительно отличает ММР от МР сверхлегкого класса.

Ввиду этого представляется целесообразным выделение ММР по критерию носимости в отдельный класс — мини-роботы.

Более того, анализ развития ММР за рубежом за последнее десятилетие позволяет сделать вывод о сформировавшейся тенденции к выделению из ММР подкласса сверхлегких мини-роботов разведки и наблюдения [17], а также о формировании класса микророботов. Сверхлегкие ММР отличаются меньшими размерами и весом, но в то же время несколько меньшей функциональностью (меньшая скорость и дальность управления, преодоление меньших препятствий и т. п.) и, соответственно, более узкой областью применения. Примеры сверхлегких мини-роботов приведены на рис. 2.

Примеры микророботов представлены на рис. 3. Отличительной особенностью сверхлегких ММР и роботов микроразмерности ВНиСН является возможность их забрасывания (в окна и на крыши зданий, через заборы и т. п.), как это проиллюстрировано на рис. 2 и рис. 3.

Необходимо уточнить, что деление на микро- и мини-роботы в смысле четкого их разграничения по массе и размерам носит достаточно условный характер ввиду отсутствия в настоящее время общепринятого стандартизованного подхода к классификации мобильных РТК ВНиСН. Однако условно принимают, что мини-роботы —

это МР с габаритными размерами в сотни, а микроботы — в десятки миллиметров [2].

Уточнение существующих классификаций

С учетом вышеизложенного в табл. 4 представлено предложение по уточнению классификации МР. Таблица составлена путем обобщения вариантов классификаций, приведенных в табл. 2 и табл. 3 (см. наименования по весу и по размерам соответственно) и дополнения их роботами мини- и микроразмерностей. Границы весовых и размерных диапазонов рассматриваемых типоразмерных групп указаны на основе анализа существующих на сегодняшний день разработок [6, 7, 14].

МР, в соответствии с табл. 4, делятся на шесть обобщенных групп: микроботы, мини-роботы, сверхлегкие роботы, легкие, средние и тяжелые.

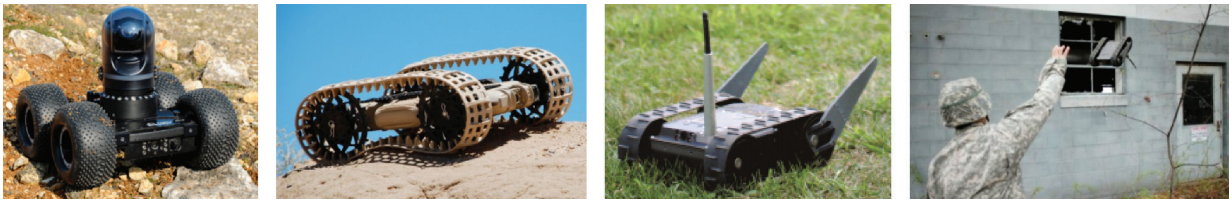


Рис. 2. Примеры сверхлегких мини-роботов

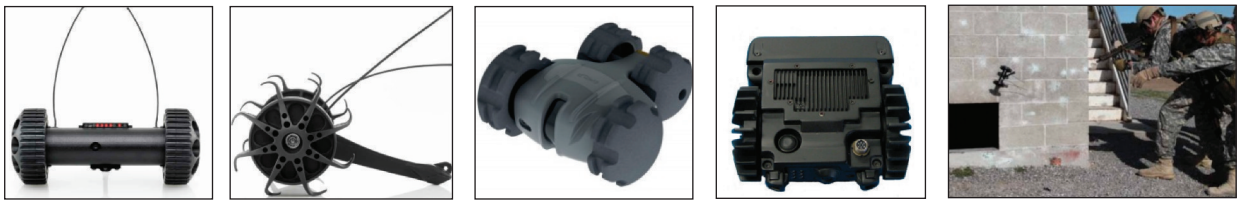


Рис. 3. Примеры микроботов

Таблица 4

Обобщенная классифик

Обобщенная группа (класс)	Наименование по весу	Наименование по размерам	Характеристики квалификационных параметров	
			Весовой диапазон	Размеры
Микроботы			Менее 1 кг	Характерные размеры: десятки мм. Максимальный габарит условно не более 200 мм
Мини-роботы	Сверхлегкие мини-роботы	Мини-роботы	1–7 кг	Характерные размеры: сотни мм. Максимальный габарит условно не более 400 мм
	Носимые мини-роботы		7–15 кг	Характерные размеры: сотни мм. Максимальный габарит условно не более 700 мм
Сверхлегкие		Малогабаритные	15–35 кг	Максимальный габарит условно не более 1000 мм
Легкие		Малоразмерные и андроиды	35–150 кг	Сравнимы с размерами человека
Средние			150–800 кг	
Тяжелые		Средние	Более 800 кг	Сравнимы с размерами легкового автомобиля
		Крупные		Сравнимы с гусеничными и колесными машинами общего назначения

Мини-роботы по весу делятся на две подгруппы: носимые и сверхлегкие.

Заключение

Рассмотрена классификация МР по функциональному назначению и существующие подходы к классификации по весу и размерам. Предложено дополнить существующие классификации роботов ВНиСН по массогабаритным параметрам классами мини- и микророботов с обоснованием конкретных границ и места этих классов в общей классификации. Представлено деление МР на обобщенные типоразмерные группы.

Приведенная классификация, вероятно, не является окончательной и может потребовать в дальнейшем уточнений в виде деления микророботов на подгруппы в соответствии с их функциональными особенностями, уточнения классификации роботов тяжелого класса, а также введения только формирующегося в настоящее время класса роботов наноразмерности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Казанцев В.Н., Котенев В.Д., Павлов В.А.** Состояние и проблемы стандартизации в области робототехники // Робототехника и техническая кибернетика. 2014. №3(4). С.17–21.

2. **Юревич Е.И.** Основы робототехники. СПб.: БХВ-Петербург, 2010. 368 с.

3. **Батанов А.Ф., Грицынин С.Н., Муркин С.В.** Робототехнические комплексы для обеспечения специальных операций // Специальная техника. 1999. №6. С. 10–17.

4. **Космачев П.В.** Анализ конструктивных схем движителей транспортных средств робототехнических комплексов для выполнения антитеррористических операций // Актуальные проблемы защиты и безопасности: Тр. девятой Всеросс. науч.-практ. конф.Т. 5: Экстремальная робототехника. СПб.: Изд-во НПО Специальных материалов, 2006. С. 607–615.

5. **Кучеренко В.И., Маленков М.И.** Применение самоходных шасси с изменяемой геометрией в мобильных роботах и планетоходах // Экстремальная робототехника: Материалы XIII научно-технической конференции. СПб., 2003. С. 119–125.

6. **Васильев А.В.** Исследование и классификация структурно-кинематических схем шасси мобильных роботов // Перспективные системы и задачи управления: Мат. Девятой всеросс. науч.-практ. конф. Таганрог: Изд-во ЮФУ, 2014. С.115–128.

7. **Васильев А.В.** Принципы построения и классификация шасси мобильных роботов наземного применения и планетоходов // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. №1 (164). С.124–131.

8. **Рогозинников А.О., Наумов В.Н.** Типоразмерные ряды мобильных роботов по проходимости // Робототехника для экстремальных условий: Материалы IV научно-технической конф. СПб., 1993. С. 21–25.

9. **Зеленцов В.В., Медвецкий С.В., Космачев П.В. [и др.].** Современные робототехнические комплексы специального назначения / МГТУ им. Н.Э. Баумана // Экстремальная робототехника: Сб. докл. междунар. науч.-техн. конф. (23–25 ноября 2011 г., Санкт-Петербург). СПб.: Политехника-сервис, 2011. С. 53–54.

10. Многофункциональные мобильные робототехнические комплексы легкого и сверхлегкого класса: Каталог продукции / ОАО «КЭМЗ» // KEMZ.ORG: Официальный сайт ОАО «Ковровский электромеханический завод». URL: http://www.kemz.org/robots.html (дата обращения 25.12.2012).

11. Joint Robotics Program Master Plan FY2004 / USA Department of Defense. Washington, 2004. 211 p. Системные требования: Adobe Acrobat Reader. URL: http://www.globalsecurity.org/military/library/report/2004/fcs-fY2004_jrp_ masterplan.pdf (дата обращения 25.03.2014).

12. International Assessment of Unmanned Ground Vehicles / D.P. Sellers, A.J. Ramsbotham, H. Bertrand, N. Karvonides / Institute for defense analyses // DTIC.MIL: Defense Technical Information Center. USA, 2008. 76 p. Системные требования: Adobe Acrobat Reader. URL: http://www.dtic.mil/dtic/tr/fulltext/u2/a534965.pdf (дата обращения: 25.03.2014).

13. **Рубцов И.В.** Вопросы состояния и перспективы развития отечественной наземной робототехники военного и специального назначения // Известия ЮФУ. Технические науки: Тематический выпуск «Перспективные системы и задачи управления». Таганрог: Изд-во ТТИ ЮФУ, 2013. №3 (140). С.14–21.

14. **Васильев А.В.** Мобильные мини-роботы разведки: текущее состояние, характерные черты и общие тенденции развития // Известия ЮФУ. Технические науки: Тематический выпуск «Перспективные системы и задачи управления» Таганрог: Изд-во ТТИ ЮФУ, 2010. №3 (104). С.119–124.

15. **Васильев А.В.** Реконфигурируемая транспортная платформа для малогабаритных мобильных роботов // Робототехника и техническая кибернетика. 2014. №2(3). С.67–71.

16. **Лохин В.М., Манько С.В., Хованов Д.Г.** Разработка требований к робототехническим комплек-

сам военного назначения, применяемым при ведении боевых действий в городских условиях // Перспективные системы и задачи управления: Мат. Седьмой всеросс. науч.-практ. конф. Таганрог: Изд-во ТТИ ЮФУ, 2012. С.6–11.

17. Unmanned Ground Systems Roadmap ADDENDUM (July 2012) / Robotic Systems Joint Project Office. USA, 2011. 78 p. Системные требования: Adobe Acrobat Reader. URL: http://www.rsjpo.army.mil/images/UGS_Roadmap_Addendum_Jul12.pdf (дата обращения: 25.03.2014).

REFERENCES

1. **Kazantsev V.N., Kotenev V.D., Pavlov V.A.** Sostoyaniye i problemy standartizatsii v oblasti robototekhniki [State and problems of standardization in the field of Robotics]. *Robototekhnika i tekhnicheskaya kibernetika*. 2014. №3(4). S.17–21.–

2. **Yurevich E.I.** Robotics Basics [Robotics Basics]. SPb.: BKhV-Petersburg, 2010. 368 p. (rus.)

