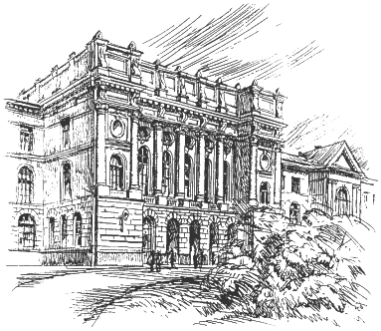
4(254)/2016



Научно-технические ведомости СПбГПУ

St. Petersburg Polytechnic University Journal of Engineering Sciences And Technology

Санкт-Петербург. Издательство Политехнического университета

Министерство образования и науки РФ

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

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

РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ ЖУРНАЛА

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

Алфёров Ж.И., академик РАН

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

Костюк В.В., академик РАН

Лагарьков А.Н., академик РАН

Окрепилов В.В., академик РАН

Патон Б.Е., академик НАН Украины и РАН

Рудской А.И., чл.-корр. РАН

Тендлер М.Б., ин. член РАН (Швеция)

Федоров М.П., академик РАН

EDITORIAL COUNCIL

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ ЖУРНАЛА

Васильев Ю.С., главный редактор, научный руководитель СПбПУ, академик РАН

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

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

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

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

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

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

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

Иванов А.В., д-р техн. наук; СПбПУ

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

Михайлов Веселин Г., д-р техн. наук, профессор Бранденбургского ТУ (Германия)

Сергеев В.В., д-р техн. наук, профессор , чл-корр. РАН, проректор СПбПУ

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

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

JOURNAL EDITORIAL BOARD

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Michailov Vesselin G. — Dr.Sc. (tech.), prof. BTU (Germania)

Sergeev V.V. — Dr.Sc. (tech.), prof., corresponding member of the RAS

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

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

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

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

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

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

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

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

При перепечатке материалов ссылка на журнал обязательна.

Точка зрения редакции может не совпадать с мнением авторов статей.

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

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

Содержание

Поздравление.....7

Энергетика

Л.В. Зысин, Л.П. Стешенков. *Феномен XX века (к 75-летию отечественной атомной промышленности)* 9

Е.А. Кондратьева, А.М. Симонов, В.В. Сергеев. *Особенности рабочих процессов тепловых насосов малой и средней мощности с центробежными компрессорами*.....19

Д.Д. Заборова, М.И. Куколев, Т.А. Мусорина, М.Р. Петриченко. *Математическая модель энергетической эффективности слоистых строительных ограждений*.....28

А.Д. Гиргидов. *Квазистационарная модель восстановления давления в газовой скважине* 34

А.В. Шипулин, К.С. Купавых, А.С. Купавых. *Повышение энергоэффективности насосного агрегата при формировании трещин импульсного гидроразрыва*.....39

В.В. Неверов, Ю.В. Кожухов, А.М. Яблоков, А.А. Лебедев. *Расчетная модель при численной оптимизации рабочих колес центробежных компрессоров*.....45

С.А. Галаев, А.И. Кириллов, Е.М. Смирнов, Д.О. Панов. *Численное моделирование нестационарного течения и теплообмена в выходном диффузоре газовой турбины*.....59

Электротехника

В.О. Белько, Д.Ю. Гливенко, О.А. Емельянов, И.О. Иванов. *Исследование закономерностей деградации контактных узлов металлопленочных конденсаторов* 69

М.И. Сухичев. *Физические обоснования при выборе сечения проводов воздушных линий электропередач для нормального режима работы* 77

А.М. Андреев, С.Д. Дубицкий, Т.Н. Муравьева, Т.М. Шикова. *Моделирование теплофизических свойств электрической изоляции со стохастической геометрией расчетной области* 89

А.М. Панкин, Н.В. Коровкин. *Алгоритмы систем диагностирования новых энергетических объектов* 98

А.В. Недоливко, А.Н. Беляев. *Повышение динамической устойчивости транзитных электропередач переменного тока на основе применения данных мониторинга переходных режимов* 106

Г.В. Грешняков, Д.А. Селезнёв, Н.В. Коровкин. *Регулирование электрического поля в усиливающей изоляции соединительных кабельных муфт на напряжение 110 кВ* 116

Машиностроение

А.Н. Евграфов, П.А. Андриенко. *Вклад ученых Санкт-Петербурга XVIII–XIX веков в развитие теории механизмов и машин* 126

А.И. Попов, М.И. Тюхтяев, М.М. Радкевич, В.И. Новиков. *Анализ тепловых явлений при струйной фокусированной электролитно-плазменной обработке* 141

Б.Е. Мельников, А.С. Семенов. *Исследование поля пластических податливостей при сложных пассивных путях нагружения* 151

А.С. Ляпин. *Модельное исследование машины двойного питания с частотным управлением* 164

В.В. Легкоступова, А.В. Судаков. *Эффективность модернизации сепаратора-пароперегревателя СПП-500-1* 173

Металлургия и материаловедение

В.Н. Цеменко, Д.В. Фук, С.В. Ганин. *Определение реологических характеристик и моделирование процесса экструзии порошковых и пористых материалов. Часть 3: Процесс горячей экструзии* 182

С.Ю. Кондратьев, Е.В. Святышева, Г.П. Анастасиади, М.А. Данилова. *Особенности формирования структуры карбида ниобия в литых жаропрочных сплавах на основе системы Fe-Cr-Ni* 191

Д.А. Артемьева, А.Д. Хайдоров. *Влияние азота на коррозионную стойкость хромоникелевой стали Х18Н9 и Х16Н11М3* 210

В.И. Горынин, М.И. Оленин. *Дополнительное старение как способ повышения хладостойкости сталей перлитного класса* 223

К.А. Ефимова, Г.В. Галевский, В.В. Руднева. *Термодинамическое моделирование плазмосинтеза диборида титана* 233

Научные школы Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого

А.И. Демидов. *Профессор Андрей Георгиевич Морачевский (к 90-летию со дня рождения)* 245

А.Г. Морачевский, Е.Г. Фирсова. *Пятнадцатый президент Академии наук России (к 125-летию со дня рождения академика Сергея Ивановича Вавилова)* 248

Д.Г. Арсеньев. *Интернационализация как фактор повышения международной конкурентоспособности СПбПУ* 256

Е.Ф. Синельникова, Б.И. Иванов. *Круглый стол «Научные и инженерные общества Петербурга: история и современность (к 150-летию Русского технического общества)»* 267

Contents

Congratulation.....7

Pover engineering

L.V. Zyssin, L.P. Steshenkov. *A twentieth-century phenomenon: dedicated to the 75 th anniversary of the russian nuclear industry*.....9

E.A. Kondratyeva, A.M. Simonov, V.V. Sergeev. *Features of processes heat pumps with centrifugal compressors working with the low and medium heat performance*.....19

D.D. Zaborova, M.I. Kukolev, T.A. Mussorina, M.R. Petritchenko. *The mathematical model of the energy efficiency of layered building envelopes*.....28

A.D. Girgidov. *Quasistationary model of pressure recovery in a gas well*.....34

A.V. Shipulin, K.S. Kupavih, A.S. Kupavih. *Increasing the energy efficiency of a pump unit under pulse hydraulic fracturing breakdown*.....39

V.V. Neverov, Y.V. Kozhukhov, A.M. Yablokov, A.L. Lebedev. *Simulation model in numerical optimization of centrifugal compressor impellers*.....45

S.A. Galaev, A.I. Kirillov, E.M. Smirnov, D.O. Panov. *Numerical simulation of unsteady flow and heat transfer in a gas turbine exhaust diffuser*.....59

Electrical engineering

V.O. Belko, D.Yu. Glivenko, O.A. Emelyanov, I.O. Ivanov. *Investigation of degradation in electrode contacts of metallized film capacitors*.....69

M.I. Sukhichev. *Physical requirements of cross-sectional area of overhead power lines wires for steady-state conditions*.....77

A.M. Andreev, S.D. Dubitsky, T.N. Muravjova, T.M. Shikova. *Simulation of the thermo-physical properties of an insulation system with stochastic geometry of the calculated area*.....89

A.M. Pankin, N.V. Korovkin. *Algorithms of new power-producing objects diagnosis systems*.....98

A.V. Nedolivko, A.N. Belyaev. *Improving the intertie transient stability based on wide area measurement system data*.....106

G.V. Greshnyakov, D.A. Seleznev, N.V. Korovkin. *Electric field regulation in increasing isolation connecting cable joints on 110 kV*.....116

Mechanical engineering

A.N. Evgrafov, P.A. Andrienko. *The role of St. Petersburg scientists of the XVIII-XIX centuries in the development of the theory of mechanisms and machines*.....126

A.I. Popov, M.I. Tyukhtyaev, M.M. Radkevich, V.I. Novikov. *The analysis of thermal phenomena occuring under jet focused Electrolytic Plasma Processing* 141

B.E. Melnikov, A.S. Semenov. *Study of plastic compliance field under complex passive loading* 151

A.L. Lyapin. *Model study of a doubly-fed induction machine with frequency control* 164

V.V. Legkostupova, A.V. Sudakov. *The effectiveness of modernizing the SPP-500-1 moisture separator reheater* 173

Metallurgy and Materials technology

V.N. Tsemenko, D.V. Fuk, S.V. Ganin. *Determining the rheological characteristics and modeling the extrusion process of powder and porous materials. Part 3: The hot extrusion process* 182

S.Yu. Kondratyev, E.V. Sviatysheva, G.P. Anastasiadi, M.A. Danilova. *Features of niobium carbide structure formation in cast heat resistant alloys of the Fe-Cr-Ni system* 191

D.A. Artemyeva, A.D. Haidorov. *Influence of nitrogen on the corrosion resistance of chromium-nickel steels CR18NI9 and CR16NI11MO3* 210

V.I. Gorynin, M.I. Olenin. *Additional aging as a means for increasing the cold resistance of pearlitic steels* 223

K.A. Efimova, G.V. Galevsky, V.V. Rudneva. *Thermodynamic modeling of plasma synthesis of titanium diboride* 233

Scientific schools of Saint Petersburg State Polytechnic University

A.I. Demidov. *Professor Andrey Georgievich Morachevsky (for his 90th anniversary)* 245

A.G. Morachevskiy, E.G. Firsova. *The 15th president of the Russian Academy of sciences (dedicated to the 125th birth anniversary of academician Sergey Ivanovich Vavilov)* 248

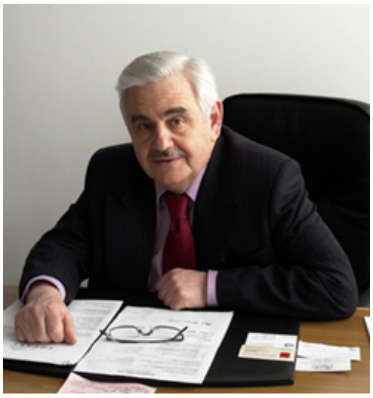
D.G. Arseniev. *Internationalization as a factor in increasing the international competitiveness of the Polytechnic university* 256

E.F. Sinelnikova, B.I. Ivanov. *Round table «Scientific and engineering societies of St. Petersburg: history and modernity (on the occasion of the 150th anniversary of the Russian technical society)»* 267

ПОЗДРАВЛЕНИЕ

На общем собрании Российской академии наук, прошедшем 28 октября 2016 года, состоялись выборы новых членов. В состав академии, в частности, вошли ученые-выпускники и действующие профессора Политехнического университета – 5 академиков и 3 члена-корреспондента.

Действительными членами РАН избраны:



Вайсберг
Леонид Абрамович

Отделение наук о Земле

Рудской
Андрей Иванович

Отделение химии и наук о материалах

Дубина
Михаил Владимирович

Отделение нанотехнологий и информационных технологий

Забродский
Андрей Георгиевич

Отделение физических наук

Порфирьев
Борис Николаевич

Отделение общественных наук

Членами-корреспондентами РАН избраны:

Иванчик
Александр Владимирович

Отделение физических наук.

Кривцов
Антон-Иржи Мирославович

Отделение энергетики, машиностроения, механики и процессов управления

Сергеев
Виталий Владимирович

Отделение энергетики, машиностроения, механики и процессов управления

Редакционный совет и редакционная коллегия журнала, Попечительский совет Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого горячо поздравляют вновь избранных членов Российской академии наук.

DOI 10.5862/JEST.254.1
УДК 621

Л.В. Зысин, Л.П. Стешенков

ФЕНОМЕН XX ВЕКА (К 75-ЛЕТИЮ ОТЕЧЕСТВЕННОЙ АТОМНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ)

L.V. Zyssin, L.P. Steshenkov

A TWENTIETH-CENTURY PHENOMENON: DEDICATED TO THE 75TH ANNIVERSARY OF THE RUSSIAN NUCLEAR INDUSTRY

Приведены данные по истории создания и развития атомной энергетики в России. Отмечены заслуги выдающихся отечественных физиков, работы которых позволили воплотить в жизнь теоретические положения, связанные с использованием ядерной энергии. За всю историю отечественной атомной отрасли нашими специалистами было создано 92 энергетических реактора атомных станций, что составляет 16 % всех когда-либо построенных энергетических реакторов в мире. Из них работают сейчас 70, что также составляет 16 % от всех действующих энергетических реакторов мира. Серьезная авария была только на 4-м энергоблоке Чернобыльской АЭС; это единственная крупная авария на реакторе отечественного дизайна. Динамичное развитие атомной отрасли – одно из основных условий обеспечения энергонезависимости России и стабильного роста экономики страны.

АТОМНАЯ ПРОМЫШЛЕННОСТЬ; РЕАКТОР; ИСТОРИЯ; АВАРИЯ; ПРОБЛЕМЫ АТОМНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ.

The paper presents the data on the history and development of nuclear energy in Russia, paying tribute to the the outstanding Russian physicists whose work allowed to put into effect the theoretical principles related to the use of nuclear energy. In the entire history of the Russian nuclear industry, our specialists created 92 power reactors of nuclear power plants, constituting 16 % of all power reactors ever built in the world. Of these, 70 are now working, which is also 16 % of all currently existing power reactors in the world. The only serious accident involving Russian-designed reactors was Reactor No 4 of the Chernobyl Nuclear Power Plant. The dynamic development of the nuclear industry is one of the basic conditions for ensuring Russia's energy independence and sustainable economic growth.

NUCLEAR INDUSTRY; REACTOR; HISTORY; ACCIDENT; PROBLEMS OF NUCLEAR ENERGY.

Относительно недавно, в 2005 году, у нас в стране появился ещё один профессиональный праздник – «День работника атомной промышленности», отмечаемый 28 сентября. В 1942 году вышло датированное этим числом распоряжение Государственного комитета обороны СССР «Об организации работ по урану», предписывающее *возобновить* работы в данной области. Ранее, правда, у нас появление атомной промышленности обычно связывали с пуском 25 декабря 1946 года первого ядерного реактора. Но в любом случае семидесятилетний или

семидесятипятилетний юбилеи служат поводом обратиться к некоторым примечательным фактам появления и становления этой уникальной отрасли промышленности; по темпам развития она сопоставима разве что с вычислительной техникой.

Много тысячелетий человечество эмпирически училось полезно использовать энергию огня – тепловую энергию. Путём проб и ошибок были найдены приёмы получения огня и созданы в меру эффективные топочные устройства, освоены способы сжигания разных видов природного органосодержащего топлива (уголь, древесина, нефть, газ, сланцы, торф и др.). И только пару столетий назад было установлено, что в основе всех процессов сжигания лежит одна и та же химическая реакция – окисление кислородом воздуха углерода, содержащегося в органическом топливе, в ходе которой при перестройке молекул высвобождается теплота химических связей:

$$2C + O2 \rightarrow 2CO + 248698 \text{ кДж/кмоль}. \quad (1)$$

Далее стала развиваться теория горения, которую и в наше время нельзя считать полностью завершённой. Создание тепловых двигателей, благодаря которым смогла появиться современная цивилизация, первую сотню лет также осуществлялось эмпирически, пока не появилась их научная основа – термодинамика.

И вот, в начале XX века возникла обратная ситуация. Сначала теоретически было показано, что энергия экзотермических ядерных реакций, выделяющаяся при перестройке атомного ядра, превосходит химическую энергию на шесть порядков (примерно в 10^6 раз), а уже через несколько десятилетий удалось разработать процессы и оборудование для получения и использования этого нового вида горючего.

Освоение нового вида горючего стало возможным, благодаря прогрессу ядерной физики – науки, возникшей и получившей развитие в первой половине прошлого столетия. Только потом применение ядерной энергии в военных целях и в энергетике вызвало создание атомной промышленности, влияние которой быстро распространилось на самые разные области хозяйства: горную промышленность и машиностроение, химическую промышленность и металлургию, энергетику и судостроение, медицину, транспорт и многие другие. Атомная промышленность породила одновременно неожиданные проблемы: политические, экономические, морально-этические, экологические [1].

К концу XIX столетия сложилось представление, что в физике установлены все общие законы поведения веществ – законы общие и универсальные. Важное место тут принадлежало фундаментальному представлению об атоме как монаде – неделимой единице, понятие о которой восходило к древнегреческим философам. В результате многие физики уже решили, что фи-зика как наука практически закончена. Правда, некоторая неясность, которую старались не замечать, оставалась. В 1859 году немецкие физики Г. Кирхгоф и Р. Бунзен открыли линейчатые спектры газов, которые не могли быть объяснены исходя из волновой теории света. Почему атомы – эти элементарные «кирпичики» Вселенной – обладают разными физическими и химическими свойствами? Периодический закон Д. Менделеева (1869 г.), казалось бы, установил определённый порядок среди атомов, но одновременно он подталкивал к мысли, что атомы являются отнюдь не «кирпичиками» Вселенной, а сложными телами, состоящими из каких-то других элементарных частиц, которыми управляют какие-то иные, пока непознанные законы. Однако не существовало экспериментальных возможностей и теоретических идей для их изучения.

Проникновение в то, что сегодня мы называем микромиром, началось в значительной степени со случайности. В 1896 году французский физик А. Беккерель открыл излучение ураном неких проникающих лучей; оказалось, что упомянутые неделимые «кирпичи» мироздания что-то излучают (!) – позже это явление назовут радиоактивностью. Год спустя французские физики П. Кюри и М. Склодовская выделили полоний, излучавший α-частицы, и позже открыли радий, который тоже оказался радиоактивным. Собственно, уже тогда был обнаружен факт наличия ядерной энергии.

Далее начался каскад открытий: выяснилось, что электричество атомистично, что отрицательное электричество состоит из электронов, имеющих электрический заряд и массу, которая в 1800 раз меньше массы атома водорода, что механика электронов в корне отлична от обычных

законов движения и масса электрона не постоянна – она увеличивается с увеличением скорости и в пределе, при достижении скорости света, становится бесконечной и т. д. Перечисленные открытия вызвали смятение в умах большинства ученых. Казалось, что рушатся и опровергаются с таким трудом познанные законы природы, возрождаются антинаучные идеи алхимиков и изобретателей вечного двигателя.

В дальнейшем оказалось, что явления эти разыгрываются в ничтожных по размерам положительных ядрах атома. Значит, и ядро атома не является кирпичом мироздания, оно само имеет сложную природу. При испускании α- и β-частиц меняется заряд ядра, в результате один элемент переходит в другой.

Страсти несколько улеглись, когда А. Эйнштейн сформулировал принцип относительности, который, в частности, приводит к выводу, что в отдельности принципы сохранения энергии и сохранения вещества неправильны. В микромире действует единый закон сохранения материи, объединяющий в единое целое и энергию, и вещество. Этот закон – закон эквивалентности массы вещества и энергии – имел грандиозное значение, т.к. привел, в конечном счете, к открытию атомной энергии.

В 1911 году английский физик Э. Резерфорд предложил планетарную модель атома, а в 1913 году датчанин Н. Бор создал теорию строения атомного ядра. К этому времени ядерная физика уже оформилась как самостоятельная наука. Общим положением этой науки стал факт, что энергия изотермических ядерных реакций, выделяющаяся при перестройке атомного ядра, превосходит химическую энергию на много порядков, причем подобные ядерные реакции могут, в принципе, происходить на элементах, запасы которых не ограничены. Ныне трудно представить, что далее на протяжении нескольких десятилетий физики даже не пытались наметить пути практического использования упомянутой энергии. Достижения ядерной физики быстро нашли применение в медицине (например, радиология), но только не в области энергетики. Почему?

Дело в том, что долгое время ядерная физика занималась элементарными процессами, развивающимися на лабораторных ускорителях с весьма ограниченным числом ядер. В экзотермических ядерных процессах, реализуемых в таких условиях, подавляющая часть ускоренных заряженных частиц бесполезно растрачивали свою энергию на ионизацию, и никто не видел возможности преодоления этого. Проведение известных ядерных процессов в макроскопических (промышленных) масштабах представлялось нереальным, поскольку какое-либо ускорение медленных процессов естественной радиоактивности представлялось невозможным. Даже сам создатель ядерной физики Э. Резерфорд вплоть до своей смерти в 1937 году высказывался категорически отрицательно о возможности практического использования ядерной энергии в макроскопических масштабах. Даже открытие в его лаборатории в 1932 году Д. Чэдвиком нейтрона – нейтральной частицы, способной эффективно, без непроизводительных затрат энергии на ионизацию, взаимодействовать с ядрами, не переубедило великого физика. Э. Резерфорд указывал на то, что само получение нейтронов осуществлялось в ядерных реакциях, где основная часть энергии растрачивалась на побочные процессы ионизации и возбуждения атомов веществ.

В этом отношении Э. Резерфорд оказался не таким прозорливым, как его не менее гениальный предшественник и соотечественник М. Фарадей, заложивший основы учения об электромагнитных полях и о возможности взаимных преобразований электрической и механической энергий. Глубоко веря в великое будущее своих открытий, М. Фарадей на вопрос об их пользе для человечества ответил вопросом: «...а какая польза может быть от новорожденного?».

Спустя чуть более года после смерти Резерфорда, в начале 1939 года, Ф. Жолио, О. Ган, Ф. Штрассман и ряд других исследователей экспериментально обнаружили новое явление — возможность при попадании медленного нейтрона в ядра тяжёлых элементов (уран или торий) их деления на два ядра приблизительно равной массы с образованием новых свободных нейтронов. Эти опыты легли в основу теории деления, которую разработали независимо друг от друга в СССР Я. Френкель, а в США – Н. Бор и

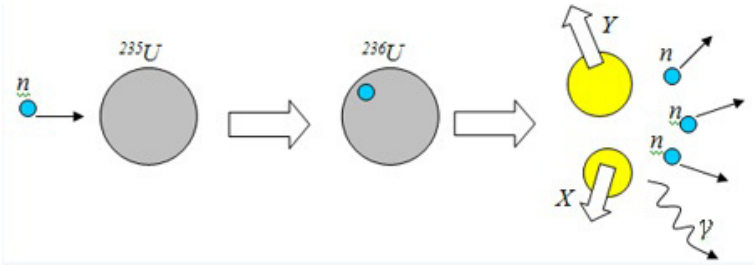


Схема реакции деления атомного ядра урана-235 [5]:
^{235}U и ^{236}U – ядра изотопов урана; *n* – нейтроны; *X* и *Y* – осколки деления; γ – излучение

К. Уиллер. Уже в 1939 году расчёты, выполненные на основе этой теории, показали возможность осуществления цепной реакции деления урана-235. Публиковались все эти результаты в открытой печати, даже научно-популярной [2].