3. **Batanov A.F., Gritsynin S.N., Murkin S.V.** Robototekhnicheskiye kompleksy dlya obespecheniya spetsialnykh operatsiy [Robotic systems for special operations]. *Spetsialnaya tekhnika*. 1999. №6. S. 10–17. (rus.)

4. **Kosmachiov P.V.** Analiz konstruktivnykh skhem dvizhiteley transportnykh sredstv robototekhnicheskikh kompleksov dlya vypolneniya antiterroristicheskikh operatsiy [Analysis of structural schemes propulsion vehicles robotic systems to carry out anti-terrorist operations]. *Aktualnyye problemy zashchity i bezopasnosti: Tr. devyatoy Vseross. nauch.-prakt. konf.* SPb.: NPO Spetsialnykh materialov, 2006. T.5: Ekstremalnaya robototekhnika. S. 607–615. (rus.)

5. **Kucherenko V.I., Malenkov M.I.** Primeneniye samokhodnykh shassi s iz-menyayemoy geometriyey v mobilnykh robotakh i planetokhodakh [The use of self-propelled chassis with variable geometry in mobile robots and Planetary]. *Ekstremalnaya robototekhnika: Materialy XIII nauchno-tekhnicheskoy konferentsii*. SPb., 2003. S. 119–125. (rus.)

6. **Vasiliev A.V.** Research and classification of mobile robot's chasis structural-kinematic schemes. [Research and classification of mobile robot's chasis structural-kinematic schemes]. *Perspektivnyye sistemy i zadachi upravleniya: Mat. Devyatoy vseross. nauch.-prakt. konf.* Taganrog: Izd-vo YuFU, 2014. S. 115–128. (rus.)

7. **Vasiliev A.V.** Development principles and classification of ground mobile robot's and planet rover's chassis [Development principles and classification of ground mobile robot's and planet rover's chassis]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. №1 (164). S. 124–131. (rus.)

8. **Rogozinnikov A.O., Naumov V.N.** Tiporazmernyye ryady mobilnykh robotov po prokhodimosti [Tiporazmernogo ranks of mobile robots for cross]. *Robototekhnika dlya ekstremalnykh usloviy: Materialy IV nauchno-tekhnicheskoy konf.* SPb., 1993. S. 21–25. (rus.)

9. **Zelentsov V.V., Medvetskiy S.V., Kosmachev P.V. [i dr.].** Sovremennyye robototekhnicheskiye kompleksy spetsialnogo naznacheniya [Modern robotic systems, special purpose]. MGTU im. N.E. Baumana // *Ekstremalnaya robototekhnika: Sb. dokl. mezhdunar. nauch.-tekhn. konf.* (23–25 noyabrya 2011 g., Sankt-Peterburg). SPb.: Politekhnika-servis, 2011. S. 53–54. (rus.)

10. Mnogofunktsionalnyye mobilnyye robototekhnicheskiye kompleksy legkogo i sverkhlegkogo klassa: Katalog produktsii [Multifunction mobile robotic systems light and ultralight class: Product/ JSC "KEMZ"]. OAO «KEMZ» // KEMZ.ORG: Ofitsialnyy sayt OAO «Kovrovskiy elektromekhanicheskiy zavod». URL: http://www.kemz.org/robots.html (data obrashcheniya 25.12.2012). (rus.)

11. Joint Robotics Program Master Plan FY2004 / USA Department of Defense. Washington, 2004. 211 p. Sistemnyye trebovaniya: Adobe Acrobat Reader. URL: http://www.globalsecurity.org/military/library/report/2004/fcs-fY2004_jrp_ masterplan.pdf (data obrashcheniya 25.03.2014).

12. International Assessment of Unmanned Ground Vehicles / D.P. Sellers, A.J. Ramsbotham, H. Bertrand, N. Karvonides / Institute for defense analyses. DTIC.MIL: *Defense Technical Information Center. USA,* 2008. 76 p. Si-stemnyye trebovaniya: Adobe Acrobat Reader. URL: http://www.dtic.mil/dtic/tr/fulltext/u2/a534965.pdf (data obrashcheniya: 25.03.2014).

13. **Rubtsov I.V.** Voprosy sostoyaniya i perspektivy razvitiya otechestvennoy nazemnoy robototekhniki voyennogo i spetsialnogo naznacheniya [The state and development prospects of domestic terrestrial robotics military and special purpose]. *Izvestiya YuFU. Tekhnicheskiye nauki: Tematicheskiy vypusk «Perspektivnyye sistemy i zadachi upravleniya»*. Taganrog: Izd-vo TTI YuFU, 2013. №3 (140). S. 14–21. (rus.)

14. **Vasiliev A.V.** Mobile mini-robots for reconnaissance: modern state, particularities and common development trends [Mobile mini-robots for reconnaissance: modern state, particularities and common development trends]. *Izvestiya YuFU. Tekhnicheskiye nauki: Tematicheskiy vypusk «Perspektivnyye sistemy i zadachi upravleniya»* Taganrog: Izd-vo TTI YuFU, 2010. №3 (104). S. 119–124. (rus.)

15. **Vasiliev A.V.** Reconfigurable transport platform for small mobile robots [Reconfigurable transport platform for small mobile robots]. *Robotics and technical cybernetics.* 2014. №2(3). S. 67–71. (rus.)

16. **Lokhin V.M., Manko S.V., Khovanov D.G.** Razrabotka trebovaniy k roboto-tekhnicheskim kompleksam voyennogo naznacheniya, primenyayemym pri vedenii

boyevykh deystviy v gorodskikh usloviyakh [Development of requirements for robotic systems for military use, used during combat operations in urban environments]. *Perspektivnyye sistemy i zadachi upravleniya: Mat. Sedmoy vseross. nauch.-prakt. konf.* Taganrog: Izd-vo TTI YuFU, 2012. S. 6–11. (rus.)

17. Unmanned Ground Systems Roadmap ADDENDUM (July 2012) / Robotic Systems Joint Project Office. USA, 2011. 78 p. Sistemnyye trebovaniya: Adobe Acrobat Reader. URL: http://www.rsjpo.army.mil/images/UGS_Roadmap_Addendum_Jul12.pdf (data obrashcheniya: 25.03.2014).

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ВАСИЛЬЕВ Андрей Викторович — ведущий конструктор Центрального научно-исследовательского и опытно-конструкторского института робототехники и технической кибернетики. 194064, Россия, Санкт-Петербург, Тихорецкий пр., 21. E-mail: andrspan@yandex.ru

ЛОПОТА Александр Витальевич — кандидат экономических наук директор-главный конструктор, Центрального научно-исследовательского и опытно-конструкторского института робототехники и технической кибернетики. 194064, Россия, Санкт-Петербург, Тихорецкий пр., 21. E-mail: alopota@rtc.ru

AUTHORS

VASILIEV Andrey V. — State Scientific Center for Robotics and Technical Cybernetics (RTC). 21, Tikhoretsky prospect, Saint-Petersburg, Russia,194064. E-mail: andrspan@yandex.ru

LOPOTA Aleksandr V. State Scientific Center for Robotics and Technical Cybernetics (RTC). 21, Tikhoretsky prospect, Saint-Petersburg, Russia,194064. E-mail: alopota@rtc.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

ХРОНИКА СОБЫТИЙ

DOI 10.8562/JEST.214.27
УДК 629.78

А.Б. Железняков

КОСМИЧЕСКАЯ ДЕЯТЕЛЬНОСТЬ СТРАН МИРА В 2014 ГОДУ

A.B. Zheleznyakov

COSMIC ACTIVITIES OF THE COUNTRIES OF THE WORLD IN 2014

В разделе «Основные события» выделены основные достижения мировой космонавтики за истекший год.
В разделе «Пилотируемые полеты» приведена подробная информация о состоявшихся в течение календарного года полетах, а также об их участниках. Особое внимание обращено на внекорабельную деятельность.
В разделе «Запуски космических аппаратов» дан подробный анализ пусковой деятельности космических держав.
В разделе «На межпланетных трассах» дана информация о состоявшихся в 2014 году запусках межпланетных зондов, а также о работах космических аппаратов.
В заключение дан прогноз развития событий в 2015 году.

КОСМОНАВТИКА; КОСМИЧЕСКИЙ КОРАБЛЬ; КОСМОНАВТ; КОСМОДРОМ; ТЕЛЕКОММУНИКАЦИИ; МЕЖПЛАНЕТНЫЕ ПОЛЕТЫ; НАВИГАЦИЯ.

The summarized information on results of space activity of the countries worldwide in 2014 is presented in this work.
In section Key Events the major achievements of the world cosmonautics for the last year are highlighted.
In section Manned Missions detailed information on the accomplished missions for the calendar year and also on their participants is presented. Special attention is payed to extravehicular activity.
In section Space-Vehicle Launching in-depth analysis of spacefaring nations' launching activity is given.
Information on accomplished launchings of interplanetary probes in 2014 and also on activity of space vehicles is given in section Interplanetary En-route.
In conclusion the forecast of developments in 2015 is presented.

ASTRONAUTICS; SPACECRAFT; ASTRONAUT; LAUNCH VEHICLE SITE; TELECOMMUNICATIONS; INTERPLANETARY FLIGHTS; NAVIGATION.

За последние четверть века мы как-то отвыкли связывать то, что происходит в космосе, с тем, что «творится» на нашей планете. В такой «забывчивости» нет ничего удивительного. Такова человеческая натура: мы очень быстро забываем негативные события. И столь же быстро привыкаем к позитивным явлениям. А ими в последние годы была совместная работа представителей разных стран на просторах Вселенной, ставшая главенствующим фактором в развитии мировой космонавтики. И, надо сказать, весьма продуктивным фактором.

Мы привыкли к такому положению вещей и наивно полагали, что так будет всегда. Что покорять Луну, Марс, космические просторы мы будем вместе. И только вместе.

Но минувший год напомнил нам о взаимосвязи между освоением космоса и обстановкой

на Земле. Своеобразное проявление «эффекта бабочки», если хотите. Правда, не во времени, а в пространстве.

И, все-таки, несмотря на многочисленные проблемы в мировой экономике, несмотря на сложности межгосударственных отношений, несмотря на природные и техногенные катаклизмы, минувший год подарил нам много интересного, необычного, важного, о чем стоит вспомнить.