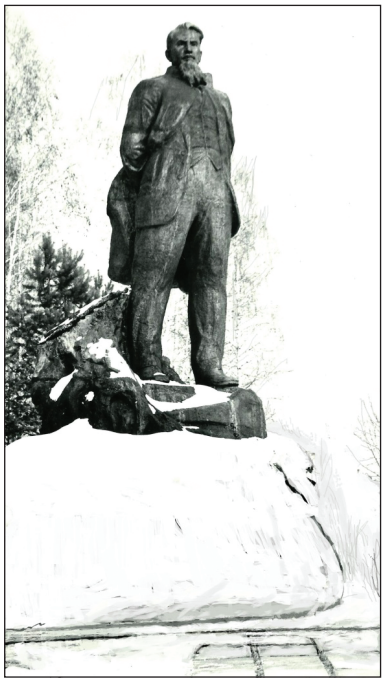
На рисунке дана принципиальная схема реакции деления ядра атома изотопа урана-235 (^{235}U). В случае попадании в него нейтрона *n* атом сначала захватывает нейтрон, превращаясь в неустойчивый изотоп уран-236 (^{236}U), тут же делящийся на два осколка *X* и *Y*, обладающих колоссальной кинетической энергией, которую можно использовать.

Одновременно выделяются несколько новых нейтронов *n*, способных поддержать реакцию, а также ионизирующее излучение γ, которое следует рассматривать как неизбежное зло, хотя и его энергию при определённых условиях можно тоже использовать.

Оставалось только экспериментально подтвердить справедливости теоретических решений. Это было сделано в декабре 1942 года, когда в США заработал первый ядерный реактор, созданный под руководством Э. Ферми.

В нашей стране практическое освоение атомной энергии началось в 1944 году, когда на окраине Москвы было образовано специализированное учреждение. Наиболее известны его кодовые названия – ЛИПАН (Лаборатория измерительных приборов АН СССР), или лаборатория № 2 («двойка»). Работы возглавил Игорь Васильевич Курчатов, крупный отечественный физик и выдающийся учёный, организатор науки. Собрав вокруг себя группу молодых физиков, в меру амбициозных и уже сумевших заявить о себе в науке, он взялся за дело, от которого по тем или иным причинам постарался уклониться ряд наших выдающихся учёных старшего поколения. Жесткий, требовательный, непримиримый, он мог и увлечь, и вдохновить, и создать уникальные условия для работы. Пройдут годы, ЛИПАН превратится в один из крупнейших европейских научных комплексов – Институт атомной энергии имени И.В. Курчатова (ИАЭ), но стиль работы, заложенный Курчатовым, ещё долгие годы будет прослеживаться в деятельности учёных-руководителей институтов и предприятий атомной отрасли.

Когда Курчатов стал во главе проблемы, первейшей задачей было создание атомного реактора для подтверждения возможности осуществления управляемой реакции деления в промышленных масштабах. Пуск такого реактора – физического реактора Ф-1 (первого на



Памятник И.В. Курчатову в Снежинске
работы скульптора А.С. Гилева

Евразийском континенте) – состоялся 25 декабря 1946 года, он подтвердил возможность реализации управляемой реакции деления, а также принципиальные теоретические положения, связанные с использованием ядерной энергии. Остальное стало делом техники – ядерной техники и атомной промышленности, которых не существовало, пришло время начать их создавать.

В начальный период становления атомной отрасли И.В. Курчатова дополнял выдающийся организатор производства Б.Л. Ванников, занимавший в 1945—1953 годах, кроме ряда других важных постов, пост начальника Первого главного управления, которое занималось строительством и управлением создающейся отрасли.

Только перечисление того, что требовалось создать практически с нуля, захватывает дух. Параллельно в нескольких регионах страны форсированными темпами шло крупномасштабное строительство многих предприятий и производств, призванных обеспечить работы по созданию атомного оружия. Сюда относились: комплексы по добыче и переработке урана; предприятия по обогащению урановой руды и по производству ядерного топлива; строительная база со своей индустрией и проектными организациями; специализированные предприятия ядерного и энергетического машиностроения; службы ядерной безопасности, дозиметрии и ядерной медицины; комплексы по хранению и переработке радиоактивных отходов и многое другое. Шло создание новых центров атомной науки и техники, таких, как Физико-энергетический институт (ФЭИ) в г. Обнинске (Калужская обл.), Институт атомных реакторов в г. Димитровграде (Ульяновская обл.), собственных высших учебных заведений (МИФИ).

Ещё одна яркая фигура в атомной промышленности – Е.П. Славский. Он начал работу в отрасли в 1946 году как заместитель Б.Л. Ванникова, а закончил 1986 году, причём с 1957 года (с небольшим перерывом) до выхода на пенсию был министром среднего машиностроения, куда входили все предприятия отрасли. Важна его роль в создании «атомных городов», которые росли вместе с комбинатами, рудоуправлениями и другими предприятиями. Большинство «атомных городов» проектировались Ленинградским институтом комплексного проектирования, поэтому они трогательно похожи друг на друга [3]. Кроме одинаковых архитектурных решений, их объединяла повышенная комфортабельность и ощутимо более высокий уровень жизни в сравнении с общим положением в стране той эпохи. Правда, выехать за границы охранной зоны этого «государства в государстве» далеко не все имели право, иных и «на похороны близких родственников» не всегда пускали.

Е.В. Славский (1898-1991)

Важнейшим и первым в ряду таких предприятий стала организация с кодовым названием КБ-11, филиал ЛИПАНа, разместившаяся на границе Горьковской области и Мордовии. Там формировался научно-технический и производственный центр, где сосредоточились разработка и производство атомной бомбы. Сугубо засекреченный город сменил ряд кодовых названий: наиболее известное из них – «Арзамас-16», а теперь – Саров. И.В. Курчатов привлёк к работам по созданию ядерного оружия ряд лучших отечественных физиков, учёных мирового уровня. Среди них, прежде всего, надо вспомнить Ю.Б. Харитона, главного конструктора и научного руководителя работ по созданию бомбы, Я.Б. Зельдовича, И.К. Кикоина, А.Д. Сахарова.

В 1949 году прошли успешные испытания первой нашей атомной бомбы. Далее на повестку дня стал вопрос создания атомных силовых установок для надводных и подводных кораблей, а также атомных электростанций. Научное руководство и координацию всех работ по созданию как транспортной, так и стационарной энергетики осуществлял А.П. Александров.

С реакторами для силовых установок в теоретическом плане далеко не всё было очевидно. Многих смущало, что ядерные процессы развиваются

А.П. Александров (1903–1994)

спонтанно и молниеносно, полагали, что управлять ими в реальном масштабе времени вряд ли удастся. Добрую службу сыграли тут образующиеся в ходе ядерной реакции деления запаздывающие нейтроны. Среднее время их жизни – примерно 13 с, и благодаря им реакция оказалась управляемой.

Уже 1958 году вышла на ходовые испытания первая отечественная подводная лодка К-3 («Ленинский комсомол»), годом позже – первый атомный ледокол «Ленин», снабжённый ядерной энергетической установкой мощностью 30 МВт. Положительное решение вопроса создания судовых атомных установок автоматически открывало путь к созданию атомных электростанций. Только их реактор должен быть более безопасен и надёжен в эксплуатации, а вырабатываемая с его помощью энергия должна быть хотя бы соизмерима по стоимости с энергией тепловых электростанций.

На этом пути произошло одно событие, попавшее в разряд исторических. В 1954 году в Женеве состоялась первая конференция по мирному использованию атомной энергии. В то время в Физико-энергетическом институте (ФЭИ) шли исследования работы реакторов для подводных лодок. Образующееся в процессе их работы тепло, как ненужное, рассеивалось в атмосферу. Вот и зародилась идея некоего политического решения: снабдить один из экспериментальных атомных реакторов системой утилизации теплоты, энергию которой передать турбине для привода электрогенератора. Подобная схема была реализована, что позволило нашей стране выступить в Женеве с докладом о создании в СССР первой в мире атомной электростанции.

Подлинное возникновение атомной энергетики в нашей стране следует отнести к 1964 году. Тогда на Нововоронежской АЭС был введён в промышленную эксплуатацию первый энергоблок типа ВВЭР мощностью 210 МВт. Этот блок работал уже достаточно эффективно, и себестоимость электроэнергии оказалась приемлемой. Примерно в те же сроки пущен несколько иной по конструкции энергоблок мощностью 285 МВт на Белоярской АЭС, но его эффективность оказалась несколько ниже. С этого момента в мире начинается масштабное строительство атомных электростанций (АЭС), темпы которого постоянно нарастают, а качество и совершенство оборудования увеличиваются; реакторы типа ВВЭР становятся базовой конструкцией для развития отечественной атомной энергетики. Комплексные теплофизические исследования, выполненные ФЭИ, имели большое значение для обеспечения безаварийной работы судовых, а позже и энергетических реакторов в нашей стране. Среди вдохновителей и организаторов этих работ по теплофизике реакторов хочется вспомнить В.И. Субботина, П.Л. Кириллова, С.С. Кутателадзе, В.Е. Дорощука.

Вспоминая тех, кому принадлежит главная роль в проектировании первых отечественных атомных энергетических установок, начать хочется с Н.А. Доллежаля. В 1946 году НИИ химического машиностроения, которое он возглавлял, привлекли к атомному проекту. Он проектировал первые промышленные ядерные реакторы для производства оружейного плутония; после успешных испытаний атомной бомбы с лета 1949 года начал разработку энергетических реакторов для корабельных установок; в 1954 году под его руководством создана первая реакторная установка

Н.А. Доллежаль (1899–2000)

для подводных лодок. В 1952 году Н.А. Доллежаль возглавил «Специальный институт», он же НИИ-8, нынешний Научно-исследовательский и конструкторский институт энерготехники (НИКИЭТ), ныне НИКИЭТ им. Н.А. Доллежаля, которым он руководил 34 года. Совместно с ИАЭ были созданы энергетические уран-графитовые реакторы типа РБМК.

Другой выдающийся организатор работ по созданию ядерных реакторов и оборудования для атомной промышленности, гражданского и военно-морского флота, имя которого долгие годы не упоминалось, – И.И. Африкантов. С 1951 по 1969 год он руководил нижегородским (горьковским) Опытно-конструкторским бюро машиностроения, ОКБМ (ныне «ОКБМ Африкантов»).

Среди его разработок: диффузионные заводы по производству высокообогащённого урана, промышленные и транспортные водо-водяные, уран-графитовые и тяжеловодные реакторы, энергетические реакторы на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем БН-350 и БН-600 [4].

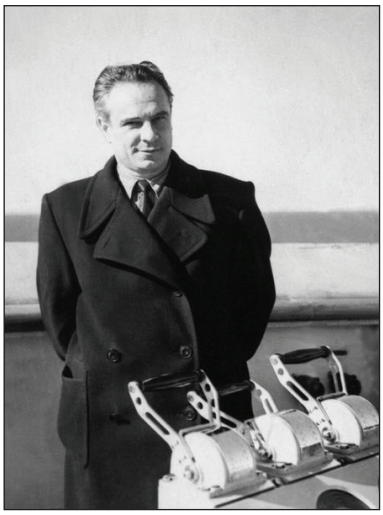
Ядерные энергетические установки первого поколения были двухконтурными и имели корпусной реактор заводского изготовления, что ограничивало его мощность транспортными габаритами. В этой связи весьма перспективным представлялся реактор канального типа (РБМК). Подобные реакторы можно было сооружать непосредственно на объекте; в результате их мощность практически не ограничивалась [4]. Ввод первого такого реактора в 1973 году на Ленинградской АЭС рассматривался как важный этап и основа дальнейшего развития отечественной атомной энергетики.

Семидесятые годы XX столетия отмечены победным шествием атомной промышленности:

быстро наращивались мощности в атомной энергетике, вслед за Ленинградской АЭС пошли станции с реакторами РБМК – Курская, Чернобыльская, Игналинская (последняя с реактором небывалой мощности 1500 МВт);

на Чукотке вошла в строй уникальная Билибинская АЭС с тремя реакторами мощностью по 12 МВт, которую рассматривали как прототип при освоении Севера;

впервые надводный корабль (атомный ледокол «Арктика») достиг Северного полюса;



И.И. Африкантов (1916–1969)

для атомных технологий искали и находили новые области применения – многочисленные атомные взрывы в мирных целях (для создания подземных ёмкостей под хранилища запасов полезных ископаемых; для ликвидации аварийных газовых факелов; для интенсификации добычи нефти и газа; проводилось сейсмическое зондирование земной коры для выявления полезных ископаемых и др.).

Среди специалистов-атомщиков господствует мнение, что АЭС несравненно чище в экологическом отношении традиционных тепловых электростанций (это действительно так, пока нет серьёзной аварии). Впереди уже маячило скорое энергетическое изобилие как база для будущего.

Ситуация у нас в стране и в мире резко изменилась в 1986 году после аварии на Чернобыльской АЭС, случившейся с реактором РБМК. Пока на действующих АЭС – это единственная авария подобного масштаба, имевшая глобальные последствия. И, хотя она произошла из-за грубейших ошибок персонала, в ходе её анализа вскрылся также ряд серьёзных конструктивных дефектов реактора.

После Чернобыля интерес к атомной энергетике во всём мире пропал на долгие годы – новые АЭС не проектировались, а начатые строительства консервировались. Ряд стран, например Швеция, поставили задачу в кратчайший срок полностью ликвидировать АЭС на своих территориях.

После чернобыльской аварии в мире был проведен значительный объём исследовательских

и проектных работ, направленных на повышение эксплуатационной безопасности АЭС, разработаны новые меры предотвращения последствий аварий, ужесточились нормы безопасности. Следующий этап развития атомной энергетики базировался уже на новой технологической базе; изменился и подход к проблеме безопасности, появились принципиально новые, можно сказать, революционные решения активной и пассивной безопасности реактора. Хочется отметить в этой связи работы НИТИ (Научно-исследовательский технологический институт имени А.П. Александрова, г. Сосновый Бор), где исследования по моделированию аварий в атомной промышленности были инициированы ещё в начале 70-х гг. С.Д. Малкиным и В.Б. Хабенским. С 1988 года масштаб, интенсивность и практическая направленность этих работ существенно возросли. В частности совместными усилиями, прежде всего НИТИ, Института химии силикатов РАН, при участии «Атомэнергопроекта» и в кооперации с рядом других организаций, были разработаны устройства, обеспечивающие локализацию в пределах корпуса реактора типа ВВЭР последствий самых тяжёлых аварий, связанных с расплавлением активной зоны [6]. Новейшие АЭС уже оснащаются такими системами.

Новые страны стремятся развивать у себя атомную энергетику. Страны, имеющие АЭС, обновляют и расширяют свои реакторные парки. Развитие атомной энергетики диктуется требованиями ускоренного наращивания энергетических мощностей, а в некоторых странах (например, во Франции) ещё и отсутствием собственных ископаемых энергоресурсов, снижением экологического прессинга энергетики на окружающую среду.

На этом фоне весьма удручающе смотрится авария, случившаяся в 2011 году в Японии на АЭС Фукусима. Экологические последствия её невелики, жертвы минимальны, но дело в том, что в наши дни аварии на Фукусима-1 вообще не должно было быть! Станция построена давно, её первый блок введён в эксплуатацию в 1971 году; когда её строили, многое решения, связанные с безопасностью, не применялись. В частности, реакторы не снабжались системами для дожигания гремучей смеси. Позже необходимость таких систем осознали, их установка стала обязательной. Почему это не было сделано на Фукусима-1 при очередном ремонте? Как случилось, что за год до аварии контролирующие органы Японии продлили на следующие 10 лет разрешение на эксплуатацию первого реакторного блока (с которого началась авария). Далее: при проектировании АЭС есть понятие «максимальных проектных аварий». На них ориентируются при разработке средств защиты. Один из вариантов самой тяжёлой аварии: полное обесточивание – потеря энергоснабжения. Поэтому в проекте АЭС предусматривается аварийный источник электроснабжения – дизельная электростанция, которая при обесточивании автоматически запускается и уже через несколько секунд (!) обеспечивает работу насосов системы расхолаживания реактора. По требованиям безопасности на АЭС необходимо тройное резервирование средств защиты, и на Фукусиме-1 были три независимые аварийные электростанции. Поскольку станция расположена на берегу океана, то для защиты всех трех дизельных электростанций на случай цунами сооружена дамба.

Но вот в 2010 году на Филиппины обрушивается цунами небывалой силы, высота волны оказывается выше защитной дамбы на Фукусиме-1. Казалось бы, надо срочно наращивать дамбу или найти иное решение для защиты аварийных электростанций от цунами, что не так трудно сделать. Главное, время пока есть, до аварии остаётся год. Однако можно и ничего не делать – ведь столь высокой волны больше может не быть. Всё-таки экономия.

Экологические последствия этой аварии не очень велики – могло быть хуже, а вот материальные потери превышают 100 млрд долл. США, что, скорее всего, в сотни раз превышает стоимость мер по предупреждению аварии.

Число малых и средних аварий, с ущербом менее 20 млн долл. США, после аварии в Чернобыле резко уменьшилось и продолжает уменьшаться. Тем не менее частота таких аварий, как Чернобыль и Фукусима, не подчиняется этой закономерности, такие аварии становятся результатом стечения ряда непредвиденных обстоятельств. Число их невелико, и нам представляется, что было бы значительно продуктивней, если бы человечество вместо патетических филиппик о вреде атомной энергетики, констатируя

неизбежность аварий, перешло бы к планомерной подготовке к действиям на случай аварии. Что уже само по себе способствовало бы уменьшению их частоты.

Однако атомная энергетика породила одну серьёзную проблему, где остро переплетаются вопросы безопасности и экономики.

Топливом для подавляющего большинства современных энергетических реакторов служит изотоп урана-235. Его в естественной смеси изотопов природного урана не более 0,71 %, основную массу – около 99,3 % – составляет уран-238. Поэтому топливо искусственно обогащают, поднимая содержание изотопа уран-235 до нескольких процентов; процесс этот очень дорогой, поэтому дальнейшее обогащение невыгодно. Мировые запасы урана-235 невелики и сравнимы с запасами органических топлив, их хватит примерно на сто лет. Дальнейшим этапом будет *бридерная энергетика*, способная обеспечить человечество энергией на многие тысячилетия.

Бридеры (иначе: реакторы-размножители) в процессе своей работы, кроме тепловой энергии, вырабатывают ещё ядерное горючее, причём в количестве большем, чем то топливо, что сгорает в реакторе. Последнее объясняется тем, что из 2,3 (в среднем) свободных нейтронов, выделяющихся при делении урана-235 (см. рис.), для продолжения реакции нужен только один (!). Остальные нейтроны можно использовать, чтоб превратить в ядерное горючее такие весьма распространённые изотопы, как уран-238 или торий-232. Причём запасы тория в 5 раз больше, чем урана. Здесь возможны два основных бридерных цикла:

А. Урановый цикл, в котором бридерный реактор работает на *быстрых нейтронах*. Ядерная реакция идет следующим образом. Уран-238 поглощает нейтрон, превращаясь в уран-239, который, испуская протон, превращается в нептуний-239 (^{239}Np); последний с периодом полураспада 23 дня переходит в плутоний-239, который уже стабилен (период полураспада $2{,}4 \cdot 10^4$ года). Он является атомным горючим: делится при захвате нейтрона с образованием новых нейтронов, только их примерно в два раза больше, чем при делении урана-235, и процесс «бриденга» может быть продолжен. Схема реакции:

$$^{238}_{92}\mathrm{U} + {}^{1}_{0}n \rightarrow {}^{239}_{92}\mathrm{U} \xrightarrow[23{,}5\,\text{мин}]{\beta^{-1}} {}^{239}_{93}\mathrm{Np} \xrightarrow[2{,}3\,\text{года}]{\beta^{-1}} {}^{239}_{94}\mathrm{Pu}. \quad (2)$$

Б. Ториевый цикл осуществляется в реакторе, работающем на *медленных нейтронах*. Исходный материал – размещенный в реакторе торий-232, который переходит в протактиний (^{233}Pa); реакция заканчивается получением урана-233, который по своим свойствам деления подобен урану-235 и плутонию-239:

$$^{1}_{0}\mathrm{n} + {}^{232}_{90}\mathrm{Th} \xrightarrow[22{,}3\,\text{мин}]{\beta^{-1}} {}^{233}_{91}\mathrm{Pa} \xrightarrow[26{,}967\,\text{дней}]{\beta^{-1}} {}^{233}_{92}\mathrm{U}. \quad (3)$$

Главные преимущества бридеров – резкое увеличение ресурсов ядерного топлива, снижение его стоимости и практически неограниченные возможности наращивать энергетические мощности. Недостаток его в том, что плутоний – оружейный материал [5].

Именно бридерная энергетика открывает путь к широкому использованию дешёвой электроэнергии на новой экономической и технологической основе. Этот переход потребует времени и ряда нововведений в технологию промышленности, сельского хозяйства и транспорта. Нововведения включат в себя крупномасштабные многоцелевые энерготехнологические комбинаты, электрификацию строительства и транспорта, электрификацию металлургической и химической промышленности, более эффективные способы переработки отходов. Так атомная промышленность окончательно поглотит не только все сферы производств, но и другие формы человеческой деятельности.

О более отдалённой перспективе сейчас говорить пока ещё рано, однако уже сейчас понятно, что это – использование *термоядерной энергии*, для которой есть практически безграничные источники, их хватит на миллиарды лет. Темпы неуклонного продвижения вперёд в данной области позволяют предположить, что термоядерная энергетика (ТЯЭ), возможно, начнёт конкурировать с бридерной, а может, и заменит её много раньше, чем будут исчерпаны все запасы урана и тория.

На этом фоне появляются и новые, подчас экстравагантные и экзотические, идеи. К ним, наверное, следует отнести *взрывную дейтериевую энергетику* (ВДЭ), где предполагается котёл с множеством термоядерных зарядов [7] .

Сейчас много пишут, что вот-вот на смену атомной энергетике придёт нетрадиционная энергетика. Маловероятно. Если это и будет, то не так скоро. Пока альтернативы атомной энергетике нет, поэтому стоит заглядывать в её будущее. Здесь есть несколько вариантов развития. На путь или пути, которые окажутся предпочтительней, будут влиять много факторов, в их числе – талант исполнителей, случайность и просто везение. Изложенный путь нам представляется естественным, но совершенно не обязательно человечество сразу двинется по нему. История знает много случаев общественных заблуждений не только в жизни, но и в науке и технике, которые надолго замедлили прогресс, а то и на какое-то время пустили его вспять.*

* При написании статьи были использованы некоторые материалы из рукописи Ю.А. Зысина «Энергетика грядущей эры» /архив авторов/.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Петросьянц А.М.** Атомная энергетика. М.: Наука, 1976. 319 с.

2. **Зысин Ю.А.** Проблема высвобождения внутриядерной энергии // Природа. 1945. № 2. С. 8–13.

3. **Бешер-Белинский Л.Б.** Взгляд изнутри: Книга 2. – Published in Canada by Altaspera Publishing & Literary Agetncy Inc., 2013. 685 с.; то же: Книга 3, 2014. 685 с.

4. **Нигматулин И.Н., Нигматулин Б.И.** Ядерные энергетические установки. М.: Энергоатомиздат, 1986. 168 с.

5. **Зысин Л.В., Калютик А.А.** Основы ядерной энергетики. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2008. 162 с.

6. **Бешта С.В., Грановский В.С., Хабенский В.Б. [и др.].** Взаимодействие оксидного жертвенного материала устройства локализации с расплавом кориума при тяжелой аварии на АЭС с ВВЭР. Части. 1–3 // Труды РНКТ-5. Том 1. Общие проблемные доклады. М., 2010.

7. **Иванов Г.А., Волошин Н.П., Ганеев А.С. [и др.]** Взрывная дейтериевая энергетика. Снежинск: Изд-во РФЯЦ, 1997. 138 с.

REFERENCES

1. **Petrosyants A.M.** Atomnaya energetika. M.: Nauka, 1976. 319 s.