Основные события года. «Оседлав комету»

Прибытие европейского межпланетного зонда «Розетта» (англ. — Rosetta)* к комете 67P / Чурюмова — Герасименко и посадку модуля «Филы» (англ. — Philae)** на поверхность ее ядра можно назвать ярчайшим событием в космонавтике в 2014 году. Это произошло впервые в истории. В XXI веке это выражение применительно к космическим исследованиям мы слышим нечасто.

«Розетта» отправилась на свидание с кометой еще десять лет назад. За это время «творение рук человеческих» совершило четыре гравитационных маневра (три — в поле тяготения Земли, один — Марса), совершило пролеты близ астероидов (2867) Штейнса и (21) Лютеция, провело изучение межпланетного пространства.

И, наконец, в августе прошедшего года межпланетный зонд вплотную приблизился к комете. Еще три месяца ушло на изучение кометы, выбора на поверхности ядра места для посадки «Филы», проверку научного оборудования.

Апофеозом миссии стал спуск посадочного модуля на поверхность ядра.

Не все произошло так, как хотелось бы: зонд сел не в том районе, в котором планировалось, оказался в затененной части ядра кометы, не смог надежно зафиксироваться на ее поверхности. Из-за этого и проработал-то всего 56 часов.

Тем не менее это была победа, так как «Филы», несмотря на ограниченность времени, успел сделать многое: передал на Землю снимки поверхности в месте посадки, провел бурение, изучил химический и изотопный состав ядра и так далее.

Через трое суток зонд «уснул». И хотя он «обещал» проснуться, но, вероятнее всего, мы расстались с ним навсегда.

Облет Луны и возвращение на Землю

Китайская космонавтика продолжает покорять новые для себя рубежи. И пусть эти вехи являются давно пройденным этапом для России и США, но для конструкторов из Поднебесной они в новинку.

Осенью минувшего года китайский зонд, получивший обозначение CE-5-T1 ⟨кит. трад. — 嫦娥五号T1, сами китайцы в официальных сообщениях именовали его «возвращаемый аппарат»⟩, «прошел» по маршруту советских «Зондов» и американских «Аполлонов» ⟨англ. — Apollo⟩. Полет носил испытательный характер и рассматривался как подготовка к намеченной на 2017 год экспедиции по доставке на Землю лунного грунта.

Космический аппарат облетел Луну, совершил гравитационный маневр в ее поле тяготения и направился в сторону дома. За пять тысяч километров от поверхности нашей планеты от служебного модуля был отделен возвращаемый аппарат, который через 20 минут вошел со второй космической скоростью в земную атмосферу. А еще через 29 минут совершил мягкую посадку во Внутренней Монголии.

Первый полет «Ориона»

До первого полета человека на Марс еще очень далеко. Даже при самом благоприятном стечении обстоятельств, а на это вряд ли можно рассчитывать, пилотируемая экспедиция к Красной планете стартует с Земли не ранее 2030 года. С большей вероятностью можно говорить о середине XXI века.

Но один из первых шагов по организации такого путешествия был сделан в декабре минувшего года — свой первый испытательный рейс совершил американский космический ко-

---

* Название межпланетного зонда происходит от знаменитого Розеттского камня – каменной плиты с выбитыми на ней тремя идентичными по смыслу текстами, два из которых написаны на древнеегипетском языке (один – иероглифами, другой – демотическим письмом), а третий написан на древнегреческом языке. Сравнивая тексты Розеттского камня, ученые смогли расшифровать древнеегипетские иероглифы.

** Название посадочного модуля также связано с расшифровкой древнеегипетских надписей. На острове Филы на Ниле был найден обелиск с иероглифической надписью, в которой упоминались царь Птолемей VIII и царицы Клеопатра II и Клеопатра III. Надпись, в которой ученые распознали имена «Птолемей» и «Клеопатра», помогла расшифровать древнеегипетские иероглифы.

рабль «Орион» ⟨англ. — Orion⟩, как раз и предназначенный для полетов в дальний космос.

Полет прошел успешно. Тяжелая ракета-носитель «Дельта-4 Хэви» ⟨англ. — Delta-4 Heavy⟩, стартовавшая с мыса Канаверал, вывела корабль на низкую околоземную орбиту, по которой он совершил один виток вокруг Земли. Затем были включены двигатели «Ориона», и он вышел на новую орбиту с высотой в апогее почти 6 тысяч километров. Это в 14 раз выше, чем летают пилотируемые корабли сегодня.

А потом было возвращение домой. В земную атмосферу спускаемый аппарат вошел со второй космической скоростью, пережил огромные температурные и динамические нагрузки и благополучно приводнился в Тихом океане.

Вокруг Красной планеты

Пока человек еще только готовится к полету на Марс, автоматы активно осваивают окрестности Красной планеты. В минувшем году сразу две межпланетные станции вышли на ареоцентрическую орбиту.

22 сентября к Марсу прибыл американский зонд MAVEN ⟨сокр. от англ. **M**ars **A**tmosphere and **V**olatile **E**volutio**N** — «Эволюция атмосферы и летучих веществ на Марсе»⟩. Его миссия продлится не менее одного года. Основной ее целью является изучение современного состояния и эволюции атмосферы Марса, в частности потери планетой своей атмосферы.

Это далеко не первый американский межпланетный зонд, который будет изучать Красную планету

А вот для индийцев зонд «Мангальян» ⟨дев. — मंगलयान⟩ стал первым национальным аппаратом на ареоцентрической орбите. Он прибыл к Марсу на два дня позже американского.

Его задачи не столь масштабны, как у заокеанского собрата. Индийцы в основном намерены с его помощью осваивать технологии работы у других планет: маневрирование на орбите, отработку систем навигации и связи, проверку работы бортовых систем. А научные исследования — это уже программа-максимум.

Гекконам космос не понравился

Летом ушедшего года состоялся полет российского биологического спутника «Фотон-М» № 4. В «экипаж» космического аппарата входили пять гекконов (четыре самки и один самец) и мухи-дрозофилы. Кроме того, на борту находились семена различных растений, грибы и другие низшие организмы.

Самые любопытные данные ожидались от гекконов. Ученые намеревались изучить влияние микрогравитации на половое поведение, копуляцию и размножение животных.

Однако полет прошел не по той программе, какая была заложена.

На четвертом витке, когда спутник находился на промежуточной орбите, возникли проблемы в передаче на борт команд. При этом телеметрическая информация поступала исправно и свидетельствовала о нормальной работе систем жизнеобеспечения.

Восстановить работу командного канала удалось через неделю после начала полета. Но переводить космический аппарат на рабочую орбиту не решились во избежание новых проблем со связью.

Так и летал спутник по нерасчетной орбите. Да и длился его полет меньше, чем планировалось, — 45 суток, а не 60. Опять же из-за опасений новых сбоев.

Спускаемый аппарат «Фотон-М» № 4 приземлился в степях Оренбуржья 1 сентября. Посадка прошла без проблем. Но когда вскрыли капсулу, выяснилось, что все гекконы погибли. Причем, достоверно выяснить причину их смерти так и не смогли. Вероятнее всего, подвела система жизнеобеспечения.

А вот мухи-дрозофилы хорошо перенесли полет. И даже дали потомство. Спустя полтора месяца их снова отправили в космос. На этот раз на борт МКС. Чтобы продолжить эксперименты.

А с гекконами ученые решили больше не экспериментировать на орбите. Ну не нравится этим ящерицам летать в космос, и все тут.

Аварии «Протона» и «Антареса»

Нельзя сказать, что 2014 год изобиловал авариями ракет-носителей. Их было относительно немного, всего две. Но обе были из разряда «резонансных».

В мае неудачей завершилась попытка запуска с космодрома Байконур российского телекоммуникационного спутника «Экспресс-АМ4Р». Тогда подвела третья ступень носителя, на которой вышел из строя рулевой двигатель.

Спутник вместе с разгонным блоком вошел в земную атмосферу и полностью сгорел в ней. Так, по крайней мере, объявил Роскосмос. Но ряд фрагментов все-таки упали на территорию Китая. Хорошо, что китайцы не стали раздувать инцидент.

Любопытно, что «Экспресс-АМ4Р» предназначался для замены выведенного на нерасчетную орбиту двумя годами ранее спутника «Экспресс-АМ4». Как видим, задуманное выполнить не удалось, и все закончилось гораздо хуже, чем в первый раз.

Вторая авария случилась в конце октября. На этот раз «виновницей» инцидента стала ракета-носитель «Антарес-120» ⟨англ. — Antares-120⟩, принадлежащая американской компании «Орбитал Сайнсис Корпорэйшн» ⟨англ. — Orbital Sciences Corporation⟩. Она должна была вывести на орбиту корабль «Сигнус Orb-3» ⟨англ. — Cygnus Orb-3⟩ с 2,5 тоннами грузов для экипажа МКС. Среди грузов были и эксперименты, подготовленные американскими школьниками.

Ракета едва успела оторваться от стартового стола и подняться на высоту нескольких десятков метров, как произошел взрыв двигателя первой ступени. Пылающие обломки носителя и корабля рухнули на стартовый комплекс.

Обе аварии имели далеко идущие последствия.

Неудачный запуск «Протона» заставил резко ускорить реформы в российской ракетно-космической отрасли. Об этом чуть позже, так как это само по себе «событие года».

А вот об «Антаресе» чуть подробнее.

Авария американского носителя хотя и не повлекла за собой столь глобальных изменений, но заставила и специалистов, и общественность вновь вернуться к дискуссии о роли частников в космонавтике. Фактически гибель «Антареса» положила конец той эйфории, которая царила в умах людей после первых успехов ряда компаний, таких, как «Спейс-Экс» ⟨англ. — SpaceX⟩ или «Орбитал Сайнсис Корпорэйшн», на рынке космической индустрии.

Удар по «космическому туризму»

Авария ракеты-носителя «Антареса», о которой было рассказано выше, обошлась без жертв и пострадавших. Был нанесен только материальный ущерб, который покроет страховка. А вот катастрофа, случившаяся спустя всего трое суток после гибели «Антареса», без жертв не обошлась.

В последний день октября во время испытательного полета разбился ракетоплан «Энтерпрайз» ⟨англ. — Enterprise⟩, более известный как «СпейсШипТу» ⟨англ. — SpaceShipTwo⟩. Летательный аппарат создается по заказу компании «Вирджин Галактик» ⟨англ. — Virgin Galactic⟩ и предназначен для «вывоза» любителей приключений за условную границу атмосферы и космоса*.