2. **Zysin Yu.A.** Problema vysvobozhdeniya vnutriyadernoy energii. *Priroda.* 1945. № 2. S. 8–13. (rus.)

3. **Besher-Belinskiy L.B.** Vzglyad iznutri. Kniga 2. – Published in Canada by Altaspera Publishing & Literary Agetncy Inc., 2013. – 685 s.; to zhe: kniga 3, 2014. 685 s. (rus.)

4. **Nigmatulin I.N., Nigmatulin B.I.** Yadernyye energeticheskiye ustanovki. M.: Energoatomizdat, 1986. 168 s. (rus.)

5. **Zysin L.V., Kalyutik A.A.** Osnovy yadernoy energetiki. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2008. 162 s. (rus.)

6. **Beshta S.V., Granovskiy V.S., Khabenskiy V.B. [i dr.].** Vzaimodeystviye oksidnogo zhertvennogo materiala ustroystva lokalizatsii s rasplavom koriuma pri tyazheloy avarii na AES s VVER. Chasti. 1–3. *Trudy RNKT-5. Tom 1. Obshchiye problemnyye doklady*. M., 2010. (rus.)

7. **Ivanov G. A., Voloshin N. P., Ganeyev A. S.** [i dr.] Vzryvnaya deyteriyevaya energetika. Snezhinsk: Izd-vo RFYaTs, 1997. 138 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ЗЫСИН Леонид Владимирович – доктор технических наук научный сотрудник Института интегративных исследований (ИИИ).
Geula 39, Haifa, 33197, Israel.
E-mail: lv_zyssin@mail.ru

ZYSSIN Leonid V. – Integrative Recearche Institute.
Geula 39, Haifa, 33197, Israel.
E-mail: lv_zyssin@mail.ru

СТЕШЕНКОВ Леонид Петрович – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. сотр..
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: steshenkov@spbstu.ru

STESHENKOV Leonid P. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: steshenkov@spbstu.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.2
УДК 621.577

Е.А. Кондратьева, А.М. Симонов, В.В. Сергеев

ОСОБЕННОСТИ РАБОЧИХ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛОВЫХ НАСОСОВ МАЛОЙ И СРЕДНЕЙ МОЩНОСТИ С ЦЕНТРОБЕЖНЫМИ КОМПРЕССОРАМИ

E.A. Kondratyeva, A.M. Simonov, V.V. Sergeev

FEATURES OF PROCESSES HEAT PUMPS WITH CENTRIFUGAL COMPRESSORS WORKING WITH THE LOW AND MEDIUM HEAT PERFORMANCE

В статье рассмотрена методика анализа эффективности и выбора показателей тепловых насосов с центробежными компрессорами, приведены ряд их показателей при работе на хладагенте R134a в областях среднего и высокого температурных режимов и температурные интервалы работы. Определены параметры тепловых насосов, работающих по различным циклам. Приведены результаты исследования процессов и параметров при выборе различных рабочих веществ тепловых насосов.

ТЕПЛОВЫЕ НАСОСЫ; ЦЕНТРОБЕЖНЫЕ КОМПРЕССОРЫ; УМЕРЕННАЯ МОЩНОСТЬ; ЭФФЕКТИВНОСТЬ РАБОТЫ.

The paper reviews the findings of the study on the process and parameters related to choosing different working fluids for heat pumps, as well as the peculiarities of the performance of heat exchangers in low and medium-capacity pump units whose parameters lie in the range of 1-2 MW and below individual and industrial heat or less supply systems. We have described motor- and steam turbine- driven heat pumps utilizing refrigerant vapors with a combined cycle. The focus was on the operating conditions such as, the high thermal tension rate of the flow in condensers, reaching up to 17000-23000 W/m^2, and the heat transfer in the boiling and condensatioin stages. The paper includes recommendations for selecting the heat exchange parameters at the top and bottom temperature levels in condensers and evaporators. The operating specifics of heat exchangers sunder application of low-boiling refrigerants (– halo carbons). We have made recommendations for using shell- and- tube-type vaporizers and condensers with surface ribbing of copper tubes with a special burnishing treatment.

HEAT PUMP; CENTRIFUGAL COMPRESSOR; MODERATE POWER; RUNNING EFFICIENCY

Среди современных энергетических машин можно выделить теплонасосные установки с одноступенчатыми центробежными компрессорами теплопроизводительностью примерно Q_h = = 1–2 МВт. Области их применения – индивидуальное теплоснабжение, а также выработка тепла для различных сравнительно небольших предприятий по производству продуктов, строительных материалов, мастерских, сельскохозяйственных ферм.

В довольно широком диапазоне тепловой мощности Q_h начиная с примерно 500 кВт и ниже, наряду с распространенными тепловыми насосами с поршневыми компрессорами, возможно применение установок с компактными одноступенчатыми центробежными компрессорами. Они практически не имеют конкуренции в области значений Q_h, больших 500 кВт [1, 2].

Эти значения Q_h ориентировочно определяют область возможного применения тепловых

насосов с одноступенчатыми центробежными компрессорами. На ее пределы влияют: температурный режим работы теплового насоса на верхнем и нижнем уровнях температур; термодинамические свойства применяемого рода рабочего вещества; возможность применения ступеней центробежного компрессора с допустимыми параметрами; тип привода установки и др.

Обобщенных данных по указанным вопросам недостаточно. В связи с этим поставлены следующие задачи по исследованию особенностей процессов в элементах рассматриваемых установок:

определить оптимальные границы температурного интервала работы тепловых насосов, включая нижние границы, не вызывающие резкого ухудшения параметров эффективности;

сравнить параметры тепловых насосов, работающих по различным циклам, простому и комбинированному, с приводом от паровой турбины;

установить нижние границы $Q_{h\min}$ значений теплопроизводительности, при которых допустима замена поршневого компрессора центробежным без снижения эффективности работы компрессора;

исследовать особенности свойств рабочих веществ (хладоны), применяемых в тепловых насосах с центробежными компрессорами.

В число задач входит также выработка рекомендаций, связанных с особенностями теплообменных аппаратов тепловых насосов.

Нижние границы $Q_{h\min}$ значений теплопроизводительности определяются приемлемыми диаметральными размерами D_2 рабочего колеса центробежного компрессора, ниже которых невозможно обеспечить оптимальные соотношения формы проточной части [3].

Температурные интервалы работы тепловых насосов

Рассмотрены показатели циклов тепловых насосов в двух температурных режимах их работы – среднетемпературном и высокотемпературном. В среднем температурном режиме приняты величины температур вырабатываемого тепла в пределах t_k = 40–50 °С. При таких температурах предполагается, в частности, работа панельного и воздушного отопления, а также теплоснабжения.

При высоком температурном режиме рассмотрены температуры вырабатываемого тепла t_k = = 55–75 °С, что соответствует применению тепловых насосов для различных промышленных технологических процессов, а также отопления и теплоснабжения. Температуры нижнего уровня t_0 лежат в пределах от -10 до +50 °С. На нижнем температурном уровне предполагается использовать тепло окружающей среды, а также утилизировать сбрасываемое производственное тепло.

С понижением температуры кипения t_0 падает давление p_0 в испарителе, существенно увеличивается отношение давлений П в компрессоре, резко возрастает удельная работа (внутренний напор h_i), затрачиваемая на привод компрессора. По данным нашего исследования с принятым рабочим веществом R134a при температуре конденсации $t_к$ = 40 °С и температуре кипения t_0 = = 10 °С отношение давлений в цикле составляет величину П = 2,4; понижение температуры кипения t_0 до 5 °С приводит (при той же температуре конденсации) к росту П до 2,9, а при понижении t_0 до -10 °С – до 5,0. С ростом температуры конденсации $t_к$ (температура верхнего уровня), определяемой потребителем, также увеличивается отношение давлений П.

Сравним, в частности, изменение окружной скорости u_2 рабочего колеса компрессора в диапазоне понижения нижнего уровня температур в цикле теплового насоса, т.е. в пределах изменения температуры кипения t_0 в испарителе от +10 до -10 °С. Сравнение проведем при постоянной температуре конденсации $t_к$ = 40 °С (соответствует температуре подаваемого потребителю тепла Q_h). При расчетах приняты: коэффициент напора ступени центробежного компрессора ψ_T = 0,5; политропный КПД компресссора $\eta_п$ варьируется от 1,0 (адиабатный процесс сжатия) до 0,75 [4].

Согласно расчетам получено: при t_0 = 10 °С значения окружной скорости колеса компрессора u_2 достигают величин 190,0–220,0 м/с; при t_0 = –10 °С величины u_2 возрастают до значений 240,0–262,0 м/с.

При требовании обеспечить одноступенчатое сжатие в центробежном компрессоре теплового

насоса могут возникнуть проблемы в связи с ростом окружной скорости u_2, которая определяет уровень чисел Маха (М) потока в проточной части компрессора. Для рассматриваемого типа высоконапорных центробежных ступеней, применяемых в теплонасосных установках, величины условных чисел M_u не должны превышать значений 1,4–1,5; при этом физические числа М в потоке будут соответствовать дозвуковому течению [3, 5]. Рост температуры конденсации $t_к$ (температура верхнего уровня), определяемой потребителем, также приводит к увеличению значений чисел М. При больших значениях чисел M_u необходимо перейти на двухступенчатое сжатие в компрессоре.

Полученные результаты показывают, что использовать температуры нижнего уровня в области значений t_0 меньше 0–5 °С не рекомендуется, если нет специальных, обоснованных требований потребителя.

Установки, работающие по циклу трансформации тепла

Наряду с тепловыми насосами, работающими по обратному циклу, известно применение установок, работающих по циклу трансформации тепла, включающему прямой и обратный циклы. Такие циклы в определенных условиях имеют перспективы применения в теплонасосных установках с центробежным компрессором и приводом от турбины, работающей на хладагенте [5, 6]. У такой схемы установки есть ряд достоинств: отсутствие повышающей передачи (мультипликатор) для привода компрессора; возможность полной герметичности турбокомпрессорного агрегата без применения специальных уплотнений благодаря расположению в одном корпусе приводной турбины на одном валу с компрессором. Вариант такого агрегата для установки с приводной турбиной разработан в СПбГПУ на базе конструкции турбокомпрессора наддува ДВС ТКР14. Принципиальная схема и цикл установки представлены на рис. 1 и 2 [2].

В испарителе тепло q_0 подводится к хладагенту от внешней среды – источника нижнего температурного уровня t_0; образовавшийся в процессе кипения (*4–1*) пар поступает в компрессор, сжимается (*1–2*), идет в конденсатор, где конденсируется (*2–3*) с выделением тепла $q_к$ верхнего температурного уровня $t_к$ во внешнюю среду – потребителю. Осуществляется обратный цикл.

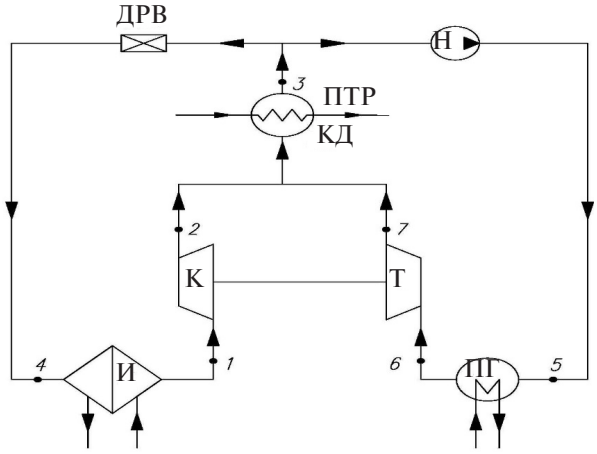


Рис. 1. Схема теплового насоса с приводной турбиной, работающей на паре хладагента: К – компрессор; Т – турбина; КД – конденсатор; И – испаритель; ПГ – парогенератор; ПТР – потребитель тепла; ДРВ – дроссельный вентиль; Н – насос; *1* – вход в компрессор; *2* – выход из компрессора; *3* – выход из конденсатора; *4* – вход в испаритель; *5* – вход в парогенератор; *6* – вход в турбину; *7* – выход из турбины

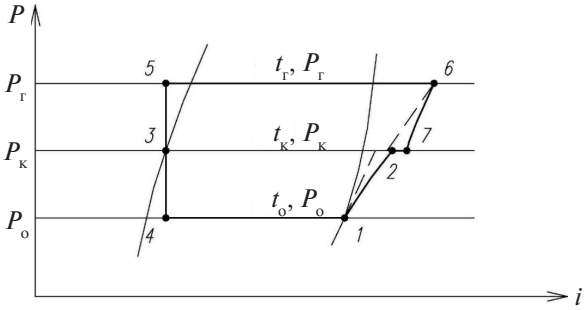


Рис. 2. Схема цикла теплового насоса с приводной турбиной, работающей на хладагенте (пунктирная линия соответствует процесам в компрессоре и турбине при s = const)

После конденсатора часть жидкого хладагента подается насосом (*3–5*) в парогенератор, кипит, перегревается (*5–6*) за счет тепла $q_г$, поступает в турбину. Далее эта часть, смешавшись с паром хладагента, после компрессора направляется в конденсатор. Осуществляется прямой цикл. Потребителю поступает тепло, выделившееся в результате конденсации пара после компрессора и после турбины.

Сравнение параметров тепловых насосов, работающих по различным циклам

При исследовании были рассчитаны и построены в координатах $i - \lg p$ (удельная энтальпия – давление) 120 вариантов циклов тепловых насосов. В качестве рабочего вещества принят альтернативный озоносберегающий хладагент R134a [7], близкий по термодинамическим свойствам хладону R12, подлежащему исключению из применения.

В процессе исследования определялись следующие основные показатели термодинамической эффективности тепловых насосов, работающих по основному обратному и по специальному комбинированному с приводной турбиной циклам: μ – тепловой (отопительный) коэффициент; φ – коэффициент трансформации; η_t – степень термодинамического совершенства.

Величина μ теплового коэффициента, равная отношению q_h удельной теплопроизводительности к удельной затраченной работе l, определяется следующим выражением: $\mu = (i_2 - i_3)/(i_2 - i_1)$, где $(i_2 - i_3)$ – разность энтальпий, которая соответствует теплу, выделяемому в конденсаторе, а $(i_2 - i_1)$ – разность энтальпий, равная затраченной работе в компрессоре.

Значение коэффициента трансформации φ получено из отношения тепловых потоков Q_h, Вт, выделяемого в конденсаторе, и $Q_г$, Вт, затраченного в парогенераторе. Выражая величины Q_h и $Q_г$ через соответствующие значения разностей энтальпий процессов $(i_2 - i_3)$ в конденсаторе и $(i_6 - i_5)$ в парогенераторе и учитывая массовые расходы хладагента через компрессор и через турбину, а также условие равенства мощностей компрессора и турбины, получим

$$\varphi = \left(1 + \frac{i_6 - i_7}{i_2 - i_1}\right)\left(\frac{i_2 - i_3}{i_6 - i_5}\right).$$

В качестве критерия эффективности работы теплового насоса также принят η_t – коэффициент термодинамической эффективности, равный отношению тепловых коэффициентов данного цикла и цикла Карно при одинаковых температурных условиях: $\eta_t = \mu/\mu_к$ [7]. Подробно результаты расчета и их анализ представлены в работе [3]; здесь же отметим ряд важных выводов.

С повышением разницы температур $\Delta t = t_к - t$, т.е. разницы температуры $t_к$ среды потребителя и температуры внешней среды t, эффективность теплового насоса снижается. Например, изменение значений этой разности от $\Delta t_{min} = 5°$ до $\Delta t_{max} = 50°$ приводит к изменению показателя φ от $\varphi_{max} = 6{,}7$ до $\varphi_{min} = 1{,}3$.

При равных условиях показатели φ эффективности тепловых насосов, работающих по специальному циклу трансформации тепла, ниже показателей μ обычных тепловых насосов обратного цикла. Это объясняется тем, что различаются процессы, определяющие затрату потребляемой энергии на осуществление циклов, сравниваемых по показателям μ и φ. Коэффициент φ характеризует эффективность сложного процесса, включающего совместную работу прямого и обратного циклов. При этом количество энергии, затрачиваемой на работу теплового насоса, – это тепловая энергия, которая в процессах в парогенераторе и паровой турбине преобразуется в механическую энергию на валу компрессора. Коэффициент μ учитывает только механическую энергию, подводимую на привод компрессора.

На рис. 3 и 4 представлены данные, которые показывают влияние на показатели μ и φ эффективности теплового насоса коэффициентов полезного действия $\eta_к$ компрессора и $\eta_т$ турбины. Изменения КПД рассмотрены в широких пределах значений – от весьма низких, ниже среднего уровня современных турбомашин, до высоких реально достигаемых величин η = 0,8–0,85 и более. Данные показывают значительное влияние эффективности турбомашин на экономичность тепловых насосов.

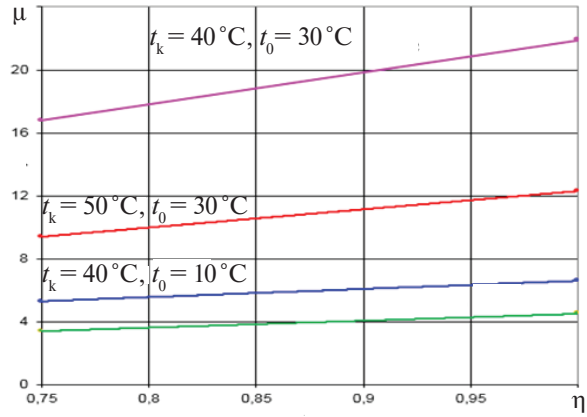


Рис. 3. Зависимость теплового коэффициента μ от КПД компрессора и турбины при различных температурах t_0 нижнего и $t_к$ верхнего температурного уровня

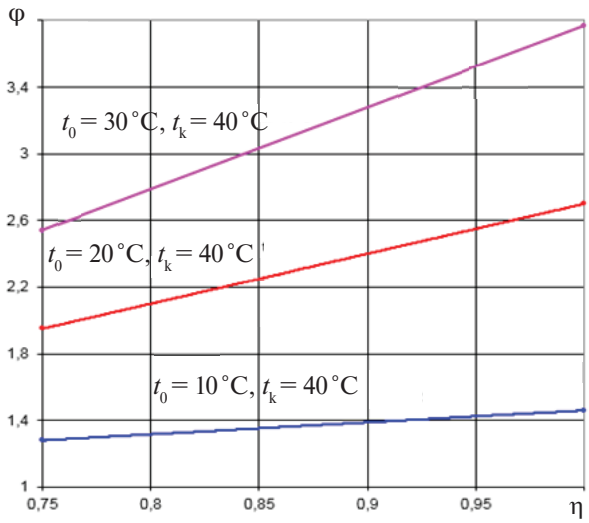


Рис. 4. Зависимость теплового коэффициента φ от КПД компрессора и турбины при различных температурах t_0 нижнего уровня и при температуре верхнего уровня $t_к$ = 40 °С

Расчеты включали также определение важных показателей эффективности тепловых насосов – степеней термодинамического совершенства циклов μ_t. Величины μ_t определяются отношением тепловых коэффициентов рассматриваемого и обратимого циклов при одинаковых режимах работы: $\mu_t = \mu/\mu_к$. В качестве обратимого цикла принят цикл Карно, тепловой коэффициент которого $\mu_к$ определяется только температурами верхнего и нижнего уровней: $\mu_к = T_к/(T_к - T_0)$.

Расчеты показывают, что величины μ_t, характеризуя полезность затраченной работы цикла, зависят от КПД компрессора и турбины, увеличиваясь с ростом $\eta_к$ и $\eta_т$. Они зависят также от разности температур $t_к$ верхнего и t_0 нижнего уровней и от близости давления и температуры процесса конденсации к их значениям в критической точке рабочего вещества, т.е. от свойств хладагента.

При приближении параметров процесса конденсации к параметрам в критической точке значения η_t степени термодинамического совершенства снижаются. В рассматриваемой области параметров циклов тепловых насосов меньшие значения коэффициентов μ_t соответствуют диапазону μ_t = 0,55–0,65, наибольшие – μ_t = 0,8–0,85.

Параметры центробежных компрессоров

Наряду с рассмотренными показателями циклов тепловых насосов, был вычислен ряд параметров, характеризующих эффективность работы центробежных компрессоров при различных режимных условиях. В числе этих параметров следующие: $П = p_к/p_н$ – отношение давлений $p_к$ на выходе и $p_н$ на входе компрессора; u_2, м/с, – окружная скорость рабочего колеса компрессора; $М_u$ – условное число Маха, определяющее характер течения потока в проточной части компрессора (дозвуковой или сверхзвуковой); *n,* об/мин, – максимальная частота вращения ротора компрессора.

В рассмотренной области температурных режимов работы тепловых насосов их основные показатели, соответствующие свойствам применённого в качестве рабочего вещества хладагента R134a, дают возможность применять одноступенчатое сжатие в центробежном компрессоре при среднем температурном режиме работы ($t_к$ = 40–50 °С) вплоть до наименьших температур нижнего уровня (t_0 = 0–5 °С). При этих температурах условные числа $М_u$ достигают предельных значений 1,45–1,5, соответствующих дозвуковому режиму течения потока в компрессоре.

В области высоких температурных режимов максимальное значение чисел $М_u$ достигается при температурах t_0 = 30 °С и $t_к$ = 75 °С и составляет величину $М_u$=1,36, что также соответствует возможности одноступенчатого сжатия. При температурах t_0 = 50 °С и $t_к$=75 °С величина $М_u$ снижается до значения $М_u$ = 0,48.

Для достижения требуемых параметров тепловых насосов целесообразно применять центробежные компрессоры с высоконапорными ступенями, учитывая возможные условия их работы при высоких числах $М_u$. Параметры работы ступеней в условиях тепловых насосов близки параметрам центробежных ступеней компрессоров, применяемых в ряде энергетических машин, таких, как малорасходные газотурбинные установки (транспортного типа, для передвижных электростанций, пожарных насосов), агрегаты наддува двигателей внутреннего сгорания (ДВС), холодильные машины и др [6, 8].

В СПбГПУ накоплен значительный опыт исследований и разработки подобных ступеней [4]. На основе этого опыта установлены допустимые параметры ступени компрессора в условиях работы тепловых насосов. В числе этих параметров: $D_{2\min}$ – минимальный диаметральный размер рабочего колеса компрессора; рекомендуемые значения коэффициентов расхода ($\Phi_р$) и напора ($\psi_т$); n – максимальная частота вращении ротора. Эти данные важны для установления минимальных значений $Q_{h\min}$ теплопроизводительности тепловых насосов, при которых возможно применение центробежных компрессоров в рассмотренной области температурных режимов. Значения $Q_{h\min}$, Вт, определяются по зависимости, полученной с использованием вычисленных параметров центробежных ступеней:

$$Q_{h\min} = D_{2\min}^2 \frac{\pi \Phi_p u_2}{4\nu}(i_2 - i_3).$$

Здесь $D_{2\min}$, м, – минимальный допустимый диаметр рабочего колеса компрессора; $\Phi_р$ – коэффициент расхода; v, м^3/кг, – удельный объем хладагента на входе в ступень компрессора; u_2, м/с, – окружная скорость рабочего колеса; i_2 и i_3, Дж/кг, – значения энтальпий соответственно на входе и выходе конденсатора.

Указанные параметры задаются в следующих пределах: $D_{2\min}$ = 0,065–0,075 м; $\Phi_р$ = 0,06–0,08. При расчете окружной скорости u_2 принимается коэффициент напора $\psi_т$ в пределах 0,05–0,07. Удельный объем пара хладагента v, энтальпии i_2 и i_3 определяются при расчете соответствующего цикла. В результате расчетов получено, что минимальные значения теплопроизводительности тепловых насосов с центробежными компрессорами лежат в пределах 65–75 кВт при наименьших температурах нижнего уровня и возрастают до 160–180 кВт в области высокого температурного режима.