Предварительное расследование показало, что причиной катастрофы стали ошибочные действия второго пилота ракетоплана Майкла Олсбери ⟨англ. — Michael Alsbury⟩: за секунды до крушения корабля он разблокировал систему флюгирования, предназначенную для торможения и вхождения в земную атмосферу. В результате аппарат разрушился и его обломки упали на землю.

Почему Олсбери поступил так, неизвестно. И спросить его об этом уже не удастся — в крушении ракетоплана он погиб.

Несмотря на трагические события, глава «Вирджин Галактик» Ричард Брэнсон ⟨англ. — Richard Branson⟩ объявил, что работы будут продолжены и уже в 2015 году начнутся летные испытания нового ракетоплана, который придет на смену «Энтерпрайзу».

Авария ракетоплана нанесла серьезный удар по перспективам «космического туризма». В определенной степени она даже поставила под сомнение саму идею коммерческих суборбитальных полетов в космос — зачем рисковать жизнью, если техника столь ненадежна?

В погоню за астероидом

В конце года в Японии в погоню за астероидом (162173) 1999 JU3 отправился межпланетный зонд «Хаябуса-2» ⟨яп. — 小惑星探査機⟩. Его полет рассчитан на шесть лет, а результатом миссии должна стать доставка на Землю грунта с поверхности малой планеты.

По идеологии, конструкции и принципу забора грунта «Хаябуса-2» аналогичен своему предшественнику зонду «Хаябуса» ⟨яп. — 探査機⟩. Но «избавлен» от тех недостатков, которые были выявлены у «первенца». Так, например,

* В соответствии с определением Международной федерации аэронавтики ⟨фр. — *Fédération Aéronautique Internationale*⟩ условная граница атмосферы и космоса проходит на высоте 100 км.

устранены дефекты вспомогательной двигательной установки, выявленные в ходе предыдущей миссии. Кроме того, увеличен ресурс маховиков системы ориентации. Усовершенствована и система забора грунта с учетом предполагаемых различий в составе и состоянии астероида.

В 2018 году «Хаябуса-2» приблизится к астероиду и произведет забор грунта с помощью посадочного модуля MASCOT*, созданного немецкими и французскими специалистами. Также на поверхность малой планеты будут спущены два нано-ровера MINERVA-2**.

Пробыв вблизи и на астероиде полтора года, космический аппарат отправится в сторону дома. Доставка грунта на Землю ожидается в 2020 году.

На борту зонда размещен микрочип, на котором записаны имена, послания и фотографии землян, пожелавших «отправиться» в межпланетное путешествие вместе с японским космическим аппаратом.

«Ангара» учится летать

Последние лет шесть, как минимум, все мы задавались одним вопросом: «Когда же полетит «Ангара»?». Действительно, ожидание первого старта нового российского носителя затянулось до неприличия. Был момент, когда уже казалось, что этого не случится никогда.

И все-таки первый старт состоялся. Даже не один первый старт, а два первых старта.

Летом минувшего года в свой первый полет отправился прототип легкой ракеты — «Ангара-1.2ПП». Это был пуск по суборбитальной траектории, без вывода спутников на орбиту. Но он был первый. И в этом его значимость.

Полет прошел нормально. Штатно отработали ступени, бортовое и наземное оборудование, что позволило говорить о скором начале летных испытаний носителя. Их запланировали на 2016 год.

А в последних числах декабря в космос отправилась тяжелая версия ракеты — «Ангара-А5». И этот полет, на радость конструкторов, прошел нормально. Во время этого пуска на геостационарную орбиту был доставлен макет полезной нагрузки.

Пилотируемые полеты

В ушедшем году в космос стартовали четыре пилотируемых корабля, что на один запуск меньше, чем годом ранее. Все состоявшиеся полеты были плановыми и проходили по программе МКС. Все полеты провела Россия.

Еще два полета, начатые в 2013 году, завершились весной 2014 года.

На околоземной орбите в 2014 году работали 18 космонавтов. На три человека меньше, чем годом ранее. Что не удивительно — китайцы в минувшем году в космос не летали.

Из тех, кто побывал на орбите в минувшем году, девять космонавтов имели российское гражданство, шестеро — американское, один, точнее одна, — итальянское, один — японское и один — немецкое.

В 2014 году в космосе побывало пятеро «новичков»: двое россиян, один американец, один немец и одна итальянка.

Среди тех, кто летал в минувшем году, были две женщины: россиянка Елена Серова и итальянка Саманта Кристофоретти ⟨итал. — Samantha Christoforetti⟩.

Кстати, Серова стала первой россиянкой, полетевшей на борт МКС за годы ее эксплуатации. И четвертой нашей соотечественницей, побывавшей в космосе за все годы космической эры. Таким образом, перерыв в российских «женских» полетах в космос составил 17 лет.

А Кристофоретти стала первой итальянкой, отправившейся на орбиту.

Шесть космонавтов — россияне Олег Котов, Сергей Рязанский и Михаил Тюрин, американцы Майкл Хопкинс ⟨англ. — Michael Hopkins⟩ и Ричард Мастраккио ⟨англ. — Richard Mastraccio⟩, японец Коити Ваката ⟨яп. — 若田光一⟩ — отправились на орбиту еще в 2013 году, а возвратились на Землю весной 2014 года. Еще шестеро — россияне Александр Самокутяев, Елена Серова и Антон Шкаплеров, американцы Барри Уилмор ⟨англ. — Barry Wilmore⟩ и Терри Вертс ⟨англ. — Terry Virts⟩, итальянка Саманта Кристофоретти — встретили наступление 2015 года на околоземной орбите. Их возвращение на Землю запланировано на весну.

Общий «налет» в 2014 году составил 2016,1 чел.-дн. (5,52 чел.-лет). Это на 72 чел.-дн. меньше, чем годом ранее. Расхождение незначительное, поэтому говорить о каких-либо тенденциях не приходится.

---

* **MASCOT** ⟨англ. — Mobile Asteroid Surface Scout⟩ — Мобильный разведчик для исследования поверхности астероида.

** MINERVA (англ. — Micro/Nano Experimental Robot Vehicle for Asteroid) – Микро/нано экспериментальное робототехническое устройство для астероида.

А всего за период с 1961 по 2014 год включительно земляне пробыли в космосе 123,7 чел.-лет.

По состоянию на 01.01.2015 в орбитальных космических полетах приняли участие 538 человека из 35 стран. Из числа летавших в космос — 479 мужчин и 59 женщин.

В 2014 году было выполнено 7 выходов в открытый космос. Это на четыре выхода меньше, чем было совершено в 2013 году.

Четыре выхода были осуществлены из российского модуля «Пирс» и три — из американского модуля «Квест» ⟨англ. — Quest⟩. Такое же количество раз использовались российские скафандры «Орлан-МК» (№№ 4,5 и 6) и американские EMU* (№№ 3003, 3005, 3010 и 3011).

Несмотря на сокращение числа выходов, во внекорабельной деятельности участвовали столько же космонавтов, что и годом ранее, — 11.

Россияне Александр Скворцов и Олег Артемьев, а также американец Грегори Рид Вайзман ⟨англ. — Gregory Reid Wiseman⟩ по два раза покидали борт станции. Все остальные космонавты работали в космосе по одному разу.

Общая продолжительность пребывания космонавтов в открытом космосе в 2014 году составила 3 дня 1 час 38 мин. Это более чем на два дня меньше, чем в 2013 году.

Все совершенные выходы в открытый космос проводились по программе работ на борту МКС.

Как видим, и в минувшем году внекорабельная деятельность была относительно редким явлением. Не всякий космонавт, побывавший на борту МКС, может «похвастаться» тем, что он во время полета покидал борт станции.

Запуски космических аппаратов

В минувшем году в различных странах мира стартовали 92 ракеты-носителя, целью которых был вывод на околоземную орбиту полезной нагрузки различного назначения. Из этого числа два пуска были аварийными.

Число запущенных в 2014 году носителей по сравнению с предыдущим годом увеличилось на 10 единиц (на 12,2 %) и стало рекордным в XXI веке. Конечно, до показателей 1970–1980-х годов, когда ежегодно запускалось более сотни ракет-носителей, еще далеко. Но можно констатировать устойчивый рост пусковой активности.

Уровень аварийности РН при космических запусках в 2014 году составил 2,17 %. Годом ранее число аварий было в два раза больше.

В минувшем году «отличились» Россия и США, где произошло по одной аварии. При этом надежность российских ракет составила 97,3 %, а американских — 95,66 %.

Как и все последние годы, больше всего запусков «выполнила» Россия — 32 (34,78 %). С учетом же пусков по программам Sea Launch и «Союз» в Куру» это число увеличивается до 37 (40,22 %). По-прежнему 2/5 мирового рынка космических запусков — за нами. Незначительное сокращение доли рынка (на 1–2 %) связано с увеличением количества космических запусков в других странах.

Вновь, как и год назад, можно отметить рост числа запусков в России в собственных интересах. В 2014 году таких стартов было 19. По сравнению с 2013 годом, когда в собственных интересах Россия запустила 12 ракет, рост почти на 60 %.

И это без учета наших пусков по программе МКС. Как и все последние годы, в рамках этого проекта было 8 запусков: четыре с пилотируемыми кораблями и столько же с грузовыми.

На втором месте по числу запущенных ракет США. И опять же, как и в 2013 году, благодаря частным компаниям «Спейс-Экс» и «Орбитал Сайнс Корпорэйшн». На счету первой 6 пусков, второй — 3 пуска.

За американцами 25,0 % доли рынка.

В минувшем году компания «Спейс-Экс» приступила к коммерческой эксплуатации своего носителя «Фалкон-9» ⟨англ. — Falcon-9⟩. Учитывая низкие цены на услуги, можно прогнозировать дальнейший рост числа запусков этого носителя в ближайшие годы.

Китай вновь не выполнил своих «обещаний», данных в конце 2012 года. Его пусковая активность увеличилась незначительно — 16 запусков за год.

За китайцами 17,39 % доли рынка.

Индия, Япония и консорциум «Арианспейс» ⟨фр. — Arianespace⟩ активизировали свою пусковую деятельность, но не настолько, чтобы проводить какие-либо численные сравнения.

Единичный запуск произвел Израиль, что характерно для этой страны, — запускают они достаточно редко, по мере необходимости.

* EMU – автономное устройство для внекорабельной деятельности ⟨англ. — Extravehicular Mobility Unit⟩.

После аварийного запуска в 2013 году на рынок вернулся консорциум «Си Лонч» ⟨англ. — Sea Launch⟩. Вернулся, чтобы на пару лет, как минимум, уйти «в тень».

Будущее консорциума непонятно и непредсказуемо. В Роскосмосе и ОРКК пока не определились, что делать с «морским космодромом». Поэтому и «держат паузу».

Ну что ж, продолжим и мы следить за развитием событий вокруг одного из самых совершенных творений ракетно-космической техники.

Других «игроков» на рынке космических запусков в ближайшие годы не ожидается. Хотя, возможно, своими космическими носителями кое-кто и обзаведется. Наибольшие шансы у Бразилии и Тайваня.

В результате пусков РН в 2014 году на околоземную орбиту были выведены 243 космических аппарата. Это почти на 30 спутников больше, чем годом ранее.

Еще 31 спутник был утерян в результате аварий. При дальнейшем анализе в ряде случаев эти аппараты также будут учитываться.

Рост числа запущенных космических аппаратов связан с расширением программ работ по запуску небольших космических аппаратов с борта МКС, а также проведением ряда кластерных запусков. В частности, с борта МКС были запущены 46 космических аппаратов. Могло бы быть и больше, если бы 29 малых спутников не были потеряны в результате аварии «Антареса».

Как и по числу запущенных ракет, Россия лидирует и по этому показателю — 87 запущенный спутник + один утерянный.

Впрочем, если бы не авария «Антареса», то вперед вырвались бы США: 80 запущенных космических аппаратов и 30 утерянных.

У китайцев количество запущенных космических аппаратов практически не изменилось — 24. Так же, как и у других основных поставщиков пусковых услуг: «Арианспейс» — 23 КА, Япония — 18, Индия — 9.

В последние годы стало все труднее и труднее определить национальную принадлежность того или иного космического аппарата. «Слишком много» стран участвуют в их создании. Да и «из рук в руки» спутники изредка, но переходят. Например, осенью 2014 года французский SPOT-7 стал азербайджанским Azersky.

Отмечу только, что по числу принадлежащих им космических аппаратов лидерство, как и все последние годы, за США.

Кроме того, в минувшем году ряд стран обзавелся своими первыми космическими аппаратами. В частности, Перу и Литва.

При запусках КА в 2014 году были использованы ракеты-носители 23 типов.

Свои первые полеты совершили российская «Ангара-А5» и модификации ряда американских и китайских ракет. Существенно выросло число запусков американских ракет «Фалкон-9» и «Атлас-5» ⟨англ. — Atlas-5⟩.

Однако в целом картина использования РН различных типов осталась прежней — безоговорочным лидером остаются носители семейства «Союз» — 22 пуска (23,91 %).

Из других новостей о носителях можно отметить первые пуски по суборбитальной траектории российской ракеты «Ангара-1.2ПП» и индийской ракеты GSLV Mk III, а также намерение России создать в 2020-х годах сверхтяжелую ракету-носитель, с помощью которой будут возможны пилотируемые полеты к Луне. Но пока это только планы.

В качестве стартовых площадок в 2014 году было использовано 14 космодромов.

Китай объявил о завершении строительства космодрома Вэньчан, но пусков оттуда еще не было.

Россия активно строит космодром «Восточный» в Амурской области. Начало эксплуатации запланировано на конец 2015 года.

Чаще всего в минувшем году ракеты стартовали с космодрома Байконур в Казахстане (арендован Россией) — 21 старт (22,82 %), в том числе один аварийный.

На втором месте космодром на мысе Канаверал, шт. Флорида, США, — 16 пусков (17,39 %).

На третьем месте Гайанский космический центр — 11 пусков (11,96 %).

Девять стартов (9,78 %) были осуществлены с российского космодрома Плесецк, восемь (8,69 %) — с китайского космодрома Цзюцюань, шесть (6,52 %) — еще с одного китайского космодрома Тайюань.

По четыре пуска (по 4,35 %) было произведено с Базы ВВС США «Ванденберг», шт. Калифорния, США, с индийского космодрома на

острове Шрихарикота и с японского космодрома Танегасима.

Тремя пусками (3,26 %) отметился Средне-Атлантический региональный космопорт на острове Уоллопс, шт. Вирджиния, США.

Двумя пусками «отметились» ракетная база «Ясный» в Оренбургской области (Россия) и китайский космодром Сичан.

По одному старту состоялись с Базы ВВС Израиля «Пальмахим» и с морской стартовой платформы Odyssey из экваториальной зоны Тихого океана.

На межпланетных трассах

В 2014 году в ходе двух пусков, одного в Китае и одного в Японии, на межпланетные трассы были выведены несколько космических аппаратов.

Китайская миссия CE-5-T1 практически один в один повторяла полеты советских космических аппаратов серии «Зонд», состоявшихся во второй половине 1960-х годов. Единственным отличием китайского полета от советской экспедиции стало то, что сам служебный модуль после отделения от него СА не сгорел в земной атмосфере, а продолжил полет по вытянутой околоземной орбите и вышел в точку либрации L_2. В дальнейшем планируется вернуть его к Луне.

Японская миссия «Хаябуса-2» стартовала в начале декабря 2014 года. Она рассчитана на шесть лет, главной ее целью является доставка на Землю образцов грунта с поверхности астероида (162173) 1999 JU3. Хочется надеяться, что это произойдет вовремя, в отличие от миссии первой «Хаябуса», когда пришлось ждать лишних три года, прежде чем образцы грунта с астероида (25143) Итокава попали в руки ученых.

Несмотря на то, что запусков новых межпланетных аппаратов было не так уж и много, на межпланетных трассах произошло много интересного. «Отличились» станции, запуски которых состоялись в предыдущие годы.

Естественно, самым значимым событием года является полет европейского зонда «Розетта», доставившего модуль «Филы» на поверхность ядра кометы 67P / Чуримова — Герасименко.

Об этой миссии уже было подробно рассказано в разделе об основных событиях года.

Четвертый год «кружит» вокруг Меркурия американский зонд «Мессенджер» ⟨сокр. от англ. — **ME**rcury **S**urface, **S**pace **EN**vironment, **GE**ochemistry and **R**anging — MESSENGER⟩. В конце года ему удалось найти признаки метеоритной «бомбардировки» планеты.

3 августа минувшего года НАСА отметило десятилетие нахождения аппарата в космосе и наметило программу на последние 8 месяцев его работы вблизи Меркурия. Если не последует нового продления миссии, то в 2015 году она завершится.

Близка к завершению и миссия европейского зонда «Венера-Экспресс» ⟨англ. — Venus Express⟩. Вместо «положенных» 500 суток космический аппарат уже более восьми лет исследует «утреннюю звезду». Мог бы работать и еще года два, если бы в баках не закончилось топливо. В самое ближайшее время он сойдет с орбиты и сгорит в венерианской атмосфере.

На поверхности Луны в начале 2014 года работал китайский луноход «Юйту» ⟨кит. — 玉兔⟩. Он успешно пережил первую лунную ночь, но 25 января, перед вхождением во вторую спячку, агентство Синьхуа сообщило о проблемах с механическим контролем движения лунохода. Причиной поломки был заявлен «сложный рельеф поверхности Луны». Поскольку во время лунной ночи связь с луноходом отсутствует, далее о его состоянии стало известно лишь после ее окончания, в начале февраля.

Посадочный модуль «Чанъэ-3» ⟨кит. — трад. 嫦娥三號⟩ пережил свою вторую лунную ночь успешно, но 12 февраля было заявлено об окончательной поломке «Юйту». Однако уже на следующий день стало известно о наличии связи с луноходом и возможности его починки. Весь свой третий лунный день «Юйту» проводил наблюдения, оставаясь в неподвижном состоянии, и так, не двигаясь, и перешел в спящий режим в третий раз 22 февраля.

Далее луноход продолжил функционировать в стационарном режиме, постепенно разрушаясь. Радиолюбители Земли периодически ловили его сигналы. Так, сигналы от «Юйту» были пойманы 10 июля, что подтвердили китайские официальные лица. Но это был последний контакт с луноходом. Больше он на связь не выходил.

В 2014 году была завершена миссия зонда LADEE ⟨сокр. от англ. — **L**unar **A**tmosphere and

Dust **E**nvironment **E**xplorer — «Исследователь лунной атмосферы и пылевого окружения»⟩. Аппарату удалось изучить плотность, состав и изменчивость во времени экзосферы Луны до ее возмущения дальнейшей деятельностью человека, определить размеры, форму и пространственное распределение частиц космической пыли, движимых электростатическими полями, и многое другое.

17 апреля минувшего года он столкнулся с поверхностью Луны, окончив тем самым свою работу.

Изучали Луну и другие американские космические аппараты — LRO ⟨сокр. от англ. — **L**unar **R**econnaissance **O**rbiter — «Лунный орбитальный разведчик»⟩, ARTEMIS ⟨сокр. от англ. Acceleration, Reconnection, Turbulence and Electrodynamics of the Moon's Interaction with the Sun — «Ускорение, перезамыкание линий магнитного поля, возмущение и электродинамика взаимодействия Луны с Солнцем»⟩ P1 и P2. Все три зонда находятся на селеноцентрической орбите. Напомню, что ARTEMIS-ы для такой миссии не предназначались.

Марс остается самой «интенсивно исследуемой» планетой Солнечной системы. Осенью нынешнего года земной флот близ Красной планеты увеличился до семи единиц — завершили перелет от Земли к Марсу и вышли на ареоцентрическую орбиту американский зонд MAVEN и индийский «Мангальян».

Об этом также речь уже шла в основных событиях года, поэтому не буду повторяться. Скажу только, что MAVEN и «Мангальян» присоединились к американским зондам «Марс Одиссей» ⟨англ. — Mars Odyssey⟩ и MRO ⟨сокр. от англ. — **M**ars **R**econnaissance **O**rbiter — «Марсианский орбитальный разведчик»⟩, и европейскому зонду «Марс-Экспресс» ⟨англ. — Mars Express⟩, работающих на орбитах вокруг Марса, и марсоходам «Оппортьюнити» ⟨англ. — Opportunity⟩ и «Кьюриосити» ⟨англ. — Curiosity⟩, находящимся на поверхности Красной планеты.

Кстати, «Кьюриосити» в минувшем году зафиксировал весьма высокое содержание метана на Марсе, что может рассматриваться как один из признаков наличия в прошлом или настоящем жизни на планете. Но это именно признак, а не доказательство.

В поясе астероидов между орбитами Марса и Юпитера работает американский зонд «Доун» ⟨англ. — Dawn⟩. Сейчас он летит к малой планете (1) Церере и очень скоро, в феврале 2015 года, выйдет на орбиту вокруг нее.