Выбор рабочих веществ

Рассматриваются рабочие вещества, входящие в существующую классификацию хладагентов холодильных машин [7], согласно которой по температуре t_s кипения при нормальном давлении (760 мм рт. ст.) хладагенты разбиты на три группы – с высокой, средней и низкой нормальной температурами кипения. Температуры t_s, °С, по группам: от 0 °С и выше – для группы с высокой нормальной температурой кипения; от 0 °С и ниже (до -50 °С) – для группы со средней нормальной температурой кипения; от -50 °С до -150 °С – для группы с низкой нормальной температурой кипения. Наибольшее распространение на практике получили тепловые насосы, работающие на хладагентах средней группы нормальных температур кипения, в частности на хладоне R12 [2, 7].

При существующих ограничениях на применение R12 [4], выбирая альтернативную замену, следует учесть рассмотренные выше условия применения центробежных компрессоров в теплонасосных установках. Как известно, техническая работа l_i, затрачиваемая на сжатие в компрессоре, численно равна внутреннему напору h_i, определяемому выражением $h_i = \psi_i u_2^2$, где ψ_i – коэффициент внутреннего напора, задаваемый при проектировании компрессора; u_2 – окружная скорость, м/с, рабочего колеса. Величина внутреннего напора h_i зависит от заданных параметров цикла и физических свойств рабочего вещества, в частности от его относительной молекулярной массы μ, т.е. от величины газовой постоянной R, дж/(кг · К), а также от показателя адиабаты k. Следовательно, чем тяжелее сжимаемый хладагент (меньше газовая постоянная), тем меньше окружная скорость, необходимая для обеспечения заданного напора при требуемых температурах и давлениях.

Рассмотрим некоторые результаты сравнения ряда хладонов – R12, R134a, R22, входящих в группу рабочих веществ со средней нормальной температурой кипения t_s, имеющих относительную молекулярную массу μ и газовую постоянную R, Дж/(кг · К), равные соответственно следующим значениям: μ = 120,9, R = 68,76; μ = 102,03, R = 81,49; μ = 86,48, R = 96,16. Расчеты проведены для одного и того же температурного интервала: от температуры кипения t_0 = 10 °С до температуры конденсации $t_к$ = 75 °С. Интервалы давлений различны, определяются родом хладагента.

При расчете процесса сжатия приняты условия, соответствующие современным данным по эффективности высоконапорных осерадиальных ступеней центробежных компрессоров [4, 6], а именно приняты: политропный КПД ступеней η_n = 0,85; коэффициент внутреннего напора

$\psi_i = 0{,}67$; коэффициент теоретического напора $\psi_t = 0{,}67$. Результаты сравнения показывают, что наименьшая окружная скорость u_2 для достижения заданного верхнего температурного уровня вырабатываемого тепла требуется при применении наиболее тяжелого хладагента – R12 – и составляет величину 229,5 м/с. Наибольшая окружная скорость равна 265,1 м/с при работе с самым легким в этой серии рабочим веществом – R22. Для хладагента R134a с промежуточной по величине (между массами R12 и R22) молекулярной массой получено значение окружной скорости $u_2 = 238{,}8$ м/с.

При переходе на более тяжелый хладагент следует учесть, что с увеличением относительной молекулярной массы рабочего вещества снижается значение его газовой постоянной R и связанная с ней скорость распространения звука в потоке, равная $a_{зв} = \sqrt{kRT}$, где k – показатель адиабаты; R, Дж/(кг · К), – газовая постоянная; T, К, – температура газа в данной точке потока. Уменьшение скорости звука приводит к росту уровня чисел М в потоке, что необходимо контролировать при расчетах и не превышать предельно допустимых значений условных чисел Маха M_u (как ранее отмечалось, они равны 1,4–1,5). В противном случае для уменьшения M_u, чтобы избежать сверхзвукового течения в компрессоре и дополнительных потерь в нем, необходимо перейти на двухступенчатое сжатие или произвести замену хладагента на более легкий.

Представляет интерес оценка температур потока в конце процесса сжатия в компрессоре и сравнение их с температурой $t_к$ конденсации. Согласно расчетам температура $t_{ксж}$ конца сжатия возрастает при переходе от тяжелых хладагентов к более легким: ее значения равны соответственно 80 °С при R12, 85 °С при R134a и 90 °С при R22. Для тепловых насосов, работающих при высоких температурах верхнего уровня, контроль температур конца сжатия необходим, чтобы избежать их недопустимого уровня, превышающего тепловую стойкость хладагентов. Это важный показатель свойств хладагента, обеспечивающий его стабильную работу без разрушения в течение длительного времени. При этом надо учесть возможность достижения при сжатии вещества температур, значительно превышающих температуру конденсации.

Рекомендации по теплообменным аппаратам

Важен также учет особенностей процессов в теплообменных аппаратах тепловых насосов малой и средней мощности с центробежными компрессорами. К ним относятся: большие удельные тепловые потоки в теплообменных аппаратах; специфика термодинамических свойств хладонов; повышенные значения верхнего температурного уровня в цикле.

При расчетах теплообменных аппаратов следует ориентироваться на полученные в холодильной технике практические рекомендации [9, 10]. В испарителях температура кипения обычно на 5 К ниже требуемой температуры жидкого теплоносителя на выходе из испарителя, а разность температур на входе и выходе составляет 2,5–4,0 К. В конденсаторах температура конденсации хладагента на 4,0–6,0 К выше температуры выходящей воды (потребителя), а подогрев ее обычно принимают в пределах 3,0–7,0 К.

С целью интенсификации теплообмена теплопередающая поверхность аппарата оребряется со стороны, где меньше коэффициент теплоотдачи, в частности со стороны хладона в кожухотрубных конденсаторах и испарителях. Для увеличения поверхности хладоновых конденсаторов и испарителей из их медных трубок выдавливаются специальной накаткой спиральные рёбра малой высоты. Для хладона R12, например, коэффициент теплоотдачи α может иметь значения 1200–2300 Вт/(м · К), для хладона R22 – примерно на 20–25 % больше. В хладоновых испарителях с оребренными медными трубами (с коэффициентом оребрения 3,6) теплосъем с 1 м^2 внутренней поверхности испарителя составляет 5800–7000 Вт/(м^2 · К) при температурном напоре около 5–6 К и скорости теплоносителя 1,5 м/с.

Для установок с турбокомпрессорами рекомендуются конструкции конденсаторов кожухотрубного типа, горизонтальные [7], имеющие ряд особенностей. Кинетическая энергия поступающего пара хладагента используется для сдува с труб пленки образующегося конденсата. Установка в межтрубном пространстве перегородок препятствует стеканию конденсата с верхних труб на нижние, что увеличивает интенсивность теплоотдачи со стороны конденсирующегося

хладона. Вода проходит через конденсатор по трубам в два хода со скоростью до 2,5 м/с. В кожухотрубных конденсаторах скорости пара хладагента обычно малы, менее 10 м/с. Указанные меры в сочетании с применением медных оребренных труб повышают плотность теплового потока до 17000–23000 Вт/м^2 [7].

Специальному исследованию подлежат возможные режимы реверсивной работы теплообменных аппаратов теплового насоса, когда испаритель выполняет функции конденсатора или наоборот. Такие режимы возникают, если одна и та же установка используется для выработки тепла (отопление) или холода (например, для кондиционирования воздуха).

Заключение

В результате проведенного исследования разработана методика анализа эффективности и выбора параметров тепловых насосов для различных заданных условий. Получены количественные показатели их работы в областях среднего и высокого температурных уровней при работе на хладагенте R134a.

Не рекомендуется применять в цикле работы установок температуры нижнего уровня меньше 0–5 °С, так как это снижает их эффективность из-за увеличения отношений давлений в компрессоре, приводящего к росту затрачиваемой работы и возрастанию уровня чисел М.

Минимальные значения $Q_{h\min}$ теплопроизводительности тепловых насосов, при которых могут применяться центробежные компрессоры, достигают величин в пределах от 65 до 75 кВт при наименьших температурах нижнего уровня, равных 0–5 °С и возрастают с переходом на высокие температурные режимы.

Для рассматриваемых тепловых насосов можно рекомендовать хладагенты средней группы с нормальной температурой кипения, в частности хладоны R12 и R134a. Применение этих хладагентов обеспечивает умеренные значения чисел М в потоке и окружной скорости рабочих колес компрессора, необходимые для обеспечения заданного верхнего температурного уровня. Температуры потока в конце сжатия должны контролироваться, чтобы не выйти за пределы температурной стойкости рабочего вещества.

При разработке теплообменных аппаратов следует ориентироваться на соответствующие рекомендации, используемые в холодильной технике.

Показано, что в определенных областях параметров целесообразно применение тепловых насосов с центробежными компрессорами, в том числе тепловых насосов, работающих по комбинированному циклу с приводной турбиной. Такие установки перспективны, в частности, для применения на утилизируемом тепле, при необходимости работы с переменными режимами на нагрев и на охлаждение, при работе в качестве повышающих термотрансформаторов, в системах кондиционирования воздуха.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Калнинь И.М., Проценко В.П., Пустовелов С.Б.** Системы централизованного теплоснабжения на базе теплонасосных установок // Холодильная техника. 2011. № 1 С. 20–22.

2. **Рей Д., Макмайкл Д.** Тепловые насосы / Пер.с англ. М.: Энергоиздат, 1982. 224 с.

3. **Кондратьева Е.А., Кондратьев А.А., Сергеев В.В., Симонов А.М.** Выбор параметров тепловых насосов с центробежными компрессорами // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 4(183). Т. 1. С. 128–135.

4. **Симонов А.М.** Исследование эффективности и оптимальное проектирование высоконапорных центробежных компрессорных ступеней // Труды научной школы компрессоростроения СПбГПУ. СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2010. С. 164–187.

5. **Чистяков Ф.М.** Холодильные турбоагрегаты. М.: Машиностроение, 1967. 288 с.

6. **Сухомлинов И.Я.** Разработка и реализация методов расчета холодильных центробежных компрессоров // Компрессорная техника и пневматика. 2010. № 2. С. 25–30.

7. Холодильные машины: Учебник / Под ред. Л.С. Тимофеевского. СПб.: Политехника, 2005. 998 с.

8. SCROLL compressor FX-80 for air Conditioner // Technical Review. 1987. Vol. 24. № 3.P. 233.

9. **Данилова Г.Н., Богданов С.Н., Иванов О.П.** Теплообменные аппараты холодильных установок / Под ред. Г.Н. Даниловой. Л.: Машиностроение, 1986. 303 с.

REFERENCES

1. **Kalnin I.M., Protsenko V.P., Pustovalov S.B.** Sistemy tsentralizovannogo teplosnabzheniea na baze teplonasosnykh ustanovok. *Refrigeration technology*. 2011. № 1. S. 20–22. (rus.)

2. **Rey D., Makmaykl D.** Teplovyye nasosy / Per.s angl. M.: Energoizdat, 1982. 224 s. (rus.)

3. **Kondratyeva Ye.A., Kondratyev A.A., Cergeyev V.V., Simonov A.M.** Vybor parametrov teplovykh nasosov s tsentrobezhnymi kompressorami. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. № 4 (183). T. 1. S. 128–135. (rus.)

4. **Simonov A.M.** Issledovaniye effektivnosti i optimalnoye proyektirovaniye vysokonapornykh tsentrobezhnykh kompressornykh stupeney. *Trudy nauchnoy shkoly kompressorostroyeniya SPbGPU*. SPb.: SPbGPU, 2010. S. 164–187. (rus.)

5. **Chistyakov F.M.** Kholodilnyye turboagregaty. M.: Mashinostroyeniye, 1967. 288 s. (rus.)

6. **Sukhomlinov I.Ya.**. Razrabotka i realizatsiya metodov rascheta kholodilnykh tsentrobezhnykh kompressorov. *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika*. 2010. № 2. S. 25– 30. (rus.)

7. Kholodilnyye mashiny: Uchebnik / Pod red. L.S.Timofeyevskogo. SPb.: Politekhnika, 2005. 998 s. (rus.)

8. SCROLL compressor FX-80 for air Conditioner. *Technical Review*. 1987. Vol. 24. № 3.P. 233. (rus.)

9. **Danilova G.N., Bogdanov S.N., Ivanov O.P.** Teploobmennyye apparaty kholodilnykh ustanovok / Pod red. G.N. Danilovoy L.: Mashinostroyeniye, 1986. 303 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

КОНДРАТЬЕВА Екатерина Алексеевна – ассистент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: kondratyeva.e.a@mail.ru

KONDRATYEVA Ekaterina A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: kondratyeva.e.a@mail.ru

СИМОНОВ Анатолий Михайлович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: simonov-33@mail.ru

SIMONOV Anatolii M. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: simonov-33@mail.ru

СЕРГЕЕВ Виталий Владимирович – доктор технических наук профессор, проректор по научной работе Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: sergeev_vitaly@mail.ru

SERGEEV Vitalii V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: sergeev_vitaly@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.3
УДК 621.311

Д.Д. Заборова, М.И. Куколев, Т.А. Мусорина, М.Р. Петриченко

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ СЛОИСТЫХ СТРОИТЕЛЬНЫХ ОГРАЖДЕНИЙ

D.D. Zaborova, M.I. Kukolev, T.A. Mussorina, M.R. Petritchenko

THE SIMPLEST MATHEMATICAL MODEL OF THE ENERGY EFFICIENCY OF LAYERED BUILDING ENVELOPES

Энергоэффективность ограждающих конструкций (стены, перекрытия, фасады) должна соответствовать требованиям нормативных документов. Основное внимание уделяется конструктивно-технологическим мероприятиям, направленным на увеличение термического сопротивления ограждений. Реализация повышенного термического сопротивления стеновой конструкции требует оценок термической устойчивости стены. Показано, что повышенное термическое сопротивление теплопроводности не всегда обеспечивает стационарность температур граней стены. В настоящей статье выясняется связь между активным (термическое сопротивление) и реактивным (аккумуляция) сопротивлениями ограждения на модели одномерной стенки.

ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТЬ; ТЕМПЕРАТУРНО-ВЛАЖНОСТНЫЙ РЕЖИМ; АККУМУЛЯЦИЯ ТЕПЛОТЫ; СТЕНОВЫЕ ОГРАЖДЕНИЯ; ЗАДАЧА КОШИ.

The energy efficiency of building envelopes (walls, floors, facades) should meet the requirements of regulatory documents. The current focus is mainly on the structural and technological measures aimed at increasing the thermal resistance of protections. Increasing the thermal resistance of wall structures requires estimating the thermal stability of the walls. It has been shown that increased thermal resistance of thermal conductivity does not always provide a steady temperature of the wall’s faces. In this paper, we have found the connection between the active (thermal resistance) and the reactive (accumulation) resistances of an envelope using the model of a one-dimensional wall.

ENERGY EFFICIENCY; TEMPERATURE AND HUMIDITY CONDITIONS; HEAT ACCUMULATION, WALL ENCLOSURE; CAUCHY PROBLEM

Введение

В известных публикациях изучается оптимизация температурно-влажностного режима стен, т.е. ресурс конструкций [2], влияние включений на величину потерь теплоты и на термическое сопротивление стеновых ограждений [3], влияние двойных фасадов на тепловые потери [4], эффективность применения новых теплоизоляционных материалов, в том числе противопожарных мембран, на термическое сопротивление и энергоэффективность [5] и т.д. Включениями называются инородные конструкции, кронштейны, элементы арматуры, анкеры и пр., искажающие одномерное температурное поле. К ним же относится неидеальность сопряжения слоев конструкции, приводящая к образованию воздушных линз. Из всего перечня частных задач, как правило, выпадают вопросы тепловой устойчивости ограждений и связанные с этим вопросы определения аккумуляции теплоты ограждениями.

Термическим сопротивлением теплопроводности принято называть величину

$$\sum_{i=1}^{N} \frac{\delta_i}{\lambda_i},$$

где N – число слоев; δ_i – толщина слоя; λ_i – коэффициент теплопроводности; $i = 1(1)N$.

Аккумуляционная способность ограждения определяет количество теплоты, необходимой для поддержания заданного температурного уровня стены и ограждаемого помещения при изменении температуры внешнего источника теплоты (сток). Конструкция теплоустойчива, если скорость изменения температуры в любой точке конструкции не превосходит некоторого предельного значения, иначе выражаясь, если температура ограждающей конструкции $T = T(t, x)$, то $\max\limits_{x\in X}\left|\frac{\partial T}{\partial t}\right| < c_T$, или, что то же, скорость изменения температуры равномерно ограничена на множестве X значений пространственной координаты x.

В статье [2] рассматриваются теплотехнические свойства различных конструктивных систем навесных вентилируемых фасадов. В работах [4, 19] автор поясняет достаточные условия, необходимые для существования свободного конвективного течения в вертикальном щелевом канале.

Менее представлены решения задач гидравлики неизотермических свободно-конвективных потоков в НВФ (навесной вентилируемый фасад). Количество работ по теплопередаче и гидродинамике НВФ на порядок меньше работ по оптимизации термического сопротивления стеновых ограждений.

Решению проблемы энергосбережения в зданиях посвящены многие исследования. Так, В.Г. Гагарин, В.В. Козлов, Е.Ю. Цыкановский предложили методику расчета коэффициента теплотехнической эффективности конструкции с учетом влияния конструктивных элементов [17].

Постановка задач и результаты

В строительстве актуален вопрос влияния уровня тепловой защиты ограждающих конструкций на величину потерь тепловой энергии в здании, который рассматривается в статьях [11–13].

Цель нашей работы – выяснить связь между активным и реактивным сопротивлениями стенового ограждения на модели одномерной стенки.

Для этого необходимо решить следующие задачи:

1) рассмотреть три неравенства, выражающих ограничения на мгновенную температуру стенки;

2) провести анализ свойств решения задачи Коши.

Задача 1 в нормированных координатах ставится так:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(a(x)\frac{\partial T}{\partial x}\right),\ t>0,\ 0<x<1;$$

$$\left(\frac{\partial u}{\partial x}\right)_{x=0} + h_0\left(\theta_0(t) - u(t,0)\right) = \left(\frac{\partial u}{\partial x}\right)_{x=1} +$$

$$+ h_1\left(u(t,1) - \theta_1(t)\right) = 0;\ t>0,\ u(t,0) = 0. \qquad (1)$$

Здесь $u(t, x)$ – температура стенки; x – координата (в долях толщины стенки d); t – безразмерное время (число Фурье $t := \mathfrak{F} = \frac{a_0\tau}{\delta^2}$, t – «физическое» время); θ_0, θ_1 – температуры соответственно горячего и холодного источников (заданы); h_0, h_1 – безразмерная теплоотдача от внешних источников к стенке с горячей и с холодной стороны, или числа Био (заданы); $a = a(x)$ – приведенный коэффициент температуропроводности, $a := \frac{\lambda}{a_0\rho c}$ (задан). Данная конструкция стены изображена на рисунке.

Числа Био определяются стандартно:

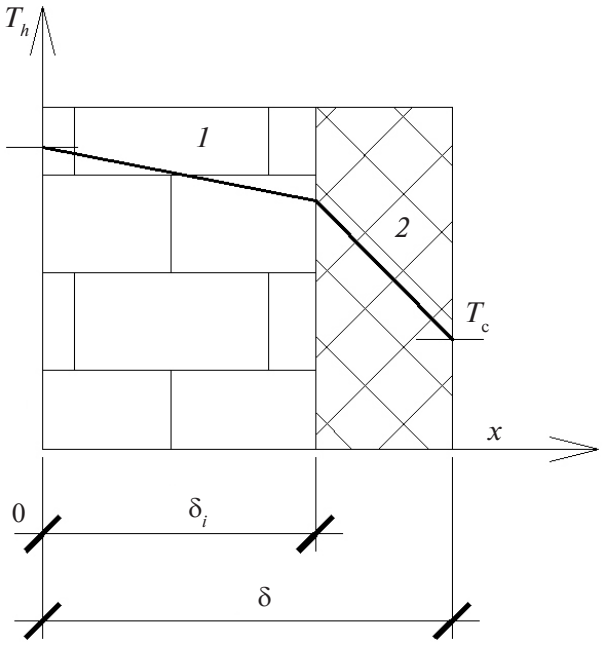


Рис. 1. Распределение температуры по толщине типичной конструкции стены (*1* – кирпич; *2* – утеплитель)

$$\beta = \frac{h_i \sqrt{a t_0}}{\lambda}, \qquad (2)$$

где h_i – коэффициент теплоотдачи; a – коэффициент температуропроводности; t_0 – период времени (год, месяц, неделя и т.д.).

Предельная задача (1) хорошо известна в классической теории [6, 7]. Традиционные методы ее решения плохо работают при температурах внешних источников и коэффициентах теплоотдачи, изменяющихся во времени.

Необходимо отметить три неравенства, выражающих ограничения на мгновенную температуру стены,

$$\theta_1(t) \le u(t, 1) < u(t, 0) \le \theta_0(t), \qquad (2)$$

а также свойства полунепрерывности предельных температур стены как функций чисел Био:

$$\theta_0(t) \ge \limsup_{h_0 \to \infty} u(t, 0), \ \theta_1 \le \liminf_{h_1 \to \infty} u(t, 1). \qquad (3)$$

Задача 2. Для моделирования температурного распределения $u = u(t, x)$ используется интегральное тождество, получаемое из уравнения предельной задачи (1) [8, 9]:

$$\frac{d}{dt}\int_0^1 u(t, x)dx = H_0\left(\theta_0 - u(t, 0)\right) - H_1\left(u(t, 1) - \theta_1\right); \quad (4)$$

$$H_0 := a(0)h_0, H_1 := a(1)h_1.$$

Левая часть тождества (4) представляет мгновенную скорость изменения средней температуры ограждения, т.е. меру его тепловой устойчивости ограждения. Правая часть (4) – баланс плотностей тепловых потоков, «исправленный» (авторы умножают на коэффициенты температуропроводности в предельных точках $x = 0$, $x = 1$) с учетом переменности теплофизических свойств стены по ходу теплового потока.

Тождество (4) можно преобразовать в дифференциальное уравнение для предельной температуры $u(t,0) := \vartheta_0(t)$.

Пусть $u(t, x) := \vartheta_0(t)\exp(-m(t)x)$.

В силу выражения (4) получим

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{\vartheta_0}{m}\left(1 - e^{-m}\right)\right) = H_0\left(\theta_0 - \vartheta_0\right) - H_1\left(\vartheta_0 e^{-m} - \theta_1\right) = 0, \quad (5)$$

причем очевидно, что $\vartheta_0(0) = 0$.

При $m << 1$ получим следующую задачу Коши для определения $\vartheta_0(t)$:

$$\frac{d\vartheta_0}{dt} + \left(H_0 + H_1\right)\vartheta_0 = H_0\theta_0 + H_1\theta_1; \ \vartheta_0(0) = 0. \quad (6)$$

Зная $\vartheta_0(t)$ и воспользовавшись тождеством $m = \dfrac{h_0\theta_0}{h_0 + \vartheta_0}$, можно найти экспоненту $m(t)$ для следующей итерации. Как видно, при $h_0 << 1$ допущение о малости $m(t)$ справедливо. Наоборот, если $h_0 >> 1$, то $m(t) = \theta_0(t)$. Тогда аппроксимация температуры имеет вид

$$u(t, x) = \vartheta_0(t)\exp\left(-x\theta_0(t)\right). \qquad (7)$$

Значит, $\vartheta_1(t) = \vartheta_0 \exp(-\theta_0(t))$, откуда немедленно получаем, что при $h_0 >> 1$ температура горячего источника $\theta_0(t)$ есть среднее логарифмическое температур стенки в предельных точках:

$$\theta_0(t) = \ln\frac{\vartheta_0(t)}{\vartheta_1(t)}.$$

Заключение

Приведем конкретные результаты. Они базируются на простых свойствах решения (8) задачи Коши (6). Эти свойства сформулируем в виде лемм без доказательств (доказательства известны [10, 18]).

Лемма 1. Решение задачи Коши (3) имеет вид:

$$\vartheta_0(t) = \int_0^t \left(H_0\theta_0 + H_1\theta_1\right)(\tau)\exp\left(-\int_\tau^t \left(H_0 + H_1\right)(\omega)d\omega\right)d\tau, \quad (8)$$

где τ, ω – переменные интегрирования.

Лемма 2. Пусть $t \to \infty$. Тогда

$$\lim_{t\to\infty} \vartheta_0(t) = \left(\frac{H_0\theta_0 + H_1\theta_1}{H_0 + H_1}\right)_{t=\infty}. \qquad (9)$$

Иначе говоря, предельное (стационарное) значение температуры горячей грани стены равно средней взвешенной (по теплоотдаче, «исправленной» на неоднородность температуропроводности стенки) температуре горячего и холодного источников [14–16].

Лемма 3. Пусть «исправленные» коэффициенты теплоотдачи (H_0, H_1) и температуры источников (θ_0, θ_1) постоянны. Тогда решение (8) принимает вид

$$\vartheta_0(t) = \frac{H_0\theta_0 + H_1\theta_1}{H_1 + H_0}\left(1 - \exp\left(-\left(H_0 + H_1\right)t\right)\right), \quad (10)$$

Далее:

$$d\vartheta_0 / dt = \left(H_0\theta_0 + H_1\theta_1\right)\exp\left(-t\left(H_0 + H_1\right)\right) \underset{t\to\infty}{\to} +0. \quad (11)$$

Выражение (11) справедливо и для медленно изменяющихся распределений θ_0,θ_1 (температуры источников), H_0,H_1 (коэффициенты теплоотдачи). Тогда, используя (11), можно утверждать следующее:

1) если $H_0 = 0$, т.е. горячая грань стены теплоизолирована, то мгновенная скорость изменения температуры стены ($d\vartheta_0(t)/dt$) определяется только «холодным» источником:

$$d\vartheta_0 / dt = H_1\theta_1\left(t\right)\exp\left(-tH_1\right). \quad (12)$$

При этом максимальная скорость изменения температуры не превосходит $tH_1\exp(-tH_1)$ на всем множестве значений температуры холодного источника $\theta_1(t)$;

2) в условиях предыдущего пункта при неизменной теплоотдаче источника

$$d^2\vartheta_0 / dt^2 = \left(\frac{d\theta_1}{dt}H_1 - H_1^2\theta_1\right)\exp\left(-tH_1\right). \quad (13)$$

Если температура горячей грани стены изменяется линейно, то при любом конечном значении $t > 0$ температура холодного источника меняется экспоненциально по времени: $\theta_1\left(t\right) \approx \exp\left(tH_1\right)$. Иными словами, скорости изменения температур источника и граней стены различны: экспоненциальное изменение температуры источника приводит к линейному изменению температуры граней стены;

3) при конечной теплоотдаче на обеих гранях имеем

$$d^2\vartheta_0 / dt^2 = \left(\frac{d\theta_0}{dt}H_0 + \frac{d\theta_1}{dt}H_1 - \left(H_0 + H_1\right)\left(H_0\theta_0 + H_1\theta_1\right)\right)\times$$
$$\times \exp\left(-t\left(H_0 + H_1\right)\right). \quad (14)$$

Значит, при линейном (медленном) изменении температуры грани приведенная температура источника $\theta_0H_0 + \theta_1H_1$ изменяется пропорционально $\exp(t(H_0 + H_1))$;

4) во всех случаях аккумулирующая способность стены сглаживает колебания температуры на поверхности стены;

5) аккумулирующая способность строительного ограждения, сглаживающая изменения температуры источников (воздух), тем больше, чем больше значения приведенных коэффициентов теплоотдачи H_0, H_1, т.е. в конечном счете, чем больше коэффициенты температуропроводности a_0,a_1 граней стены;

6) таким образом, реализация повышенного термического сопротивления стены за счет применения теплоизоляционных материалов с низкой температуропроводностью вступает в противоречие с теплоустойчивостью ограждения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **ФЗ № 261 2009.** Об энергосбережении и о повышении энергетической эффективности и о внесении изменений в отдельные законодательные акты Российской Федерации.

2. **Туснина О.А., Емельянов А.А., Туснина В.М.** Теплотехнические свойства различных конструктивных систем навесных вентилируемых фасадов // Инженерно-строительный журнал. 2013. № 8. С. 54–88.

3. **Есенгабулов С.К.** Энергоэффективные наружные стены с организационным воздухообменом: автореферат дисс... канд. техн. наук. Москва, 2009. 163 с.

4. **Петриченко М.Р., Петроченко М.В.** Достаточные условия существования свободно конвективного течения в вертикальном щелевом канале // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2012. № 147(2). С. 276–282.

5. **Ватин Н.И., Горшков А.С., Немова Д.В**. Энергоэффективность ограждающих конструкций при капитальном ремонте // Строительство уникальных зданий и сооружений. 2013. № 3 (8). С. 1–11.

6. **Vatin N.I., Nemova D.V., Rymkevich P.P. , Gorshkov A.S.** Influence of building envelope thermal protection on heat loss value in the building // Magazine of Civil Engineering. 2013. № 8. С. 4–14.

7. **Zemitis J., Borodinecs A., Frolova M.** Measurements of moisture production caused by various sources // Energy and Buildings. 2016. № 127. P. 884–891.

8. **Куколев М.И., Петриченко М.Р.** Определение температурного поля стенки при периодическом тепловом воздействии // Двигатель-2007: Труды международной конференции. М.: Изд-во МГТУ, 2007. С. 115–119.

9. **Иванченко Н.Н., Ткаченко М.М., Петриченко М.Р.** Определение теплоотдачи конвекцией в цилиндре ДВПТ // Двигателестроение. 1984. № 12. С. 11–14.

10. **Vatin N., Gorshkov A., Nemova D., Tarasova D.** Energy efficiency of facades at major repairs of buildings // Applied Mechanics and Materials. 2014. Iss. 633–634. P. 991–996.

11. **Ватин Н.И., Немова Д.В., Рымкевич П.П., Горшков А.С.** Влияние уровня тепловой защиты ограждающих конструкций на величину потерь тепловой энергии в здании // Инженерно-строительный журнал. 2012. № 8(34). С. 4–14.

12. **Горшков А.С., Рымкевич П.П.** Диаграммный метод описания процесса нестационарной теплопередачи // Инженерно-строительный журнал. 2015. № 8(60). С. 68–82.

13. **Корниенко С.В.** Многофакторная оценка теплового режима в элементах оболочки здания // Инженерно-строительный журнал. 2014. № 8. С. 25–37.

14. **Korniyenko S.** Evaluation of thermal performance of residential building envelope // Procedia Engineering 2015. Vol. 117. P. 191–196.

15. **Назиров Р.А., Белов Т.В.** Влияние сопротивления теплопередачи утеплителя на распределение температурных полей в стеновых ограждениях с навесными вентилируемыми фасадами // Журнал Сибирского федерального университета. Техника и Технология. 2014. № 2. С. 207–213.

16. **Vatin N., Petrichenko M., Nemova D., Staritcyna A., Tarasova D.** Renovation of educational buildings to increase energy efficiency // Applied Mechanics and Materials. 2014. P. 1023–1028.

17. **Vatin N., Petrichenko M., Nemova D.** Hydraulic methods for calculation of system of rear ventilated facades // Applied Mechanics and Materials. 2014. Vol. 633–634. P. 1007–1012.

18. **СНиП 23-02-2003.** Тепловая защита зданий. М.: Госстрой России, ФГУП ЦПП, 2003. 26 с.

19. **Olshevskyi V., Statsenko E., Musorina T., Nemova D., Ostrovaia A.** Moisture transfer in ventilated facade structures // MATEC Web of Conferences. 2016. T. 53. P. 1–5.

REFERENCES

1. **261-FZ (Federal Law).** Ob energosberezhenii i o povyshenii energeticheskoy effektivnosti i o vnesenii izmeneniy v otdelnyye zakonodatelnyye akty Rossiyskoy federatsii [On energy saving and energy efficiency improvements and on Amendments to Certain Legislative Acts of the Russian Federation]. 2009. 42 p. (rus.)

2. **Tusnina O.A., Yemelyanov A.A., Tusnina V.M.** Teplotekhnicheskiye svoystva razlichnykh konstruktivnykh sistem navesnykh ventiliruyemykh fasadov. *Inzhenerno-stroitelnyy zhurnal*. [Magazine of Civil Engineering]. 2013. № 8. S. 54–88. (rus.)

3. **Yesengabulov S.K.** Energoeffektivnyye naruzhnyye steny s organizatsionnym vozdukhoobmenom: Avtoreferat ... kand. tekhn. nauk. Moskva, 2009. 163 c. (rus.)

4. **Petrichenko M.R., Petrochenko M.V.** Dostatochnyye usloviya sushchestvovaniya svobodno konvektivnogo techeniya v vertikalnom shchelevom kanale. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2012. № 2(147). S. 276–282. (rus.)

5. **Vatin N.I., Gorshkov A.S., Nemova D.V.** Energoeffektivnost ograzhdayushchikh konstruktsiy pri kapitalnom remonte. *Stroitelstvo unikalnykh zdaniy i sooruzheniy*. [Construction of Unigue Buldings and Structurs]. 2013. № 3 (8). S. 1–11. (rus.)

6. **Vatin N.I., Nemova D.V., Rymkevich P.P., Gorshkov A.S.** Influence of building envelope thermal protection on heat loss value in the building. *Magazine of Civil Engineering*. 2013. № 8. S. 4–14.

7. **Zemitis J., Borodinecs A., Frolova M.** Measurements of moisture production caused by various sources. *Energy and Buildings*. 2016. № 127. P. 884–891.

8. **Kukolev M.I., Petrichenko M.R.** Opredeleniye temperaturnogo polya stenki pri periodicheskom teplovom vozdeystvii. *Dvigatel-2007: Trudy mezhdunarodnoy konferentsii*. Moskva: Izd-vo MGTU, 2007. S. 115–119. (rus.)

9. **Ivanchenko N.N., Tkachenko M.M., Petrichenko M.R.** Opredeleniye teplootdachi konvektsiyey v tsilindre DVPT. *Dvigatelestroyeniye*. 1984. № 12. S. 11–14. (rus.)

10. **Vatin N., Gorshkov A., Nemova D., Tarasova D.** Energy efficiency of facades at major repairs of buildings Applied Mechanics and Materials, 2014. Iss. 633–634. P. 991–996.

11. **Vatin N.I., Nemova D.V., Rymkevich P.P., Gorshkov A.S.** Vliyaniye urovnya teplovoy zashchity ograzhdayushchikh konstruktsiy na velichinu poter teplovoy energii v zdanii. *Inzhenerno-stroitelnyy zhurnal*. [Magazine of Civil Engineering]. 2012. № 8(34). S. 4–14. (rus.)

12. **Gorshkov A.S., Rymkevich P.P.** Diagrammnyy metod opisaniya protsessa nestatsionarnoy teploperedachi. *Inzhenerno-stroitelnyy zhurnal*. [Magazine of Civil Engineering] 2015. № 8(60). S. 68–82. (rus.)

13. **Korniyenko S.V**. Mnogofaktornaga otsenka teplovogo rezhima v elementakh obolochki zdaniya. Ingenern-stroitelnyy zhuznal [Magazine of Civil Engineering]. 2014. № 8. S. 25–37. (rus.)

14. **Korniyenko S.** Evaluation of thermal performance of residential building envelope. *Procedia Engineering*. 2015. Vol. 117. S. 191–196.

15. **Nazirov R.A., Belov T.V.** Vliyaniye soprotivleniya teploperedachi uteplitelya na raspredeleniye temperaturnykh poley v stenovykh ograzhdeniyakh s navesnymi ventiliruyemymi fasadami. *Zhurnal Sibirskogo federalnogo universiteta. Tekhnika i Tekhnologiya*. 2014. № 2. S. 207–213. (rus.)

16. **Vatin N., Petrichenko M., Nemova D., Staritcyna A., Tarasova D.** Renovation of educational buildings to increase energy efficiency. *Applied Mechanics and Materials*. 2014, P. 1023–1028.

17. **Vatin N., Petrichenko M., Nemova D.** Hydraulic methods for calculation of system of rear ventilated

facades. *Applied Mechanics and Materials*. 2014. Vol. 633–634. P. 1007–1012.

18. **SP 50.13330.2012.** Teplovaya zashchita zdaniy. M.: Gosstroy Rossii, FGUP TsPP. 2012. 139 s.

19. **Olshevskyi V., Statsenko E., Musorina T., Nemova D., Ostrovaia A.** Moisture transfer in ventilated facade structures. *MATEC Web of Conferences*. 2016. T. 53. P. 1–5

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ЗАБОРОВА Дарья Дмитриевна – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: zaborova-dasha@mail.ru

ZABOROVA Dariia D. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: zaborova-dasha@mail.ru

КУКОЛЕВ Максим Игоревич – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: m_kukolev@mail.ru

KUKOLEV MAKSIM I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: m_kukolev@mail.ru

МУСОРИНА Татьяна Александровна – студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: flamingo-93@mail.ru

MUSSORINA Tatiana T. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: flamingo-93@mail.ru

ПЕТРИЧЕНКО Михаил Романович – доктор технических наук профессор, заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: fonpetrich@mail.ru

PETRITCHENKO Mikhail R. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: fonpetrich@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.4
УДК 622.279.5.001.42

А.Д. Гиргидов

КВАЗИСТАЦИОНАРНАЯ МОДЕЛЬ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ДАВЛЕНИЯ В ГАЗОВОЙ СКВАЖИНЕ

A.D. Girgidov

QUASISTATIONARY MODEL OF PRESSURE RECOVERY IN A GAS WELL

Использование решений нестационарного дифференциального уравнения Дарси для бесконечного пласта с целью построения кривой восстановления давления (КВД) для газовой скважины включает ряд упрощающих допущений, погрешность от введения которых трудно оценить. Предлагается рассчитывать кривую восстановления давления, используя квазистационарную модель фильтрационного потока, основанную на интегральном уравнении Дарси. Эта модель под названием метода непрерывной последовательности стационарных состояний хорошо зарекомендовала себя при решении многих задач. Формулируется модель (допущения, расчетные уравнения, граничные условия) и предлагается метод вычислений. Модель позволяет рассчитывать КВД и в предположении, что горизонтальные размеры пласта не ограничены, и для условий конечных размеров пласта. Пример расчета подтверждает приемлемость допущений, на которых основывается модель.

ГИДРАВЛИКА; ГАЗОВАЯ СКВАЖИНА; КРИВАЯ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ДАВЛЕНИЯ; ЗАКОН ДАРСИ; ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЬ СТАЦИОНАРНЫХ СОСТОЯНИЙ; ПЛАСТ КОНЕЧНЫХ РАЗМЕРОВ.

Using the solutions of the nonstationary differential Darcy's equation for an infinite gas bed with the goal of constructing a pressure recovery curve (PRC) for a gas well includes some simplifying assumptions; it is difficult to estimate the error from introducing these assumptions. It is proposed to calculate the PRC using the quasi-stationary model of gas motion through soil. The model is based on integral Darcy’s equation and is well -known as a continuous sequence of stationary states. Basic assumptions, equations and boundary conditions are formulated. The model proposed makes it possible to calculate the PRC for finite as well as finite horizontal sizes of the gas bed. An example of the calculation confirms the validity of the model compared to natural conditions.

HYDRAULICS; GAS WELL; PRESSURE RECOVERY CURVE; SEQUENCE OF STATIONARY STATES; DARCY’S LAW; BED OF FINITE HORIZONTAL SIZES.

Введение

Кривая восстановления давления (КВД) в газовой скважине, вскрывшей однородный пласт, при мгновенном уменьшении дебита до нуля традиционно рассчитывается на основе решения дифференциального уравнения нестационарной фильтрации, которое в случае плоскорадиального движения имеет вид [1–5]:

$$\frac{\partial P}{\partial t}-\kappa(p)\left(\frac{\partial^2 P}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial P}{\partial r}\right)=0, \qquad (1)$$

где $P(r,t)=\frac{\rho_a g}{2p_a}\frac{p^2}{2}$ – функция Лейбензона; p – гидродинамическое давление; ρ – плотность газа; g – ускорение силы тяжести; индекс a относит величину к нормальному атмосферному

давлению; $\kappa = \dfrac{k\rho}{m\eta}$ – коэффициент пьезопроводности; k – проницаемость пласта; η – динамический коэффициент вязкости газа; m – пористость пласта; r – расстояние от оси скважины; t – время.

При практических расчетах КВД обычно вводят следующие допущения [1–5]. Во-первых, уравнение (1) линеаризуют, полагая, что можно приближенно считать $\kappa = \text{const}$, хотя при этом уравнение (1) описывает фильтрацию не газа, а капельно-упругой жидкости (нефть). Во-вторых, изменение во времени давления в остановленной газовой скважине рассчитывают, используя аналитическое решение Маскета, полученное для бесконечного пласта. Однако, как известно, с одной стороны, горизонтальные размеры газовых пластов значительно меньше, чем размеры нефтяных пластов, и поэтому длительная промышленная эксплуатация газовой скважины с фиксированным дебитом может иметь место только в результате снижения пластового давления, а с другой стороны, использование модели бесконечного пласта (по его определению) не допускает снижения во времени пластового давления, и это ещё одна причина, ограничивающая область применимости решения Маскета. В-третьих, аналитическое решение Маскета упрощают, соразмеряя время эксплуатации скважины с постоянным дебитом (который обеспечивается снижением пластового давления) со временем восстановления давления при остановке скважины и при постоянном пластовом давлении, хотя оба эти интервала времени физически между собой не связаны. Перечисленные упрощения могут внести в результаты расчета КВД трудно оцениваемые погрешности. Несмотря на это, решение уравнения (1) для бесконечного пласта и для капельно-упругой жидкости эффективно используется на практике при обработке КВД газовых скважин [6–8].

На основании вышеизложенного автором предложен гидравлический расчет КВД, основанный на доказавшем свою эффективность методе непрерывной последовательности стационарных состояний [1–3, 9].

Описание предлагаемой модели расчёта КВД

Согласно методу непрерывной последовательности стационарных состояний приток газа к скважине в каждый момент времени подчиняется интегральному уравнению Дарси:

$$Q_{\text{м}} = \frac{\pi k T \rho_{\text{а}}}{\eta p_{\text{а}}} \frac{p_{\text{п}}^2 - p_{\text{с}}^2}{\ln \dfrac{R}{r_{\text{с}}}}, \qquad (2)$$

где $Q_{\text{м}}$ – массовый расход (дебит) газа в скважине; T – толщина пласта; $p_{\text{п}}$ – пластовое давление (точнее давление в пласте при $r = R$); p_c – забойное давление; R – радиус дренирования скважины; r_c – радиус скважины. Рассмотрим последовательность стационарных состояний при эксплуатации газовой скважины на оси круглоцилиндрического пласта толщиной T и радиусом $R_{\text{п}}$. При $R < R_{\text{п}}$ (как и в бесконечном пласте) при неизменном пластовом давлении $p_{\text{п}}$ постоянство дебита газа $Q_{\text{м}}$, необходимое при производственном режиме эксплуатации скважины, обеспечивается постепенным уменьшением забойного давления p_c и увеличением радиуса репирования R в соответствии с уравнением (2). Пары значений (p_{c1}, R_1) и (p_{c2}, R_2) на рис. 1 при подстановке их в уравнение (2) дают одинаковый дебит $Q_{\text{м}}$. Так как R входит в уравнение (2) под логарифмом, то $R(t)$ возрастает с уменьшением $p_c(t)$ чрезвычайно быстро; при этом область $r < R(t)$ пласта, питающая скважину, непрерывно возрастает.

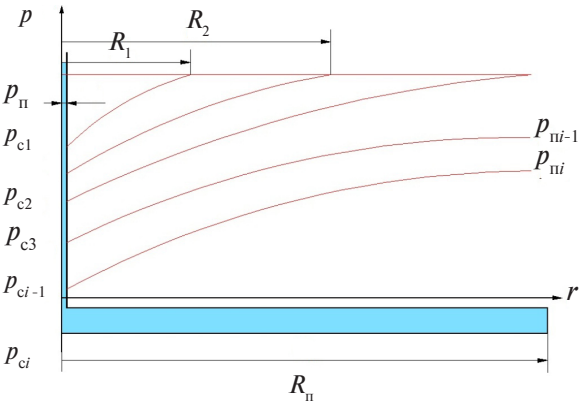


Рис. 1. Схема понижения давления в газовом пласте конечных размеров

Когда со временем радиус дренирования $R(t)$ станет равным радиусу пласта $R_п$ (см. рис. 1), дальнейшее поддержание постоянства дебита $Q_м$ может быть обеспечено только за счет снижения давления во всём пласте, например при понижении пьезометрической линии ($p_{ci-1}, p_{пi-1}$) до пьезометрической линии ($p_{ci}, p_{пi}$). Вычисление пары ($p_{ci}, p_{пi}$) реализуется с помощью формулы (2) для заданных $Q_м$ и $R_п$, при этом роль пластового давления $R_п$ играет давление на границе пласта $p_{н,i}$. Интервал Δt_i времени, прошедшего от стационарного состояния, задаваемого парой значений ($p_{ci-1}, p_{пi-1}$), до состояния с парой (p_{ci}, $p_{пi}$) определяется из равенства объёма $Q_м\,\Delta t_i$ объёму газа, который выделился из пласта при снижении в нём давления между (i–1)-м и i-м стационарными состояниями. Описанная выше схема извлечения газа из пласта обеспечивает время промышленной эксплуатации скважины, измеряемое месяцами и даже годами.