Полтора года осталось до выхода на орбиту вокруг Юпитера американского зонда «Джуно» ⟨англ. — Juno⟩.

Еще меньше до цели осталось другому американскому межпланетному зонду «Новые горизонты» ⟨англ. — New Horizons⟩. В декабре космический аппарат «разбудили», и теперь все мы с нетерпением ждем его пролета мимо Плутона. И хотя статус этого небесного тела «понижен» — теперь это не девятая планета Солнечной системы, но она по-прежнему интересна и для специалистов, и для всех тех, кто следит за делами на межпланетных трассах.

Продолжает изучать планетарную систему Сатурна межпланетный зонд «Кассини» ⟨англ. — Cassini⟩.

На окраинах Солнечной системы находятся межпланетные аппараты «Вояджер-2» ⟨англ. — Voyager-2⟩, «Пионер-10» ⟨англ. Pioneer-10⟩ и «Пионер-11» ⟨англ. — Pioneer-11⟩. В межзвездном пространстве движется «Вояджер-1» ⟨англ. — Voyager-1⟩.

Таким образом, жизнь на межпланетных трассах «бьет ключом».

Заключение

И, как обычно, «что день грядущий нам готовит».

Самыми ожидаемыми событиями 2015 года должны стать пролет мимо Плутона американского зонда «Новые горизонты», выход на орбиту вокруг Цереры другого американского зонда — «Доун», полет на МКС британской певицы Сары Брайтман ⟨англ. — Sarah Brightman⟩, первые пуски с нового российского космодрома «Восточный».

И, конечно, мы очень многого ждем от российской космонавтики.

В частности, интересно, какие задачи будут прописаны в Федеральной космической программе на 2016–2025 год. Ее планируется принять в наступающем году.

Да и ход реформы ракетно-космической отрасли России может изобиловать весьма затейливыми коллизиями. Что не менее интересно и важно.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Железняков А.Б.** Космическая деятельность стран мира в 2012 году // Научно-технический ведомости Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 2013. № 1(166). С. 18–26.

2. **Железняков А.Б.** Космическая деятельность стран мира в 2013 году // Научно-технический ведомости Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 2014. № 2(195). С. 7–17.

3. **Железняков А.Б.** Космонавтика: итоги 2009 года // Инновации. 2010. № 4. С. 18–21.

4. **Железняков А.Б.** Космонавтика: итоги 2011 года // Инновации. 2012. № 2. С. 3–6.

5. **Железняков А.Б., Кораблев В.В.** От «Ариабады» до полета на Марс // Научно-технический ведомости Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 2013. № 2(171). С. 38–43.

REFERENCES

1. **Zheleznyakov A.B.** Kosmicheskaya deyatelnost stran mira v 2012 godu [Space activities around the world in 2012]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta*. 2013. № 1(166). S. 18–26. (rus.)

2. **Zheleznyakov A.B.** Kosmicheskaya deyatelnost stran mira v 2013 godu [Space activities around the world in 2013]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta*. 2014. № 2(195). S. 7–17. (rus.)

3. **Zheleznyakov A.B.** Kosmonavtika: Itogi 2009 goda [Space: 2009 Results]. *Innovatsii*. 2010. № 4. S. 18–21 (rus.).

4. **Zheleznyakov A.B.** Kosmonavtika: Itogi 2011 goda [Space: 2011 results]. *Innovatsii*. 2012. № 2. S. 3–6. (rus.)

5. **Zheleznyakov A.B., Korablev V.V.** Ot «Ariabady» do poleta na Mars [From «Ariabady» before the flight to Mars]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta*. 2013. № 2(171). S. 38–42. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

ЖЕЛЕЗНЯКОВ Александр Борисович — академик Российской академии космонавтики имени К.Э. Циолковского, советник директора — главного конструктора Центрального научно-исследовательского института робототехники и техничекской кибернетики; 194064, Тихорецкий пр., 21, Санкт-Петербург, Россия; e-mail: zheleznyakov@rtc.ru.

AUTHOR

ZHELEZNYAKOV Alexander B. — Russian State Scientific Center for Robotics and Technical Cybernetics, 194064, Tikhoretsky Prospect, 21, St. Petersburg; e-mail: zheleznyakov@rtc.ru.

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.28
УДК 001:929

Ю.К. Петреня

ГЛАВНЫЙ КОНСТРУКТОР ГИДРОТУРБИН

К 100-летию со дня рождения Глеба Степановича Щёголева (1915–1983)

Yu.K. Petrenia

CHIEF DESIGNER OF HYDROTURBINES

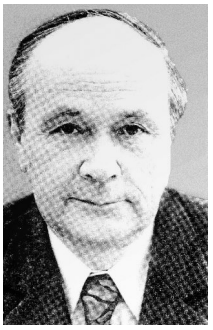
To the centenary anniversary of Gleb Stepanovich Schogolev (1915–1983)

Профессор Г.С. Щёголев — выпускник Политеха, продолжатель традиций научных и конструкторских школ И.Н.Вознесенского и Н.Н.Ковалева, выдающийся главный конструктор гидротурбин. 15 августа 2015 года исполнится 100 лет со дня его рождения. Под его руководством были созданы гидротурбины для более пятидесяти ГЭС в России и мире. Создание гидротурбин мирового класса обеспечил высокий научный уровень проектирования. Ряд конструкторско-технологических решений был обоснован и предложен впервые в мировой практике гидротурбостроения.

ГЛАВНЫЙ КОНСТРУКТОР; ГИДРОТУРБИНА; КОНСТРУКЦИЯ; ТЕХНОЛОГИЯ; ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИЯ.

Prof. Shchegolev is a graduate of Saint-Petersburg State Polytechnical University, pursuivant of scientific and design school traditions after Prof. Voznesenskiy and Prof.Kovalev, a prominent designer of hydroturbines. His birth centenary is at the 15th of August 2015. Under his leadership hydroturbines for more than 50 hydro power plants in Russia and worldwide were designed. Creation of the world standard hydroturbines provided the high scientific level of designing. Worldwide level of hydroturbines was based on deep scientific background of designing. A number of solutions in design and technology of hydroturbines was actually invented and used in global practice.

CHIEF DESIGNER; HYDROTURBINE; DESIGN; TECHNOLOGY; HYDRO POWER PLANT.



Глеб Степанович Щёголев относится к троице выдающихся отечественных главных конструкторов гидротурбин (И.Н. Вознесенский, Н.Н. Ковалев, Г.С. Щёголев), которые на протяжении многих десятилетий остаются эталоном научного, технического и инженерного уровня для последующих поколений. Все они имели тесные научные связи с Политехническим институтом — И.Н. Вознесенский и Н.Н. Ковалев преподавали, а Г.С. Щёголев его окончил.

Доктор технических наук профессор член-корреспондент АН СССР лауреат двух Государственных премий И.Н. Вознесенский и доктор технических наук профессор член-корреспондент АН СССР лауреат Ленинской и двух Государственных премий, Герой Социалистического труда Н.Н. Ковалев были предшественниками Г.С. Щёголева как главного конструктора гидротурбин.

Работы И.Н.Вознесенского (главный конструктор гидротурбин ЛМЗ в 1924–1931 годы) являются фундаментальной основой развития современного гидромашиностроения и современных методов расчета гидромашин. Почти 90 лет назад (!) он предложил перейти от гидравлических к гидродинамическим методам расчета гидромашин, около 80-ти лет назад (!) решил двухмерную гидромеханическую задачу, наметив пути решения трехмерной задачи и создал новую теорию и методы расчета гидротурбин, выполнил полный расчет сил, действующих на лопасти гидротурбин. Широко известен его вклад в разработку теории автоматического ре-

гулирования машин и, в частности, в разработку и освоение регуляторов скорости гидротурбин. Впоследствии он внес большой вклад в успешную реализацию Атомного проекта.

Под руководством главного конструктора гидротурбин ЛМЗ Н.Н. Ковалёва в период с 1943 по 1958 год выполнены проекты многих типов крупных гидротурбин, в том числе превосходящих мировой уровень поворотно-лопастных вертикальных и радиально-осевых гидротурбин для крупных ГЭС в нашей стране и за рубежом.

Можно сказать, что доктор технических наук профессор лауреат двух Государственных премий Герой Социалистического труда Г.С.Щёголев как главный конструктор гидротурбин ЛМЗ стоял на плечах этих титанов.

Глеб Степанович Щёголев родился 15 августа 1915 года в Петрограде. В 1934 году окончил вечернее отделение машиностроительного техникума, в 1941 году — Ленинградский политехнический институт. В 50-е годы работал на Сызранском гидротурбинном заводе, а в 1937–1952 и 1957–1978 годах в конструкторском бюро гидротурбин Ленинградского металлического завода (в настоящее время входит в состав ОАО «Силовые машины»).

В период Великой Отечественной войны в составе конструкторского отдела эвакуирован в Верхнюю Салду Свердловской области. По возвращении на завод стал ведущим инженером проекта рабочих механизмов гидротурбин Волжских ГЭС, создал ряд высокоэкономичных конструкций, в том числе бескрестовинную конструкцию рабочего колеса поворотно-лопастной гидротурбины, получившую широкое распространение в мировом гидротурбостроении.

За разработку конструкции механизированного щита для проходки тоннелей ленинградского метрополитена в возрасте 35 лет был удостоен Государственной премии.

В возрасте 37 лет Г.С. Щёголев был назначен главным конструктором гидротурбин Сызранского завода. В период с 1952 по 1956 год создал в Сызрани конструкторское бюро и внес большой вклад в организацию и освоение производства гидротурбин и вспомогательного оборудования на заводе, выполнил проект гидротурбинной лаборатории.

Под его руководством и непосредственном участии на ЛМЗ созданы крупнейшие в мире гидравлические турбины, которыми оснащены свыше 50 ГЭС России и СНГ, в том числе Братская, Красноярская, Куйбышевская, Волгоградская, Зейская, Усть-Илимская, Саяно-Шушенская, и зарубежные ГЭС — Асуанская (Египет), Джердап-Железные Ворота (Югославия. Сербия), Майка (Канада), Дженпег (Канада).