Рассмотрим алгоритм расчета КВД для условия, когда остановка скважины и восстановление давления произошли при $R < R_п$. Для простоты изложения будем считать процесс изотермическим, а также исключим возможные изменения условий в призабойной зоне (например, скин-эффект) [1, 7, 8]. Пусть в начальный момент времени $t = 0$ пьезометрическая линия фиксирует пластовое давление $p_п$ при значении радиуса питания $R(0)$, как показано на рис. 2, и в этот момент скважина остановлена. При условии, что расход, поступающий в скважину, равен нулю, из уравнения Дарси следует, что градиент давления при $r = r_c$ равен нулю. Будем полагать, что изменение давления в призабойной зоне происходит следующим образом. За время Δt градиент давления становится равным нулю не только при $r = r_c$, но и выравнивается во всем призабойном цилиндре с радиусом $r_c + \Delta r$. Это наиболее важное упрощение, используемое в предлагаемой модели. Уравнение пьезометрической линии получим из (2):

$$p(0,r)=\sqrt{p_с^2+\frac{p_п^2-p_с^2}{\ln\frac{R(0)}{r_с}}\ln\frac{r}{r_с}}. \qquad (3)$$

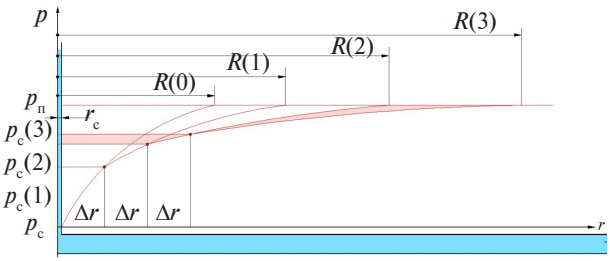


Рис. 2. Расчётная схема квазистационарной модели для бесконечного пласта

Из этого уравнения при $r(1) = r_c + \Delta r$ вычислим значение давления $p_c(1) = p(0, r_c + \Delta r)$. Через интервал времени Δt пьезометрическая линия приобретает вид, указанный на рис. 2, которому соответствует уравнение

$$p(1,r)=\sqrt{p_с^2(0,r_с+\Delta r)+\frac{p_п^2-p_с^2(0,r_с+\Delta r)}{\ln\frac{R(1)}{r_с+\Delta r}}\ln\frac{r}{r_с+\Delta r}}. \qquad (4)$$

Масса M_1 газа, которая поступает в призабойный цилиндр с радиусом $r_c + \Delta r$, благодаря чему в нем выравнивается давление до значения $p_c(1)$, равна массе M_2 газа, которая выделяется из кольцевого цилиндра с внутренним радиусом $r_c + \Delta r$ и внешним радиусом $R(1)$, за счет понижения давления от $p(0, r)$ до $p(1, r)$. Равенство этих масс дает уравнение для вычисления $R(1)$. Задавая Δr достаточно малым, можно считать, что расход $Q(t)$, поступающий из кольцевого цилиндра в призабойный, линейно изменяется со временем, и, следовательно, можно принять, что средний массовый расход за интервал Δt равен полусумме расходов, соответствующих моментам времени $t(0) = 0$ и $t(1) = \Delta t$. Разделив массу газа, который перешел в призабойный цилиндр, на средний массовый расход, вычислим $\Delta t = t(1)$.

Аналогичная последовательность вычислений используется для всех значений $r(i) = r_c + i\,\Delta r$, где $i = 1, 2, 3, \ldots$.

В общем случае на i-м шаге пьезометрическая линия описывается уравнением

$$p(i,r)=\sqrt{p_п^2(i-1,r(i))+\frac{p_п^2-p_с^2(i-1,r(i))}{\ln\frac{R(i)}{r(i)}}\ln\frac{r}{r(i)}}. \qquad (5)$$

Масса газа, поступающая в призабойный цилиндр на i-м шаге:

$$M_1(i)=\frac{\rho_а T}{p_а}\left\{\left[p(i,r(i+1))-p(i,r(i))\right]\pi\left[r^2(i)-r_с^2\right]+\right.$$
$$\left.+\int_{r(i)}^{r(i+1)}\left[p(i,r(i+1))-p(i,r)\right]2\pi r dz\right\}. \quad (6)$$

Масса газа, который выдавливается из кольцевого цилиндра в призабойный, равна

$$M_2(i)=\frac{\rho_а T}{p_а}\left\{\int_{r(i+1)}^{R(i)}\left[p(i,r)-p(i+1,r)\right]2\pi r dr+\right.$$
$$\left.+\int_{R(i)}^{R(i+1)}\left[p_п-p(i+1,r)\right]2\pi r dr\right\}. \quad (7)$$

Приравняв эти две массы,

$$M_1(i)=M_2(i), \quad (8)$$

получим уравнение для вычисления $R(i+1)$.

Массовый расход, отвечающий i-й пьезометрической линии:

$$Q_м(i)=\frac{\pi k T\rho_а}{\eta p_а}\,\frac{p_п^2-p^2(i,r(i))}{\ln\dfrac{R(i)}{r(i)}}. \quad (9)$$

Средний массовый расход за интервал времени $\left[t(i),t(i+1)\right]$:

$$\overline{Q}_м(i)=\frac{1}{2}\left[Q_м(i)+Q_м(i-1)\right].$$

Интервал времени $\Delta t(i)$ между переформированием $(i-1)$-й пьезометрической линии в i-ю равен

$$\Delta t(i)=\frac{M_1(i)}{\overline{Q}_м(i)}. \quad (10)$$

Время, за которое давление в скважине возрастёт от $p_с$ до $p(i, r(i))$, равно

$$t(i)=t(0)+\sum_{k=1}^{i}\Delta t(k). \quad (11)$$

Построение КВД по приведенному выше алгоритму, т.е. установление зависимости

$$p(i,r_с)=p(i,r(i))=f(t(i)), \quad (12)$$

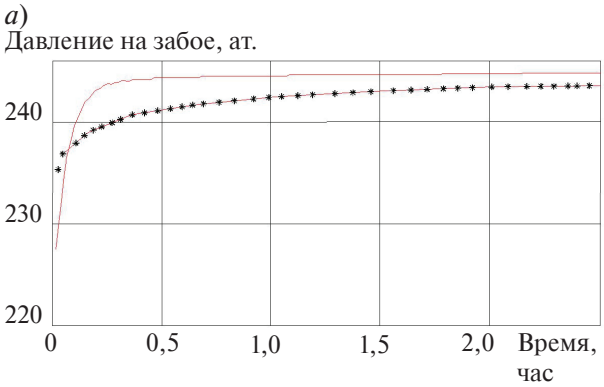
не представляет никаких сложностей и сводится к элементарному расчёту по формулам.

Пример расчёта КВД на основе предлагаемой модели

Для того чтобы оценить эффективность предложенного метода расчёта КВД и приемлемость допущений, на которых он основан, по приведенным выше формулам и уравнениям была рассчитана КВД для натурных условий, приведенных в [10]; их характеризуют следующие данные: эффективная толщина пласта $T = 29{,}1$ м; вязкость газа $\eta = 12 \cdot 10^{-6}$ Па·с; проницаемость грунта $k = 2{,}2 \cdot 10^{-14}$ м^2; атмосферное давление $p_a = 0{,}1013$ МПа; радиус скважины $r_c = 0{,}11$ м.; радиус контура дренирования $R(0) = 50$ м; пластовое давление $p_п = 24{,}5$ МПа; забойное давление до остановки $r_c = 22{,}24$ МПа.

Результаты расчета приведены на рис. 3. Сравнение их с результатами расчетов КВД по общепринятым методам показало, что КВД, рассчитанная по предлагаемой модели, отличается от приведенных в статье [10] не более чем на 0,5–1 %, что меньше погрешности натурных измерений пластового давления.

а)



б)

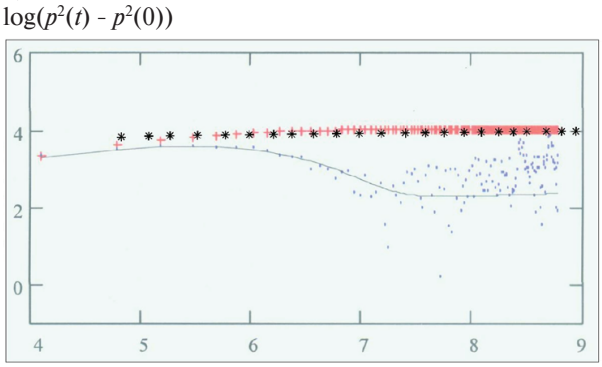


Рис. 3. Сравнение расчетов КВД по методике используемой в настоящее время (*а* – ++++) и расчётов по предлагаемой модели в логарифмических шкалах (*б* – ****)

Заключение

Благодаря простой и прозрачной схеме потока в газовом пласте предлагаемый метод расчёта КВД позволяет при несущественной переформулировке вычислять КВД в пласте с ограниченными горизонтальными размерами, а также снижение пластового давления при фиксированном дебите (для этого в (7) надо положить $R(i) = R(i + 1) = R_n = \text{const}$). Отметим ещё раз, что используемый в настоящее время алгоритм расчёта КВД основан на решении уравнения (1) для бесконечного пласта и включает не вполне оцениваемые упрощения. Имея это в виду, следует признать существенные преимущества предлагаемой квазистационарной модели, основанной на хорошо зарекомендовавшем себя при решении многих задач методе непрерывной последовательности стационарных состояний.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Маскет М.** Течение однородных жидкостей в пористой среде. М.-Л.: Гостоптехиздат, 1949. 628 с.

2. **Чарный И.А.** Подземная гидродинамика. М.: Гостехиздат, 1963. 397 с.

3. **Мищенко И.Г.** Скважинная добыча нефти. М.: Изд-во «Нефть и газ» РГУ нефти и газа им. И.М. Губкина, 2003. 816 с.

4. Инструкция по комплексному исследованию газовых и газоконденсатных скважин / Под ред. З.С. Алиева и [др.]. М., 2008. 476 с.

5. **Алиев З.С., Басниев К.С., Кузнецов О.Л., Мирзаджанзаде А.Х.** Основы технологии добычи газа. М.: Недра, 2003. 880 с.

6. **Шагиев Р.Г.** Исследование скважин по КВД (кривые восстановления давления). М.: Наука, 1998. 304 с.

7. **Гарифуллин Р.Н., Еникеев Р.Р., Хасанов М.М.** Новый подход к интерпретации кривых восстановления давления // Вестн. инжинирингового центра «Юкос». 2001. № 2. С. 13–16.

8. **Говорков Д.А.** Анализ методов исследования гидродинамических состояний скважин и пластов // Вестник кибернетики. Тюмень: Изд-во ИПОС СО РАН, 2008. № 7. С. 33–42.

9. **Гиргидов А.Д.** Время понижения уровня грунтовой воды при строительстве котлована // Инженерно-строительный журнал. 2012. № 4. С. 52–56.

10. **Гребенников В.Т.** Методика обработки кривых восстановления давления, полученных при исследовании газовой скважины. [Электронный рессурс] // Портал REFdb.ru._URL:<http:refdb.ru/look/2928959.html>

REFERENCES

1. **Masket M.** Techeniye odnorodnykh zhidkostey v poristoy srede. M.-L.: Gostoptekhizdat, 1949. 628 s. (rus.)

2. **Charnyy I.A.** Podzemnaya gidrodinamika. M.: Gostekhizdat, 1963. 397 s. (rus.)

3. **Mishchenko I.G.** Skvazhinnaya dobycha nefti. M.: Izd-vo «Neft i gaz» RGU nefti i gaza im. I.M.Gubkina, 2003. 816 s.

4. Instruktsiya po kompleksnomu issledovaniyu gazovykh i gazokondensatnykh skvazhin / Pod red. Z.S. Aliyeva [i dr.]. M., 2008. 476 s. (rus.)

5. **Aliyev Z.S., Basniyev K.S., Kuznetsov O.L., Mirzadzhanzade A.Kh.** Osnovy tekhnologii dobychi gaza. M.: Nedra, 2003. 880 s. (rus.)

6. **Shagiyev R.G.** Issledovaniye skvazhin po KVD (krivyye vosstanovleniya davleniya). M.: Nauka, 1998. 304 s. (rus.)

7. **Garifullin R.N., Yenikeyev R.R., Khasanov M.M.** Novyy podkhod k interpretatsii krivykh vosstanovleniya davleniya. *Vestn. inzhiniringovogo tsentra «Yukos»*. 2001. № 2. S. 13–16. (rus.)

8. **Govorkov D.A.** Analiz metodov issledovaniya gidrodinamicheskikh sostoyaniy skvazhin i plastov. *Vestnik kibernetiki*. Tyumen.: Izd-vo IPOS SO RAN, 2008. № 7. S. 33–42. (rus.)

9. **Girgidov A.D.** Vremya ponizheniya urovnya gruntovoy vody pri stroitelstve kotlovana. *Inzhenerno-stroitelnyy zhurnal*. 2012. № 4. S. 52–56. (rus.)

10. **Grebennikov V.T.** Metodika v obrabotki krivykh vosstanovleniya davleniya, poluchennykh pri issledovanii gazovoy skvazhiny. *[Elektronnyy ressurs]/Portal REFdb.ru._URL:<http:refdb.ru/look/2928959.html>*

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ГИРГИДОВ Артур Давидович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: ardgir@mail.ru

GIRGIDOV Artur D. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: ardgir@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.5
УДК 622.276.66

А.В. Шипулин, К.С. Купавых, А.С. Купавых

ПОВЫШЕНИЕ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТИ НАСОСНОГО АГРЕГАТА ПРИ ФОРМИРОВАНИИ ТРЕЩИН ИМПУЛЬСНОГО ГИДРОРАЗРЫВА

A.V. Shipulin, K.S. Kupavih, A.S. Kupavih

INCREASING THE ENERGY EFFICIENCY OF A PUMP UNIT UNDER PULSE HYDRAULIC FRACTURING BREAKDOWN

Классический гидроразрыв для создания одной трещины предполагает использование насосного агрегата, способного закачать в пласт сотни тонн жидкости под давлением порядка 100 МПа. Кроме того, для закрепления трещины требуется закачка проппанта и химических реактивов. Импульсный гидроразрыв предназначен для формирования сети трещин вокруг скважины за счет движения жидкости гидроразрыва с переменной скоростью. При этом применяются низкие давления закачки и малое количество закачиваемой жидкости, проппант и химические реактивы не используются. С целью увеличения размеров трещин и экономии энергии целесообразно вместо высокого давления применять «расхаживание» путем периодического роста, то уменьшения скорости движения и давления нагнетания жидкости разрыва. Поскольку при импульсном гидроразрыве применяется минимальное количество техники и сложного оборудования, энергетические затраты при проведении работ незначительны. Режимы закачки жидкости влияют на параметры образующихся трещин и экономичность работы оборудования.

ГИДРОРАЗРЫВ; ИМПУЛЬС; ГИДРОУДАР; ДАВЛЕНИЕ; ЭНЕРГИЯ.

Classical hydraulic fracturing for creating a single crack implies using a pump unit capable of injecting hundreds of tons of liquid into a layer under the pressure of about 100 MPas. Besides, fixing of a crack requires injecting a proppant and chemical reactants. Pulse hydraulic fracturing is intended for forming a network of cracks around a well due to the hydraulic fracturing liquid moving with a variable speed. Low injection pressure and small amount of injected fluid are applied. Proppant roppant and chemical reactants are n'ot used. To increase the sizes of the cracks and to save energy, it is expedient to apply, instead of high pressure, 'reciprocation' by periodically increasing and decreasing the speed of movement and the pressure of fracturing fluid injection. As a minimum amount of complicated equipment is involved in pulse hydraulic fracturing, the energy in operation are insignificant. The liquid-pumping modes influence the parameters of the formed cracks and the operating economy.

HYDRAULIC FRACTURING; IMPULSE; HYDROBLOW; PRESSURE; ENERGY.

Введение

Низкая проницаемость прискважинной зоны нефтяного пласта ограничивает дебит и приемистость большинства скважин. Существующая перфорация не позволяет создавать в пласте каналы достаточных длины и сечения. В процессе эксплуатации требуется регулярное проведение капитального ремонта с применением дорогостоящих способов увеличения проницаемости. Необходим экономичный и эффективный способ создания и развития трещин прискважинной зоны пласта.

Самые эффективные технологии, применяемые для создания трещин в призабойной зоне – это торпедирование, гидроразрыв, тепловая обработка, применение химических реактивов.

Но они же – самые длительные и дорогостоящие. Гидроразрыв создает длинную трещину, приводящую к обводнению и требующую закрепления проппантом.

Большинство известных способов обработки скважин имеют ограничения по мощности воздействия, размерам погружного устройства и объему энергии, передаваемой с поверхности, многие требуют установку оборудования на глубине призабойной зоны, что связано с большими материальными и временными затратами.

Применение классического гидроразрыва сопровождается предельно высокими энергозатратами. Во-первых, применяются очень мощные насосные агрегаты (например, АН-700), которые обеспечивают закачку сотен тонн жидкости под давлением порядка 100 МПа; во-вторых, предусматривается закачка проппанта для закрепления полученной трещины; в-третьих, для транспортирования проппанта в трещины пласта необходимо приготовить и закачать гель, что связано с дополнительными затратами энергии.

С целью увеличения размеров трещин и экономии энергии целесообразно вместо высокого давления применять «расхаживание» путем периодического то роста, то уменьшения скорости движения и давления нагнетания жидкости разрыва. При неоднократном гидравлическом нагружении образца пород предельные напряжения закономерно снижаются. В случае уже имеющихся микротрещин в породах их дальнейшее развитие происходит при значительно меньших давлениях жидкости разрыва [1–3].

Описание технологии импульсного гидроразрыва

Технология импульсного гидроразрыва позволяет создавать несколько трещин, радиально расходящихся от ствола скважины. Основные цели технологии – рост эффективного радиуса скважины, вовлечение в разработку всей толщи пласта, приобщение максимального числа продуктивных прослоев и удаленных участков. Механизм импульсного гидроразрыва заключается в распространении волн по трещинам пласта, дроблении фрагментов пласта на более мелкие части. При импульсном гидроразрыве мал расход жидкости. Изменяющееся давление импульсного гидроразрыва способствует равномерному «рыхлению» прискважинной зоны пласта [4].

Движение многотонной массы скважинной жидкости оказывает воздействие как на призабойную зону, так и на массив пласта. Инфранизкие частоты имеют малое затухание, поэтому периодические изменения забойного давления передаются в виде волн низкой частоты по простиранию пластов и способствуют перераспределению напряжений в массиве, что положительно влияет на нефтеотдачу [5].

Периодическое повышение давления в области призабойной зоны приводит к расширению существующих и образованию новых трещин. Перемещение массы жидкости в призабойной зоне способствует ее промывке, отрыву адсорбционных отложений от стенок поровых каналов и трещин, а также расшатыванию и выкрашиванию низкопроницаемых фрагментов скелета пласта.

Возможны три варианта движения скважинной жидкости при обработке скважины:

1. В скважину закачивают жидкость с целью создания высокого давления, например для гидроразрыва пласта. При этом жидкость не совершает колебательных движений.

2. При медленном разгоне и постепенной раскачке столб скважинной жидкости совершает гармонические колебания вокруг положения равновесия [6, 7]. Эффект от воздействия регулярно движущейся жидкости заключается, главным образом, в промывке трещин и каналов.

3. Присутствие ударной волны вносит новые качества: в призабойной зоне скважины создаются перепады давлений, что может способствовать импульсному знакопеременному движению жидкости и даже приводить в движение фрагменты пласта. При резком повышении давления в обрабатываемой зоне пласта рабочая жидкость вдавливается в пласт, выполняя роль клина, раздвигающего горную породу и образующего в ней трещины.

Последний способ имеет преимущества, которые заключаются в следующем [8]:

создается новая сеть трещин, что открывает дополнительный дренаж в призабойной зоне и обеспечивает значительное увеличение притока или приемистости пластов;

гидроудар в призабойной зоне способствует созданию больших кратковременных давлений в зоне перфорации, которые нельзя создать при стационарном течении жидкости в силу ограничений по давлению насосных агрегатов и колонны НКТ;

импульсное давление создает такие трещины, которые в силу необратимости процесса деформации горных пород полностью не смыкаются под действием горного давления без применения проппанта;

гидроударный вариант является наиболее энергетически экономичным.

Перепады давления в призабойной зоне создают как от устья скважины с волновой передачей энергии, так и погружными устройствами. Погружные устройства имеют малую мощность, но способны накапливать передаваемую от устья энергию и, следовательно, усиливать воздействие на призабойную зону [9].

При установке погружного оборудования возникают сложности проведения спускоподъемных работ. При условии передачи от устья скважины количества энергии, достаточного для осуществления деформации фрагментов пласта, капитальный ремонт скважины значительно упрощается, а также сокращаются время простоя и энергетические затраты.

В свою очередь, на устье скважины требуется формирование импульса закачиваемой жидкости с параметрами, необходимыми для создания в зоне перфорации импульса, способного воздействовать на трещины пласта. При этом движение жидкости в призабойной зоне должно быть достаточным по энергетике для деформации трещин с целью их развития, но в то же время безопасным для целостности колонны и цементного камня.

Количество энергии, передаваемой от устья скважины к зоне перфорации, определяется прежде всего давлением закачиваемой жидкости. Обычно жидкость закачивают в скважину с помощью насосных агрегатов, но их конструкция не позволяет быстро изменять расход жидкости. Поэтому при подаче жидкости от насосного агрегата в скважину, как правило, на устье образуется короткий импульс высокого давления, затем давление резко спадает и с течением времени, зависящим от характеристик агрегата, постепенно устанавливается с некоторым средним значением.

Описание эксперимента

В августе 2015 года проведен эксперимент, целью которого было формирование импульса давления на устье скважины и его регистрация в призабойной зоне. Глубина скважины – 1300 м. Регистрацию импульсов давления проводили с помощью глубинного манометра-термометра CAMT-02-60-CS.

Для выполнения задачи применялось специальное устьевое оборудование, которое позволяет задавать необходимую скорость закачиваемой жидкости, поддерживать устьевое давление в течение заданного времени на необходимом уровне, а также обеспечивать необходимые ускорения движения жидкости. Для формирования импульсов давления на устье скважины была применена быстродействующая задвижка ЗМС-65-210 с пневматическим управлением.

Анализ диаграммы

Анализ диаграммы (см. рис.) показывает, что формирующийся на устье импульс давления с относительно малыми потерями достигает забоя и, следовательно, через перфорацию воздействует на породу и флюид пласта. Большую роль играет длительность приложения давления. Судя по диаграмме максимальная длительность импульса составляет величину порядка 16 мсек. Длительность импульса в области высоких давлений значительно меньше. Известно, что для раскрытия трещины длительность импульса давления должен быть не менее 0,5 сек. [10]. Для развития трещин необходимо периодически приводить в движение породу пласта импульсами давления достаточной энергии, которая определяется их амплитудой и длительностью. Амплитуда импульса ограничивается возможностями насосного агрегата и обеспечением целостности колонны труб и цементного камня. Для регулирования длительности приложения давления целесообразно применять устройства, накапливающие энергию, например гидропневмоаккумулятор.

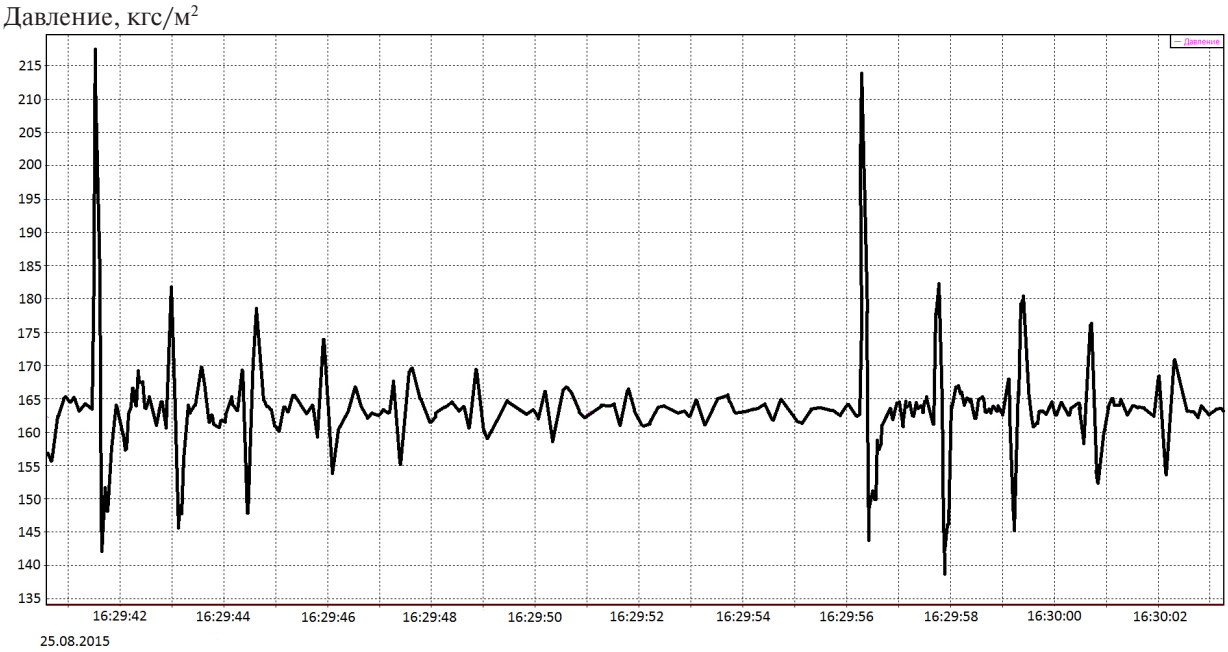


Диаграмма импульсов давления в призабойной зоне скважины

В полость скважины через быстродействующую задвижку поступает жидкость не только из насосного агрегата, но и из гидропневмоаккумулятора. Предположим, что скважинная жидкость под давлением источника жидкости и гидропневмоаккумулятора закачивается в пласт с расходом $q = 10$ л/сек. Значит, для поддержания высокого давления в течение 3 сек. гидропневмоаккумулятор должен иметь объем не менее $3q$, т.е. 30 литров. Объем гидропневмоаккумулятора должен иметь запас, поскольку по мере истечения жидкости давление в гидропневмоаккумуляторе снижается, что приводит к снижению давления гидроудара на забое скважины.

При условии применения накопителя энергии для деформации и развития трещин пласта поочередно используются мощности насосного агрегата и гидропневмоаккумулятора, что предполагает рациональный расход энергии.

За время проведения гидроударов при записи перепадов давления в призабойной зоне приемистость скважины увеличилась в 4 раза, а эффект улучшения проницаемости прискважинной зоны практически не снижается уже более 7 месяцев.

Выводы

Классический гидроразрыв в большинстве случаев создает одну трещину большой длины, которая плохо управляется. Возникает опасность роста ее в высоту; зоны пласта, находящиеся в стороне от трещины, слабо дренируются.

При традиционных методах применения взрывчатых веществ размеры области разрушения пород относительно невелики. Даже на глубине до 50–100 м, когда влиянием горного давления можно пренебречь, радиус области разрушений не превышает 15–20 радиусов заряда.

Импульсный гидроразрыв инициирует мощные кратковременные перепады давления, способствует созданию новой сети трещин, что предоставляет возможность дополнительного дренажа в пласте.

Целесообразно разрушать ПЗП периодическим приложением давления длительностью порядка от десятых долей до нескольких секунд, при которых происходит максимальная деформация трещин; максимальное воздействие оказывает первый, наиболее мощный гидроударный импульс.

При необходимости проведения комплексной обработки скважин эффективно применение технологии ударной обработки прискважинной зоны пласта при одновременном химическом воздействии.

Импульсный гидроразрыв многократно превосходит классический гидроразрыв по экономии энергозатрат.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Сучков Б.М., Шмелев В.А.** Применение гидравлического удара для повышения проницаемости призабойной зоны пласта // Нефтяное хозяйство. 1989. № 4. С. 69–72.

2. **Максутов Р. А., Валиуллин А. В., Глумов Н. Ф. [и др].** Промысловые и лабораторные эксперименты по закачке воды при переменном давлении нагнетания на устье // РНТС. Сер.: Нефтепромысловое дело. 1973. № 11. С. 20–21.

3. **Кучернюк А.В.** Комплексні технології ударно-хвильового впливу на продуктивні горизонти як інструмент підвищення ефективності експлуатації нафтових родовищ // Нафтова і газова промисловість. 2003. № 5. С. 23–27.

4. **Шипулин А.В., Мингулов Ш.Г., Горбатов В.Н.** Создание трещин и каверн при обработке призабойной зоны нефтяной скважины // Актуальные проблемы нефтегазового дела: сб. науч. тр. Уфа: Изд-во УГНТУ, 2006. Т. 2. 185 с.

5. **Шипулин А.В.** Использование инерции массы скважинной жидкости при воздействии на пласт // Нефть. Газ. Новации. 2009. № 2. С. 34–35.

6. **Балашканд М.И.** Импульсная знакопеременная обработка призабойной зоны скважины с целью интенсификации притоков // НТВ «Каротажник». Тверь: ГЕРС, 2001. Вып. 79. С. 77–85.

7. **Патент РФ № 2344281.** Способ обработки призабойной зоны скважины / А. В. Шипулин. 2009.

8. **Al-Hashim H., Kissami V., Al-Yousef H.Y.** Effect of multiple hydraulic on gas-well performans // J.Petrol. Technol. 1993. Vol. 45. Iss. 6. P. 558–563.

9. **Патент РФ №2373387.** Способ воздействия на призабойную зону скважины на стадии освоения и устройство для его осуществления / А. А. Молчанов, П. Г. Агеев, Е. П. Большаков, Б. П. Яценко. 2009.

10. **Михалюк А.В., Войтенко Ю.И.** Импульсный разрыв пород / АН Украины. Ин-т геофизики им. С.И.Субботина. Киев: Наукова думка, 1991. 204 с.

REFERENCES

1. **Suchkov B.M., Shmelev V.A.** Primeneniye gidravlicheskogo udara dlya povysheniya pronitsayemosti prizaboynoy zony plasta. *Neftyanoye khozyaystvo*. 1989. № 4. S. 69–72. (rus.)

2. **Maksutov R.A., Valiullin A.V., Glumov N.F. [i dr].** Promyslovyye i laborator-nyye eksperimenty po zakachke vody pri peremennom davlenii nagnetaniya na ustye. *RNTS. Ser. «Neftepromyslovoye delo»*. 1973. № 11. S. 20–21. (rus.)

3. **Kuchernyuk A.V.** Kompleksni tekhnologiï udarno-khvilovogo vplivu na produktivni gorizonti yak instrument pidvishchennya yefektivnosti yeksplua-tatsiï naftovikh rodovishch. *Naftova i gazova promislovist*. 2003. № 5. S. 23–27.

4. **Shipulin A.V., Mingulov Sh.G., Gorbatov V.N.** Sozdaniye treshchin i kavern pri obrabotke prizaboynoy zony neftyanoy skvazhiny. *Aktualnyye problemy neftegazovogo dela: sb. nauch. tr*. Ufa: Izd-vo UGNTU, 2006. T. 2. 185 s. (rus.)

5. **Shipulin A.V.** Ispolzovaniye inertsii massy skvazhinnoy zhidkosti pri vozdeystvii na plast. *Neft. Gaz. Novatsii*. 2009. № 2. S. 34–35. (rus.)

6. **Balashkand M.I.** Impulsnaya znakoperemennaya obrabotka prizaboynoy zony skvazhiny s tselyu intensifikatsii pritokov. *NTV «Karotazhnik»*. Tver: GERS, 2001. Vyp. 79. S. 77–85. (rus.)

7. **Patent RF № 2344281**. Sposob obrabotki prizaboynoy zony skvazhiny / A.V. Shipulin. 2009. (rus.)

8. **Al-Hashim H., Kissami V., Al-Yousef H.Y.** Effect of multiple hydraulic on gas-well performans. *J.Petrol. Technol*. 1993. Vol. 45. Iss. 6. P. 558–563.

9. **Patent RF №2373387.** Sposob vozdeystviya na prizaboynuyu zonu skvazhiny na stadii osvoyeniya i ustroystvo dlya yego osu-shchestvleniya / A.A. Mol-chanov, P.G. Ageyev, Ye.P. Bolshakov, B.P. Yatsenko. 2009. (rus.)

10. **Mikhalyuk A.V., Voytenko Yu.I.** Impulsnyy razryv porod / AN Ukrainy. In-t geofiziki im. S.I.Subbotina. Kiyev: Nauk. dumka, 1991. 204 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ШИПУЛИН Александр Владимирович – кандидат технических наук ведущий научный сотрудник Санкт-Петербургского горного университета.
199106, Санкт-Петербург, Васильевский остров, 21 линия д. 2.
E-mail: avshipulin@mail.ru

SHIPULIN Aleksandr V. – Saint-Petersburg Mining University.
2, line 21 V.O., St. Petersburg, Russia, 199106.
E-mail: avshipulin@mail.ru

КУПАВЫХ Кирилл Сергеевич – кандидат технических наук ассистент Санкт-Петербургского горного университета.
199106, Санкт-Петербург, Васильевский остров, 21 линия д. 2.
E-mail: kypavih@yandex.ru

KUPAVIH Kirill S. – Saint-Petersburg Mining University.
2, line 21 V.O., St. Petersburg, Russia, 199106.
E-mail: kypavih@yandex.ru

КУПАВЫХ Артем Сергеевич – аспирант Санкт-Петербургского горного университета.
199106, Санкт-Петербург, Васильевский остров, 21 линия д. 2.
E-mail: kutim83@mail.ru

KUPAVIH Artiom S. – Saint-Petersburg Mining University.
2, line 21 V.O., St. Petersburg, Russia, 199106.
E-mail: kutim83@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.6
УДК 621.515

В.В. Неверов, Ю.В. Кожухов, А.М. Яблоков, А.А. Лебедев

РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ ПРИ ЧИСЛЕННОЙ ОПТИМИЗАЦИИ РАБОЧИХ КОЛЕС ЦЕНТРОБЕЖНЫХ КОМПРЕССОРОВ

V.V. Neverov, Yu.V. Kozhukhov, A.M. Yablokov, A.A. Lebedev

SIMULATION MODEL IN NUMERICAL OPTIMIZATION OF CENTRIFUGAL COMPRESSOR IMPELLERS

В статье рассматриваются вопросы выбора параметров сеточной модели и расчетной области при решении задач оптимизации рабочих колес центробежного компрессора методами вычислительной газодинамики. При решении таких задач поиск и применение оптимальных параметров сеточной модели, расчетной области и настроек решателя позволяет обеспечить высокую точность моделирования при наиболее эффективном и производительном использовании машинного времени. Исследование проведено в комплексе Numeca Fine/Turbo для моделей турбулентности Spalart–Allmaras и Shear Stress Transport на примере двух рабочих колес: высоконапорного с $\psi_т$ = 0,71, Ф = 0,064 и низконапорного $\psi_т$ = 0,43, Ф = 0,06. Установлено, что выбор оптимальных параметров при постановке задачи значительно сокращает время получения сошедшегося решения и облегчают дальнейшее решение оптимизационных задач.

РАБОЧЕЕ КОЛЕСО; ЦЕНТРОБЕЖНЫЙ КОМПРЕССОР; РАСЧЕТНАЯ ОБЛАСТЬ; СЕТОЧНАЯ МОДЕЛЬ; ОПТИМИЗАЦИЯ; NUMECA FINE/TURBO.

The article deals with choosing the parameters for the grid models and the computational domain while solving problems on optimizing the impellers of centrifugal compressors's via computational fluid dynamics. In solving such problems, searching and applying the optimal parameters of the grid model, the computational domain, and the solver settings provides a high accuracy of the simulation with the most effective and productive use of machine time. The study was conducted in the Numeca Fine/Turbo program complex for the Spalart-Allmaras and Shear Stress Transport turbulence models on the example of two impellers: high-pressure with $\psi_т$ =0,71 and Ф = 0,064, and low-pressure with $\psi_т$ =0,43 and Ф = 0,06. It is established that the choice of the optimum parameters can significantly reduce the time required for obtaining a converging solutions and facilitates the further solution of optimization problems.

IMPELLER; CENTRIFUGAL COMPRESSOR; COMPUTATIONAL DOMAIN; GRID MODEL; OPTIMIZATION; NUMECA FINE/TURBO.

Одним из основополагающих факторов, определяющих эффективность работы компрессорных установок, является качество проектирования проточной части. В современном машиностроении все большее внимание уделяется численной оптимизации проточных частей. Оптимизация по наиболее важным параметрам работы компрессора (коэффициент полезного действия, напор) подразумевает проведение множества вариативных расчетов исследуемой проточной части. В отличие от оптимизационных циклов, построенных на алгоритмах решения обратной задачи, математическое моделирование прямой задачи позволяет оценивать вклад всех геометрических параметров в характеристики проточных частей. Опыт кафедры КВиХТ в области оптимизации методами CFD и возможности данной процедуры отражены в работах [1–5].

Поскольку во многих программных пакетах численной гидрогазодинамики реализован полный цикл оптимизационных алгоритмов, то отпадает необходимость вручную перестраивать геометрию и сеточные модели. Таким образом, проблема заключается только в больших объемах машинного времени, затрачиваемых на расчет. Так как данные расчеты эффективно производятся с помощью мощных вычислительных кластеров [6], то экономия машинного времени может стать значительным фактором. Поэтому увеличение эффективности решения подобных задач состоит в уменьшении времени на оптимизационный шаг. Этого можно добиться уменьшением сеточных моделей, выбором оптимальных расчетных областей и граничных условий. С другой стороны, необходимо выбрать такие параметры сеточной модели, при которых получаемые результаты будут корректно отражать общие результаты и изменения оптимизационных шагов. Таким образом, оптимизация геометрических параметров ступеней во многом зависит от точности применяемых расчетных моделей [7].

Цель работы и объект исследования

Цель работы – определение на примере рабочих колес центробежных компрессоров степени влияния выбора параметров расчетной области и сеточной модели на результаты и скорость получения решения задачи. Определяется наилучшая комбинация рассматриваемых параметров для использования при постановке задачи оптимизации рабочего колеса методами вычислительной газодинамики.

Объекты исследования – два центробежных радиальных рабочих колеса с цилиндрическими лопатками:

РК1* – рабочее колесо со средней линией лопаток по дуге окружности. Условный расчетный коэффициент расхода $\Phi_р = 0{,}06$; расчетный коэффициент теоретического напора $\psi_{тр} = 0{,}43$; диаметр рабочего колеса $D_2 = 0{,}82$ м; относительный диаметр втулки $D_{вт} = 0{,}23$; угол выхода лопаток $\beta_{л2} = 32°$; количество лопаток $z = 13$;

РК2 – рабочее колесо с средней линией лопаток, образованной по двум сопряженным параболам. Условный расчётный коэффициент расхода $\Phi_р = 0{,}064$; расчётный коэффициент теоретического напора $\psi_{тр} = 0{,}715$; диаметр рабочего колеса $D_2 = 0{,}402$ м; относительный диаметр втулки $D_{вт} = 0{,}3$; угол выхода лопаток $\beta_{л2} = 75{,}7°$; количество лопаток $z = 24$.

Построение сеточных моделей и проведение расчетов выполнены с помощью программного комплекса Numeca Fine/Turbo, преимущества которого описаны в работе [8], а основные аспекты работы приведены в [9]. Для всех расчетов задавались одинаковые условия: стационарная постановка; рабочее тело – идеальный воздух; граничное условие входа – полное давление и температура; граничное условие выхода – массовый расход. Моделирование произведено для двух моделей турбулентности – Spalart-Allmaras и Shear Stress Transport. В расчете не учитывались области уплотнений по покрывающему и основному дискам. Таким образом, приведенные значения политропного КПД – гидравлические. Все расчеты проведены для одного межлопаточного канала. Такой подход возможен, так как в других каналах течение периодически повторяется.

Результаты расчета отражены в значениях эффективности, которые рассчитаны по сечениям *0–0* (вход в РК) и *2′–2′* (выход из РК) согласно рис. 1; в количестве итераций, необходимых для получения условно сошедшегося решения (критерии – падение среднеквадратичных невязок до 10^{-4}, выход на неизменное значение параметров эффективности и напора в процессе решения); в обезразмеренном времени, приходящемся на одну итерацию (значения отнесены к минимальному времени на одну итерацию в каждой серии расчетов); в обезразмеренном машинном времени, необходимом для получения условно сошедшегося решения (значения отнесены к минимальному машинному времени в каждой серии расчетов). Время, приходящееся на одну итерацию, в общем случае зависит от размерности сетки и, в случае применения, от разбития решения на процессорные ядра. Машинное время в совокупности зависит от количества итераций для получения решения и от времени на одну итерацию.

* Список принятых обозначений и сокращений – см. Приложение в конце статьи

Исследование влияния положения выходной границы рабочего колеса

Отрывные течения и так называемый след после рабочего колеса могут оказать существенное влияние на результаты расчета, если выходная область находится близко к выходу из рабочего колеса. Исследование проводилось при фиксированной входной границе путем удлинения участка безлопаточного диффузора с $b_3 = b_2$ после рабочего колеса. Размер сеточных моделей увеличивался соответственно увеличению элементов на участке безлопаточного диффузора (БЛД) при его удлинении. Эскиз вариаций выходных границ расчетной области приведен на рис. 1. Съем параметров для определения эффективности произведен в сечениях *0–0* и *2′–2′* ($D_2' = 1{,}05D_2$). Результаты расчета для обоих рабочих колес представлены на рис. 2 и 3.

Для низконапорного колеса разница полученных значений КПД при отдалении выходной границы расчетной области невелика и при значении $D_{вых} = 1{,}15D_2$ уже выходит на постоянную величину. Количество необходимых итераций для сведения решения имеет степенную зависимость и значительно снижается при отдалении выходной границы на $1{,}3D_2$ и далее. Однако при отдалении границы возрастает и общее количество элементов, что ведет к увеличению времени, приходящегося на одну итерацию. В совокупности наиболее оптимальным вариантом с точки зрения использования машинного времени оказался вариант с выходной границей, расположенной на $1{,}3D_2$. Дальнейшее увеличение не дает значительного уменьшения необходимых для сходимости итераций, но ведет к увеличению затрачиваемого времени на одну итерацию. В случае высоконапорного колеса положение выходной границы сильнее влияет на получаемую в результате решения эффективность рабочего колеса из-за большей неоднородности потока на выходе с лопаток. Даже по этой причине в высоконапорных рабочих колесах следует отодвигать выходную границу на $1{,}25D_2$ и более. С другой стороны, по результатам расчета сходимость решения резко ухудшается после $1{,}2D_2$. Количество необходимых итераций возрастает в 2,3 раза на модели турбулентности SA при удалении границы с $1{,}2D_2$ до $1{,}4D_2$. Это связано с развитыми отрывными течениями в диффузоре на удлиненных участках и, следовательно, с пульсациями и неоднородностями массового расхода на выходной границе, что замедляет схождение решения. На приведенных графиках ширина диффузора равна ширине канала на выходе из рабочего колеса, т.е. $b_3/b_2 = 1$. Большая ширина диффузора способствует возникновению в нем отрывного течения, поэтому, кроме исходного варианта, был рассмотрен вариант

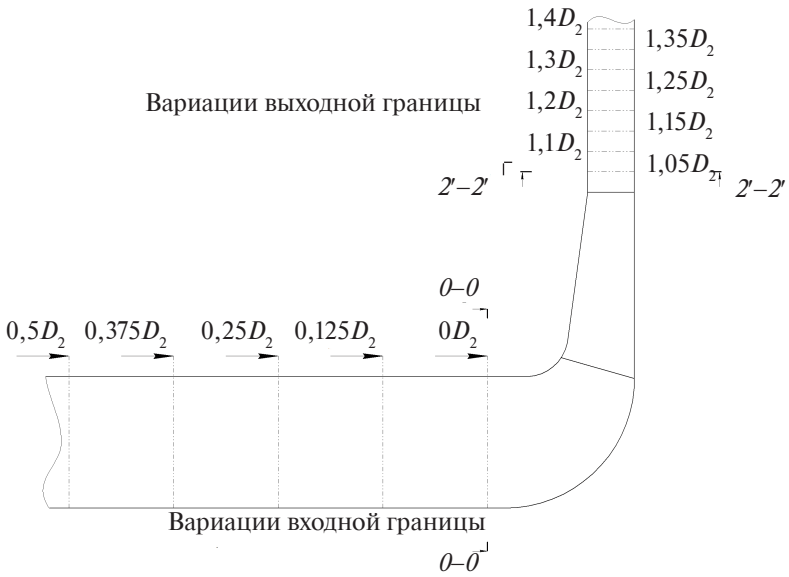


Рис. 1. Схема контрольных сечений и вариации расчетной области

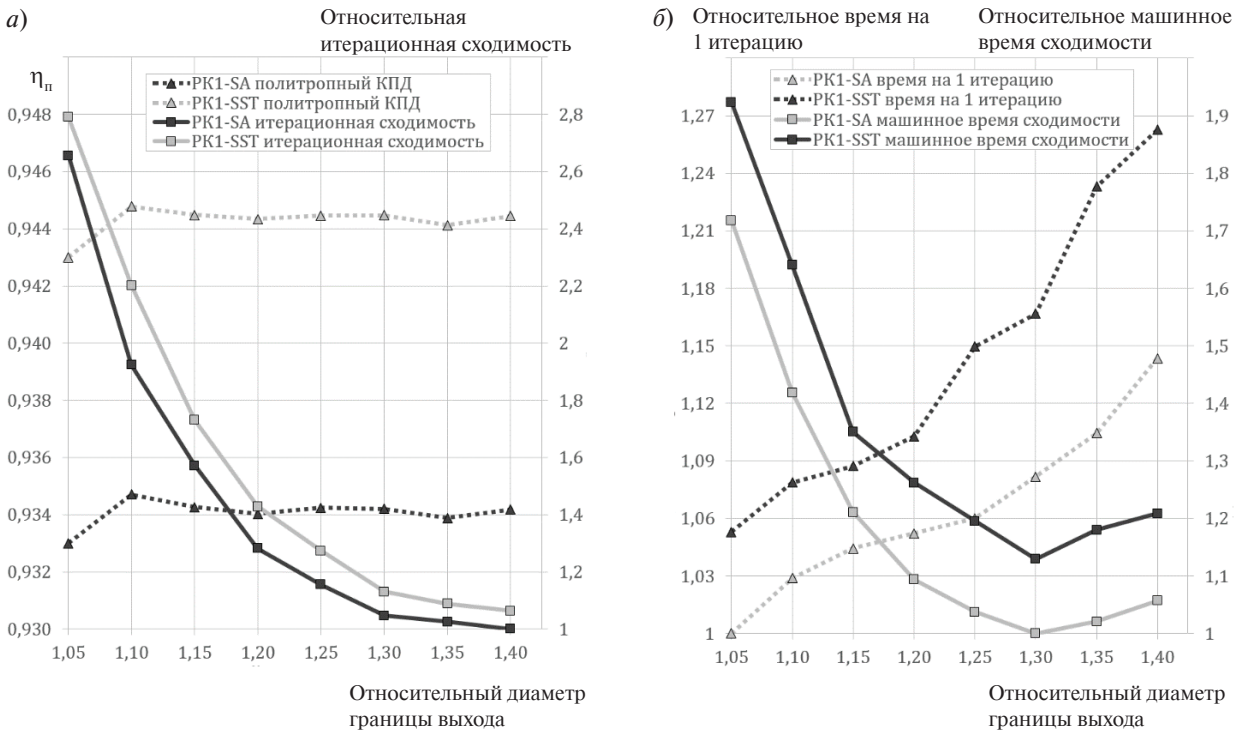


Рис. 2. Результаты оценки влияния выходной границы для низконапорного колеса РК1 по сечениям *0–0* (*а*) и *2′–2′* (*б*)

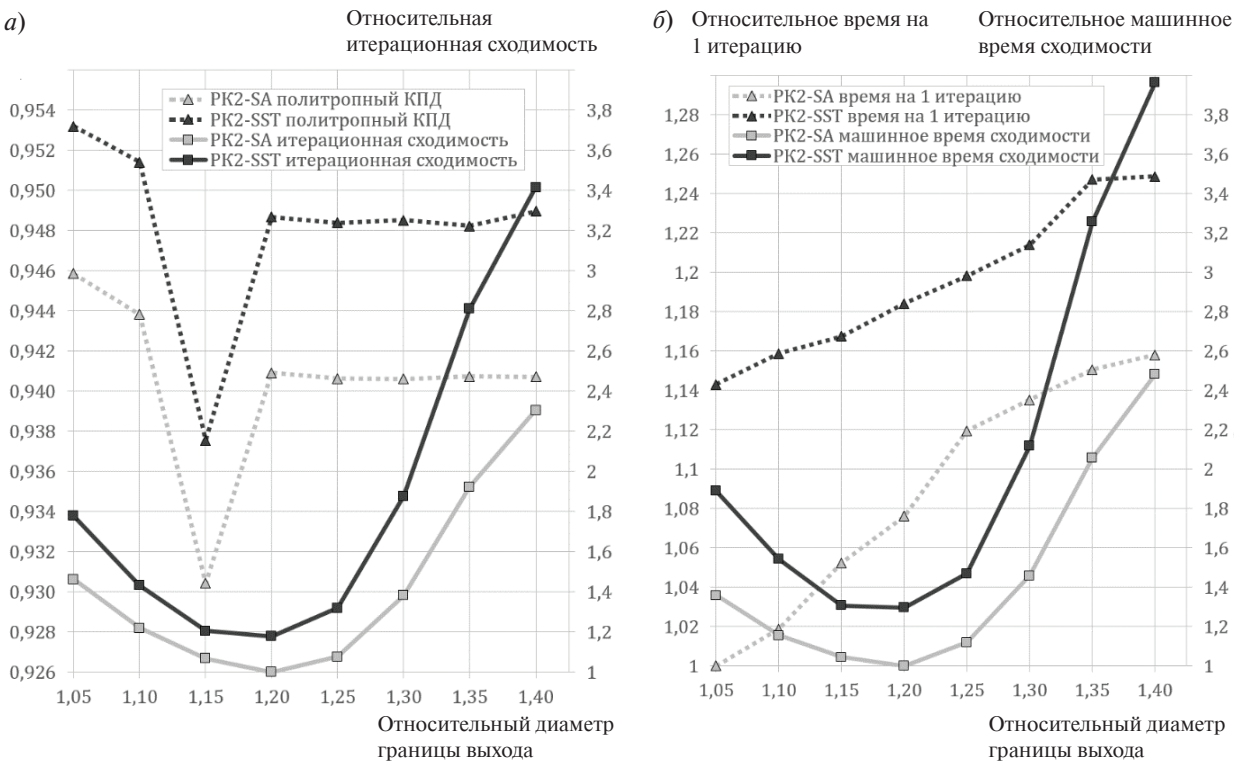


Рис. 3. Результаты оценки влияния выходной границы для высоконапорного колеса РК2 по сечениям *0–0* (*а*) и *2′–2′* (*б*)

с $b_3/b_2 = 0{,}8$. Сужение диффузора по результатам расчета не дало эффекта – после удаления выходной границы от $1{,}2D_2$ не только не улучшилась сходимость, но и общее время сходимости увеличилось по сравнению с исходной постановкой задачи. В данном случае наилучший вариант – это выбор выходной границы $1{,}25D_2$, где в результате решения значение эффективности уже можно считать приемлемым, но и скорость сходимости еще не критично возросла.