На период создания гидроагрегатов Красноярской ГЭС (строительство велось с 1956 по 1972 год, первый блок был пущен 3 ноября 1967 года) они превосходили по многим показателям мировой уровень радиально-осевых гидротурбин. Выдающимся конструкторско-технологическим достижением было создание впервые в мировой практике крупногабаритного рабочего колеса весом 240 тонн и наружным диаметром 8,65 м для турбины мощностью 508 МВт. Колесо было изготовлено цельносварным, в отличие от разрезных колес, доставляемых на стройку частями. Для радиально-осевых турбин был применен единый агрегатный вал сварной конструкции весом 100 тонн, и впервые опора подпятника была расположена на крышке турбины, что позволило значительно сократить высоту агрегата и повысить жесткость всех опорных частей. Коэффициент быстроходности, определяющий технический уровень конструкции спроектированной 40–50 лет назад гидротурбины Красноярской ГЭС, и в настоящее время соответствует диапазону этого показателя для лучших мировых образцов.

Другим крупным научным и конструкторско-технологическим достижением конструкторского бюро ЛМЗ под руководством Г.С. Щёголева стала разработка гидротурбин повышенной быстроходности для Саяно-Шушенской ГЭС. При изготовлении рабочего колеса диаметром 6,77 м была применена новая нержавеющая сталь с высоким уровнем служебных свойств, разработанная НПО ЦНИИТМАШ. Специальное легирование позволило обеспечить изготовление сварных конструкций с небольшим подогревом, что стало крупным достижением своего времени и определило пути развития технологии изготовления гидротурбин на десятилетия. Особенность проекта Саяно-Шушенской ГЭС — применение индивидуальных сервомоторов на каждой лопатке направляющего аппарата гидротурбин.

Высокий уровень развития гидротурбостроения, достигнутый под руководством Г.С. Щёголева, подтверждается успешным выходом в условиях жесткой конкуренции и в период «холодной войны» на рынки Северной и Южной Америки.

Заслуги Г.С. Щёголева были отмечены присуждением ему двух Государственных премий и присвоением звания Героя Социалистического труда.

Огромный задел для будущих поколений конструкторов доктор технических наук профессор Г.С. Щёголев сделал в области научного обеспечения конструирования, исследования и производства гидротурбин. По его инициативе было организовано тесное и эффективное научное сотрудничество с академическими и отраслевыми институтами, с вузами — Институтом машиноведения Академии наук, НПО ЦКТИ, Гидропроектом, ВНИИГ, НПО ЦНИИТМАШ, Санкт-Петербургским политехническим университетом и многими другими научными организациями. Важное значение для развития заводской науки имела организация на ЛМЗ крупнейшей в стране лаборатории водяных турбин.

Многие достижения современного гидротурбостроения невозможно представить без результатов работ выдающихся главных конструкторов гидротурбин, одним из ярких представителей которых был выпускник Политеха и главный конструктор гидротурбин Сызранского завода и Ленинградского металлического завода Глеб Степанович Щёголев.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

ПЕТРЕНЯ Юрий Кириллович — заместитель генерального директора - технический директор ОАО «Силовые машины». 195009, Санкт-Петербург, ул. Ватутина, 3А. Тел. +7(812)3362611, e-mail: Lavrova_ES@spb.power-m.ru

AUTHOR

PETRENIA Iurii K. — OJSC «Power Machines». 3A, Vatutina str., St.Petersburg, Russia, 195009. E-mail: Lavrova_ES@spb.power-m.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

DOI 10.8562/JEST.214.29
УДК 001:66

А.И. Демидов

Х-ЛУЧИ

A.I. Demidov

X-RAY

Приведены интересные факты из биографии выдающегося немецкого ученого лауреата Нобелевской премии Вильгельма Конрада Рентгена (1845–1923) и история открытия лучей, названных его именем. Описаны история его детства, необычные сведения о его образовании. Последовательно показаны этапы трудовой деятельности, интерес к творчеству, науке. Рассказано о коллегах Вильгельма Конрада Рентгена, которые значительно повлияли на его профессиональную карьеру. Рассмотрены научные достижения и открытия ученого, а также показана их оценка научным мировым сообществом. Приведены интересные примеры из жизни В.К. Рентгена, которые ярко характеризуют его как цельного, увлеченного и незаурядного человека.

РЕНТГЕН; ЛУЧИ; ФИЗИКА; ТРУБКА; ВЫДАЮЩИЕСЯ УЧЕНЫЕ.

The interesting facts from the biography of the outstanding German scientific Nobel Prize laureate Wilhelm Conrad Rôntgen (1845–1923) and history of discovering of the beams called by his name are given. The history of his childhood, unusual data on his education are described. Work stages, interest in creativity, science are consistently shown. It is told about Wilhelm Konrad Rôntgen's colleagues who considerably influenced his professional career. Scientific achievements and discovering of the scientist are considered, and also the assessment is shown by the scientific world community of these achievements. Interesting examples from Rôntgen's life which brightly characterize him as the balanced, keen and uncommon person are given.

RÔNTGEN; X-RAY; PHYSICS; TUBE; OUTSTANDING SCIENTISTS.

Вильгельм Конрад Рентген родился 27 марта 1845 года в городке Леннеп, расположенном на правом берегу Рейна (Германия), и был единственным ребенком весьма состоятельных родителей. Когда Вильгельму было три года, семья переехала в Нидерланды, на родину матери; там прошло его детство [1]. В 1862 году он поступил в техническую школу в Утрехте, из которой, однако, был несправедливо исключен по обвинению в том, что нарисовал карикатуру на одного из учителей, в действительности сделанную кем-то другим [2]. Осенью 1865 года Рентген отправился в Цюрихский политехникум, куда можно было поступить и без аттестата, если абитуриент выдерживал вступительные экзамены [1]. Спустя три года он получил диплом инженера-механика. Профессор механики этой технической школы Цейнер дал ему тему теоретической работы, которая в качестве диссертации и была представлена через год в Цюрихский университет под названием «Изучение газов», но, по-видимому, никогда не была напечатана [3]. В заключении профессора Муссона отмечалось: «... если даже данная в работе новая формулировка закона Мариотта — Гей-Люсака еще не может рассматриваться как вполне удовлетворительная, во всяком случае сама работа представляет более чем достаточное доказательство соответствующих познаний и способности к самостоятельной исследовательской деятельности в области математической физики». Так Рентген 22 июня 1869 года получил степень доктора философии.

Физиком Рентген стал позже, после знакомства с молодым профессором физики А.А. Кундтом (1839–1894) [4]. Как об этом писал Рентген [3]: «... Я имел, правда, на руках два диплома — один инженера, другой — доктора философии — и тем не менее не мог решиться обратиться к технике, что было моим первоначальным намерением. В это критическое время я познако-

мился с одним молодым профессором физики — Кундтом, который однажды спросил меня: «Чего бы, собственно, вы хотели в жизни?» И на мой ответ, что я и сам этого не знаю, он сказал, что я должен попробовать себя в физике, а когда я должен был признаться, что физикой, можно считать, я совсем не занимался, он указал, что это можно наверстать. Так или иначе, в двадцать четыре года, будучи уже обрученным, я начал изучать физику и заниматься ею».

Вскоре после этого Рентген в качестве ассистента Кундта переехал вместе с ним в Вюрцбург. Его желание получить там доцентуру встретило препятствие, поскольку у него не было аттестата зрелости. Но в 1874 году в Страсбурге, куда вслед за тем был приглашен Кундт, это удалось. Затем в 1875 году пришло приглашение принять профессуру в сельскохозяйственной высшей школе в Гогенгейме, в 1876 году — приглашение на должность экстраординарного профессора физики в Страсбургский университет, в 1879-м — на должность ординарного профессора физики в Гиссен, в 1888 году — в том же качестве в университет Вюрцбурга. Свою академическую карьеру Рентген закончил в качестве профессора физики Мюнхенского университета, куда был приглашен в 1900 году. В начале 1920-го Рентген ушел в отставку и после непродолжительной болезни умер в Мюнхене 10 февраля 1923 года [3].

В течение своей более чем пятидесятилетней научной деятельности Рентген опубликовал 58 работ по различным разделам физики [5]. Его работы посвящены свойствам жидкостей (сжимаемость, внутреннее трение, поверхностное натяжение), газов (поглощение инфракрасного излучения, измерение c_p/c_v) и кристаллов (пьезо- и пироэлектричества, электро- и пьезооптические свойства), вязкости смолистых веществ, электрооптическим явлениям (двойное преломление в жидких и кристаллических телах, в электрическом поле, ионизация кристаллов светом), рентгеновскому току и рентгеновскому излучению [6]. Каждая работа печаталась только тогда, когда результаты ее Рентген считал совершенно законченными. Большое число проведенных им опытов не было опубликовано, так как в них оставались еще неясности. Все свои незаконченные работы Рентген завещал сжечь после его смерти, что и было выполнено.



Рис. 1. Вильгельм Конрад Рентген (1845–1923)

Однако имя Рентгена ассоциируется, главным образом, с открытием излучения, которое он назвал Х-лучами [2].

Утверждают [7], что Рентген рассказывал, будто приготовил экран из платиноцианистого бария, чтобы сравнить его флуоресценцию с флуоресценцией органического вещества, которое использовал Ф. фон Леннард (1862–1947) [2] для обнаружения катодных лучей, выведенных в атмосферу с помощью тонкого металлического окошка. Но историческая трубка, на которой было сделано открытие, не имела окошка. Вполне возможно, что Рентген, только начавший работу в новой области, повторял эксперименты других исследователей. Работа Рентгена над катодными лучами привела его, однако, к открытию излучения совершенно нового типа.

Вечером 8 ноября 1895 года он обнаружил, что «если пропускать разряд большой катушки Румкорфа через трубку Гитторфа, Крукса, Ленарда или другой подобный прибор (рис. 1), то наблюдается следующее явление. Кусок бумаги, покрытой платиносинеродистым барием, при приближении к трубке, закрытой достаточно плотно прилегающим к ней чехлом из тонкого плотного картона, при каждом разряде вспы-

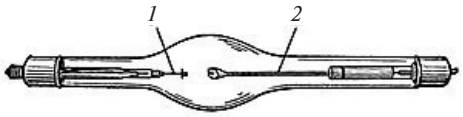


Рис. 2. Разрядная трубка, разработанная Рентгеном: *1* — катод; *2* — анод

хивает ярким светом: начинает флюоресцировать. Флюоресценция видна при достаточном затемнении и не зависит от того, подносить ли бумагу стороной покрытой или не покрытой платиносинеродистым барием. Флюоресценция заметна еще на расстоянии двух метров от трубки. Легко найти, что все тела проницаемы для этого агента, но в различной степени. Если держать между разрядной трубкой и экраном руку, то видны темные тени костей в слабых очертаниях тени самой руки. Во многих отношениях особого внимания заслуживает тот факт, что сухие фотографические пластинки чувствительны к Х-лучам. Этим свойством можно пользоваться для регистрации многих явлений» [5].

«Для возбуждения по возможности интенсивных Х-лучей по моим опытам лучше всего годится платина. Я несколько недель с успехом пользуюсь разрядной трубкой следующего устройства [5] (рис. 2) [8]. Катодом ее является вогнутое зеркало из алюминия, в центре кривизны которого под углом в 45° к оси зеркала, помещается платиновая пластинка, служащая анодом».

Зоммерфельд писал [9], что в двух коротких заметках, предложенных Рентгеном в декабре 1895 году и в марте 1896-го Вюрцбургскому физико-медицинскому обществу [5], изложены все существенные свойства нового вида излучения: действие на фотографическую пластинку и на флюоресцирующий экран; прямолинейное распространение; отсутствие отражения и преломления, так же как и заметного отклонения от указанной прямолинейности распространения; возникновение вторичных излучений с металлической поверхности, облученной первичными лучами; отсутствие отклонения Х-лучей магнитами; различное поглощениие в разных материалах, примерно, но неточно, соответствующая их плотности; электропроводность облученного Х-лучами воздуха и вызванные этим явления электрического разряда; сравнительное обогащение излучения жесткой компонентой при их многократной абсорбции; непригодность закона косинуса для излучения с антикатода.

Позднее Макс фон Лауэ и его ученики показали, что эти лучи имеют ту же электромагнитную природу, что и свет, но отличаются от него более высокой частотой колебаний [2].

Рентгеновское излучение было интересно само по себе, но настоящую сенсацию оно произвело, когда выяснилась его способность проникать через тело человека и давать изображение его скелета. В конце прошлого века это было невероятным открытием. Известность Рентгена достигла таких масштабов, что в 1901 году ему первому среди физиков была присуждена Нобелевская премия [10]: «12.11.01. Присудить Нобелевскую премию года по физике Вильгельму Конраду Рентгену за открытие лучей, которые носят его имя».

А.Ф. Иоффе писал [11]: «Рентген не взял патента на свое изобретение и отказывался от всех почестей, которые ему предлагались. Во время первой мировой войны Рентген получал большое количество посылок с маслом и другими видами продовольственных продуктов из Голландии. Однако Рентген, получив эти посылки, сразу же передавал их в общественный фонд. Ни одним граммом какао пли масла он не воспользовался, хотя за последний год войны потерял полтора пуда и был на границе полного истощения. Когда германское правительство предложило передать всю иностранную валюту в государственный фонд, Рентген, который обладал большими средствами, в первый же день передал казне все до последнего гульдена. И когда началась инфляция, то, чтобы поехать на две недели в Швейцарию, где он проводил с женою свой отдых, ему пришлось в течение года отказываться от мяса и кофе. Вы видите, что Рентген был цельным человеком и нечего не делал наполовину. Это отличительная черта, которая характеризует всю его жизнь».

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Борец Т.** Здравствуйте, господин Ампер / Пер. со словац. Минск: Выш. школа, 1981. 304 с.

2. Лауреаты Нобелевской премии по физике: Биографии, лекции, выступления. Т. 1. 1901–1950. СПб.: Наука, 2005. 688 с.

3. **Лауэ М.** Памяти Вильгельма Конрада Рентгена: Статьи и речи / Пер. с нем. М.: Наука, 1969. С. 136–149.

4. Биографический словарь деятелей естествознания и техники. Т. 1: А–Л / Отв. ред. А.А. Зворыкин. М.: Гос. изд-во «БСЭ», 1958. 548 с.

5. **Рентген В.К.** О новом роде лучей / Пер. с нем.; под ред. с примеч. акад. А.Ф. Иоффе. С прилож. статей: **А.Ф. Иоффе**. Очерк о жизни Рентгена; **Н.А. Неменов** Значение рентгеновых лучей для медицины и биологии. М.-Л.: Гос. техн.-теор. изд-во, 1933. 115 с.

6. **Иоффе А.Ф.** О физике и физиках: Статьи, выступления, письма. Л.: Наука, 1985. 544 с.

7. **Томсон Д.** Дух науки / Пер. с англ.; под ред. И.Д. Болотовой и Е.С. Геллера. М.: Знание, 1970. 175 с.

8. **Иоффе А.Ф.** Курс физики. Т. 1: Механика, теплота, электричество. 3-е изд., перераб. Л.-М.: Гос. изд-во техн.-теор. лит-ры, 1940. 520 с.

9. **Зоммерфельд А.** К семидесятилетию Рентгена. Пути познания в физике: Сборник статей / Пер. с нем. М.: Наука, 1973. С. 127–136.

10. **Чолаков В.** Нобелевские премии. Ученые и открытия / Пер. с болгар. Под ред. и с предисл. А.Н. Шамина. М.: Мир, 1986. 368 с.

11. **Иоффе А.Ф.** Историческое значение открытия Рентгена // Изв. АН СССР. Сер. физ. 1946. Т. 10, № 4. С. 343–349.

REFERENCES

1. **Borets T.** Zdravstvuyte, gospodin Amper[Hello, Mr. Amps] / Per. so slovats. Minsk: Vysh. shkola, 1981. 304 s. (rus.)

2. Laureaty Nobelevskoy premii po fizike: Biografii, lektsii, vystupleniya [The Nobel Prize in Physics: Biographies, lectures and performances]. T. 1. 1901–1950. SPb.: Nauka, 2005. 688 s. (rus.)

3. **Laue M.** Pamyati Vilgelma Konrada Rentgena [Memory Wilhelm Röntgen]: Stati i rechi / Per. s nem. M.: Nauka, 1969. S. 136–149. (rus.)

4. Biograficheskiy slovar deyateley yestestvoznaniya i tekhniki [Biographical Dictionary of Science and Technology]. T. 1: A–L / Otv. red. A.A. Zvorykin. M.: Gos. izd-vo «BSE», 1958. 548 s. (rus.)

5. **Rentgen V.K.** O novom rode luchey[A new kind of rays] / Per. s nem. Pod red. s primech. akad. A.F. Ioffe. S prilozh. statey: A.F. Ioffe Ocherk o zhizni Rentgena: N.A. Nemenov. Znacheniye rentgenovykh luchey dlya meditsiny i biologii. M.-L.: Gos. tekhn.-teor. izd-vo, 1933. 115 s. (rus.)

6. **Ioffe A.F.** O fizike i fizikakh: Stati, vystupleniya, pisma [About physics and: Articles, speeches, and letters.]. L.: Nauka, 1985. 544 s. (rus.)

7. Tomson D. Dukh nauki [Spirit Sciences] / Per. s angl. Pod red. I.D. Bolotovoy i Ye.S. Gellera. M.: Znaniye, 1970. 175 s. (rus.)

8. **Ioffe A.F.** Kurs fiziki [Physics course]. T. 1: Mekhanika, teplota, elektrichestvo. 3-ye izd., pererab. L.-M.: Gos. izd-vo tekhn.-teor. lit-ry, 1940. 520 s. (rus.)

9. **Zommerfeld A.** K semidesyatiletiyu Rentgena [On his seventieth Roentgen]. *Puti poznaniya v fizike. Sbornik statey* / Per. s nem. M.: Nauka, 1973. S. 127–136. (rus.)

10. **Cholakov V.** Nobelevskiye premii. Uchenyye i otkrytiya [Nobel Prizes. Scientists and opening]/ Per. s bolgar.; pod red. i s predisl. A.N. Shamina. M.: Mir, 1986. 368 s. (rus.)

11. **Ioffe A.F.** Istoricheskoye znacheniye otkrytiya Rentgena [The historical significance of the discovery of X-rays]. *Izv. AN SSSR. Ser. fiz.* 1946. T. 10, № 4. S. 343–349. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

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

AUTHOR

DEMIDOV Aleksandr I. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.E-mail: demidov1902@gmail.com

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2015

Научное издание

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбГПУ

№1(214)'2015

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 *Е.А. Типцовой*

Телефон редакции (812) 294-47-72

E-mail:ntv-nauka@spbstu.ru

Подписано в печать 00.03.2015. Формат 60□84 1/8. Бум. тип. № 1.
Печать офсетная. Усл. печ. л. 31,75. Тираж 1000. Заказ .

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 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.;

Министерство образования и науки РФ
Российская Академия наук
Российский фонд фундаментальных исследований
Санкт-Петербургский научный центр РАН
Научный совет РАН по физике конденсированных сред
Комитет по науке и высшей школе
Правительства Санкт-Петербурга
Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

11-я Международная научно-техническая конференция,
посвященная 100-летию со дня рождения
чл.-корр. РАН В.С. Смирнова (1915–1973),
ректора Ленинградского политехнического института
(1956–1973)

СОВРЕМЕННЫЕ МЕТАЛЛИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ И ТЕХНОЛОГИИ (СММТ'15)
23–27 июня 2015 г.

Цель конференции

Проанализировать и обсудить современные достижения науки и техники в области широкого круга проблем, связанных с теоретическими, технологическими и инженерными задачами в области металлургических процессов, металлических, порошковых и композиционных материалов.

Тематика конференции

— Теория и моделирование металлургических процессов;
— Технологии обработки и получения порошковых, композиционных материалов и покрытий;
— Жидкофазные металлургические технологии;
— Технологические процессы пластической обработки металлических материалов;
— Нанотехнологии в металлургии; физико-технологические проблемы интенсивной пластической деформации (секция посвящена 40-летию открытия явления фрагментации кристаллов в условиях интенсивной пластической деформации);
— Материаловедение и термомеханическая обработка металлов;
— Современные методы диагностики, оценки и прогнозирования свойств материалов и изделий.

Сроки представления материалов

тезисов (в объеме одной - двух страниц) в Организационный Комитет
— до 15 мая 2015 г.
Рассмотрение тезисов членами Международного Программного и Организационного Комитетов
— до 1 июня 2015 г.
Представление окончательно оформленных докладов после включения Программным Комитетом в программу конференции
— до 5 июня 2015 г.

Место проведения

Конференция будет проводиться в Санкт-Петербургском государственном политехническом университете по адресу: ул. Политехническая, д.29, Главный учебный корпус, Актовый зал (ст. метро "Политехническая") – 1-й день; далее — теплоход «Михаил Шолохов».

Адреса для контактов
Локальный Организационный комитет СПбПУ, Политехническая ул., 29
195251, г. Санкт-Петербург, Российская Федерация
Смирнова Алла Леонидовна
Тел/факс: +7 (812) 297 20 88
E-mail: smmt15@spbstu.ru
Сайт конференции:
http://www.spbstu.ru/conference/2015/ammt.asp