Суммируя данные по влиянию выходной границы, можно утверждать: для высоконапорных колес положение выходной границы более значительно влияет на значение КПД численного эксперимента; из-за большей неоднородности потока по сравнению с низконапорными колесами на сведение задачи требуется большее количество итераций и, следовательно, машинного времени. На участке 1,05–1,2 D_2 количество необходимых итераций уменьшилось в 1,4 раза против 2,1 у низконапорного варианта; при увеличении $D_{вых}$ свыше $1{,}25D_2$ сходимость задачи резко ухудшается из-за отрывных течений и нестационарных явлений на участке БЛД. Для низконапорных колес влияние положения выходной границы на эффективность сравнительно мало; при удлинении безлопаточного участка сходимость значительно улучшается, что позволило добиться в рассматриваемом случае снижения машинного времени расчета более чем в 1,7 раза. Логически удлинение участка оказывается ограничено оптимальным соотношением числа итераций, необходимого для сведения задачи, и времени, приходящегося на одну итерацию.

Во всех сериях расчетов отмечено следующее: модель турбулентности SA, будучи более простой, чем SST, дает на 10–20 % более быструю итерационную сходимость решений и на 5–15 % меньшее время, приходящееся на итерацию. А модель SST, в свою очередь, завышает КПД в абсолютных значениях на 0,5–1 % по сравнению с моделью SA, что было установлено не только в данной работе, но и в других исследованиях, проводимых на кафедре КВиХТ СПбПУ в пакете Numeca. В целом кривые для обеих моделей турбулентности эквидистантны.

Исследование влияния положения входной границы рабочего колеса

При расчетах рабочих колес положение входной границы часто выбирается случайно или принимается с учетом геометрической формы участка, предшествующему рабочему колесу, но при этом не рассматривается входное устройство. Однако случайный или намеренный выбор длинного входного участка может быть не обоснован. В случае формального учета входной камеры необходимо задавать профили скоростей и давлений на входной границе, что, в свою очередь, проблемно в реализации и привносит свои сложности. Иначе выражаясь, при задавании равномерных полей не будет отражена реальная картина течения на входном участке, поэтому и рациональность увеличения сеточной модели за счёт удлинения входного участка не очевидна. Поэтому при решении задач, где предполагаются множественные расчеты, в целях экономии времени следует выбирать оптимальное положение входной границы.

В контексте оценки оптимальной длины входного участка перед рабочим колесом рассматривались значения длин 0–0,75 D_2. Результаты расчета приведены на рис. 4 и 5.

Для низконапорного колеса уменьшение длины входного участка привело к линейному увеличению эффективности на модели турбулентности SA (для рассмотренной задачи – 0,3 %) и к постоянному значению КПД для модели SST. При нулевой длине произошло резкое падение эффективности на 0,2 % для обеих используемых моделей турбулентности; оно вызвано тем, что профиль скорости на данной координате уже перестраивается для входа на лопатки и отличается от задаваемого однородным полем в случае расположения входной границы на этой координате, что ведет к изменению обтекания лопаток и разнице в результатах. Поэтому, несмотря на продолжающееся ускорение сходимости, не следует выбирать слишком короткий входной участок.

В общем, положение координаты, где профиль скорости значительно перестроится, зависит от комплекса факторов, например от ширины

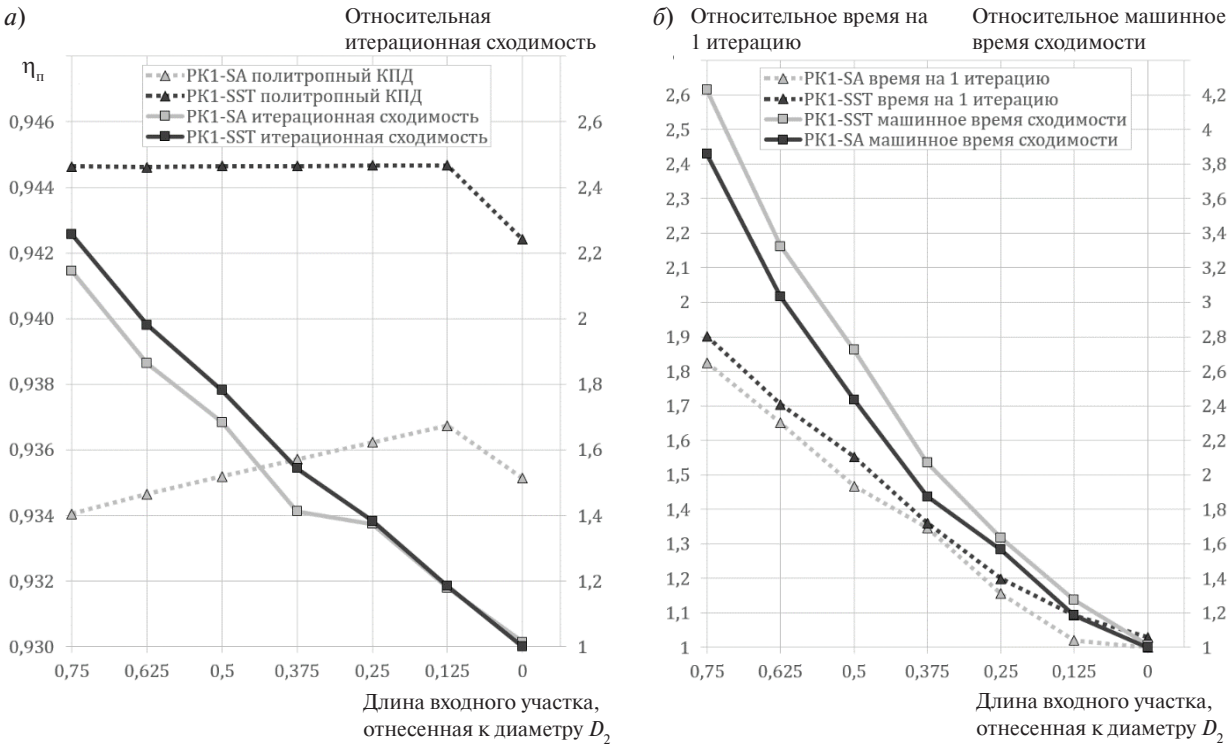


Рис. 4. Результаты оценки влияния входной границы для низконапорного колеса по сечениям *0–0* (*а*) и *2′–2′* (*б*)

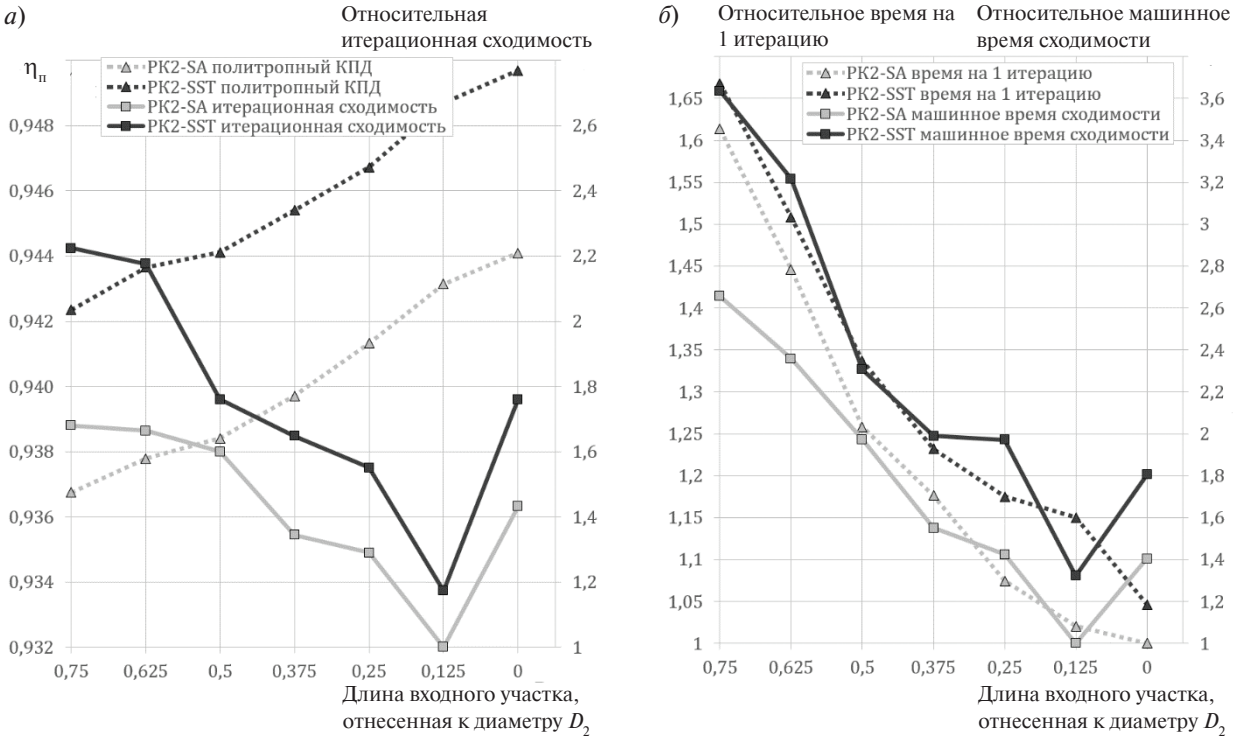


Рис. 5. Результаты оценки влияния входной границы для высоконапорного колеса по сечениям *0–0* (*а*) и *2′–2′* (*б*)

колеса, длины участка под уплотнения покрывающего диска, плавности меридионального поворота, разницы проходных площадей в сечениях *0–0* и *1–1*. Это демонстрирует расчет высоконапорного колеса, где конструктивно предусмотрена более длинная система уплотнений покрывающего диска, а потому при нулевой длине входного участка профиль скорости еще не оказывает воздействия на обтекание лопатки, но приводит к резкому ухудшению сходимости. Влияние на сходимость положения входной границы заключается в ускорении сходимости при ее приближении к рабочему колесу. Основной фактор, ускоряющий сходимость, – это уменьшение общего количества элементов сетки (аналогично описанному далее влиянию общего количества сеточных элементов). Таким образом, если не моделируется входное устройство, то не следует выбирать длинный входной участок, чтобы не увеличивать размерность сетки. Для обоих рассмотренных колес оптимальная длина с точки зрения результатов расчетов – $0{,}125D_2$.

Исследование влияния выбора сеточных параметров

Вопрос выбора размерности сетки при верификации численных экспериментов решается путем стандартного исследования на сеточную независимость. Такое исследование позволяет определить, начиная с какого количества узлов получаемое решение практически перестает зависеть от густоты сеточной модели. В оптимизационных задачах необходим более точный выбор сеточных параметров, обеспечивающих приемлемые результаты при минимальном затрачиваемом времени на решение. Сеточный генератор AutoGrid 5 программного комплекса Numeca позволяет автоматически генерировать блочно-структурированные параметризированные сетки. В автоматическом режиме для радиальных колес обычно можно использовать два вида топологии: *HOH* и *H&I*. Принципиальная разница между сетками с разными топологиями показана на рис. 6 и заключается в том, что для сетки типа *H&I*, в отличие от типа *HOH*, характерно межсекторное разделение вблизи поверхности лопатки. В этой области разрешается пограничный слой, и течение здесь более сложное, чем в ядре потока. Такое разделение секторов может вести к менее интенсивной сходимости решения из-за осреднений, связанных с налагаемым граничным условием периодичности вблизи поверхности лопатки.

В общем случае выбор варианта топологии обосновывается качеством получаемой сеточной модели: минимальной скошенностью элементов, максимальным коэффициентом расширения соседних элементов и т.д. Поэтому не для всех конфигураций рабочих колес можно применить оба варианта топологии. В случае, когда для рабочего колеса можно построить равноценные по качеству сетки для обеих топологий, следует производить выбор топологии с точки зрения скорости получаемого решения. Рассматривались сетки, построенные с помощью двух топологий для рабочих колес. Количество сеточных элементов сеток РК1 и РК2 – 1,15 млн, минимальный угол скошенности для РК1 – 45°, для РК2 – 36°. Результаты расчета для режима расчетного расхода представлены в табл. 1.

Таким образом, выбор оптимальной сеточной топологии позволяет по результатам исследования экономить до 20 % машинного времени, что ощутимо при проведении большого количества расчетов.

Стандартная процедура при проведении разнообразных численных экспериментов – исследование на сеточную независимость. Выводы по таким исследованиям приведены во многих работах [10–12].

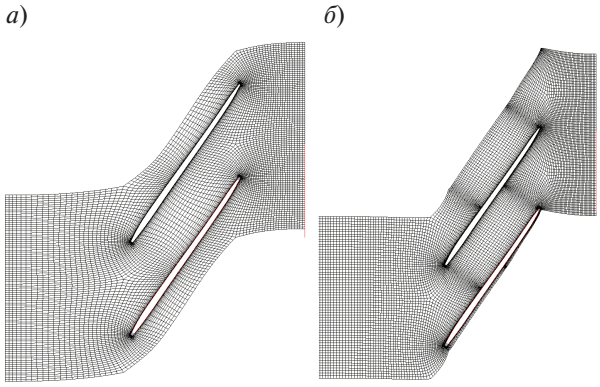


Рис. 6. Сеточная топология HOH (а) и H&I (б)

Таблица 1

Результаты расчета вариантов сеточной топологии при двух моделях турбулентности

Модель турбулентности	Сеточная топология	РК1		РК2	
		Машинное время, сек.	Число необходимых итераций	Машинное время, сек.	Число необходимых итераций
SA	HOH	1538	696	1611	1070
	H&I	1581	835	1633	1305
SST	HOH	1630	830	1890	1390
	H&I	1652	1022	1900	1606

С уменьшением размеров элементов сетки происходит увеличение их количества, в связи с чем при расчетах изменение диссипации энергии происходит более плавно, а расчетные потери КПД в элементах проточной части уменьшаются. Для рассматриваемых рабочих колес произведена оценка и выбор оптимального количества элементов для дальнейших оптимизационных расчетов. Результаты для низконапорного РК1 представлены на рис. 7. Результаты для РК2 качественно повторяют результаты для РК1.

С ростом числа элементов сетки КПД низконапорного РК1 практически перестает меняться, начиная с 0,8 млн элементов. Время, приходящееся на одну итерацию, растет линейно. Количество итераций для сведения решения имеет зависимость от числа элементов, близкую к линейной. В итоге машинное время получения сошедшегося решения нелинейно зависит от размеров сеточных моделей и значительно возрастает при размерах, превышающих 1 млн элементов. Поэтому для данного рабочего колеса рационален выбор сеточной модели размером 0,8–1 млн элементов для одного лопаточного сектора – это практически не оказывает влияния на получаемые результаты при экономии вычислительных и временных ресурсов.

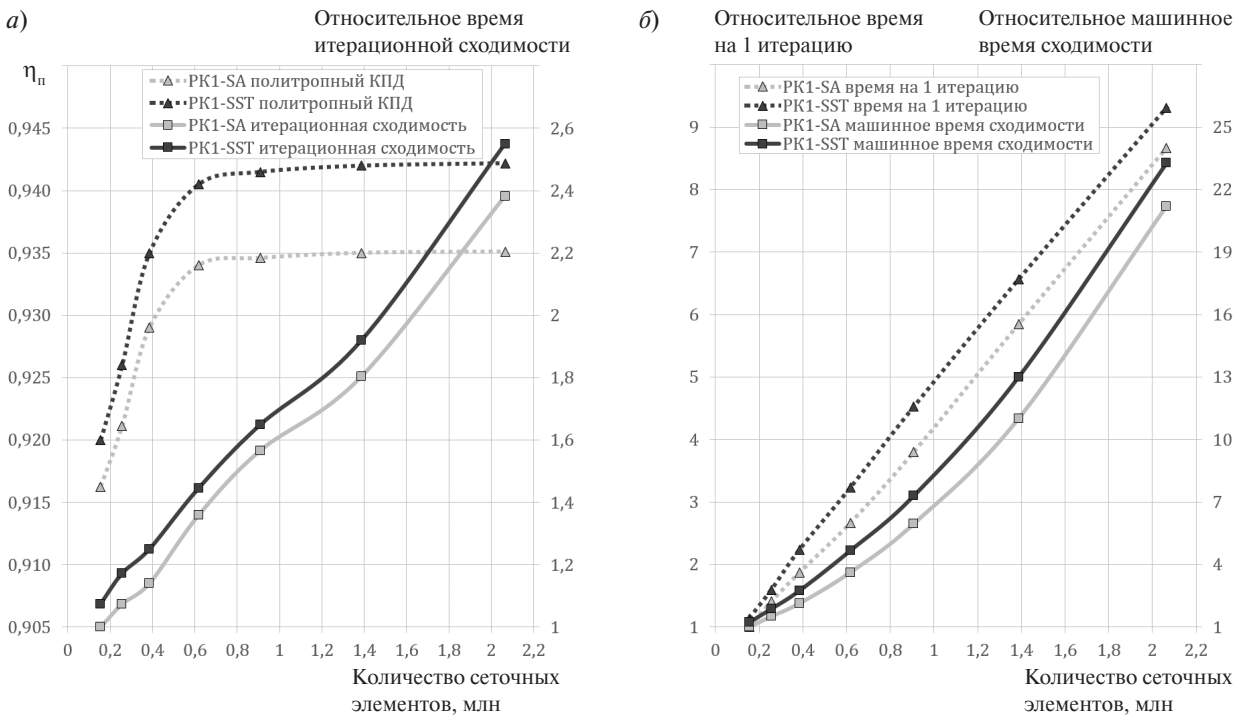


Рис. 7. Результаты оценки общего количества элементов сеточной модели для низконапорного колеса по сечениям *0–0* (*а*) и *2′–2′* (*б*)

Сеточный параметр y^+ – безразмерное расстояние от первого узла сетки до стенки. Данный критерий важен при выборе модели турбулентности (низко- или высокорейнольдсовая), которая определяет требование к сетке. Например, при использовании стандартных пристенных функций (высокорейнольдсовые модели) необходимо избегать значений y^+ ме́ньших, чем приблизительно 30, и бо́льших, чем 300, для задач расчёта потока газа. С масштабируемыми пристенными функциями (низкорейнольдосвые модели) значения этого параметра дают информацию о разрешающей способности сетки вблизи стенки. Использование масштабируемой пристенной функции обязывает иметь достаточно тонкий слой элементов, чтобы разложить пограничный слой. Рекомендуемый в литературе диапазон y^+ для таких моделей находится в интервале от 0,001 до 1. Для определения данного параметра и его дальнейшей корректировки обычно проводится пробный расчет. Определяется значение критерия y^+ во всей расчетной области, после чего корректируется глобально или локально размер первой пристенной ячейки для удовлетворения критерия. Влияние параметра рассмотрено в работе [13].

Считается, что низкорейнольдсовые модели точнее в предсказании точек отрывов, но соответственно требовательнее к размерности сетки. Рассматриваемые в работе модели – низкорейнольдсовые. Рассмотрено влияние параметра y^+ в рекомендуемом диапазоне от 0,001 до 1 и при выходе за него (от 1 до 48) на решение и сходимость задачи.

На рис. 8 приведены результаты для вариантов параметра y^+. В таблице 2 для соответствующих вариантов приведено среднее значение y^+ в межлопаточном канале рабочего колеса, максимальное значение во всей расчетной области и соответствующий размер первой пристенной ячейки.

Как видно из графиков, попадание y^+ в рекомендуемый диапазон от 0,001 до 1 оказывает минимальное воздействие на сходимость решения. То есть скорость сходимости в данном диапазоне остается постоянной. Однако получаемые результаты эффективности достаточно сильно различаются: при увеличении среднего значения параметра y^+ с 0,17 до 0,82 КПД низконапорного рабочего колеса увеличивается на 0,5 %, а затем при $y^+ = 1{,}75$ падает на 0,7 %. Для высоконапорного колеса результаты качественно аналогичны, за исключением некоторого ускорения сходимости для модели SST при стремлении y^+ к 1,17.

Таблица 2

Вариации размера ячеек и значения параметра y^+

Рабочее колесо и модель турбулентности	Номер варианта	Размер ячейки, мм	Средний y^+	Максимальный y^+
РК1 SA&SST	1	0,001	0,17	0,59
	2	0,0015	0,25	0,86
	3	0,005	0,82	3,03
	4	0,01	1,75	6,23
	5	0,03	5,5	14,6
	6	0,08	12,6	25,2
	7	0,15	19,7	34,5
	8	0,30	30,4	47,7
РК2 SA&SST	1	0,0005	0,12	0,38
	2	0,0007	0,165	0,53
	3	0,0012	0,276	0,92
	4	0,005	1,17	4,08
	5	0,01	2,57,3	7,8
	6	0,03	16,0	16,1
	7	0,08	24,4	28,1
	8	0,15		39,9

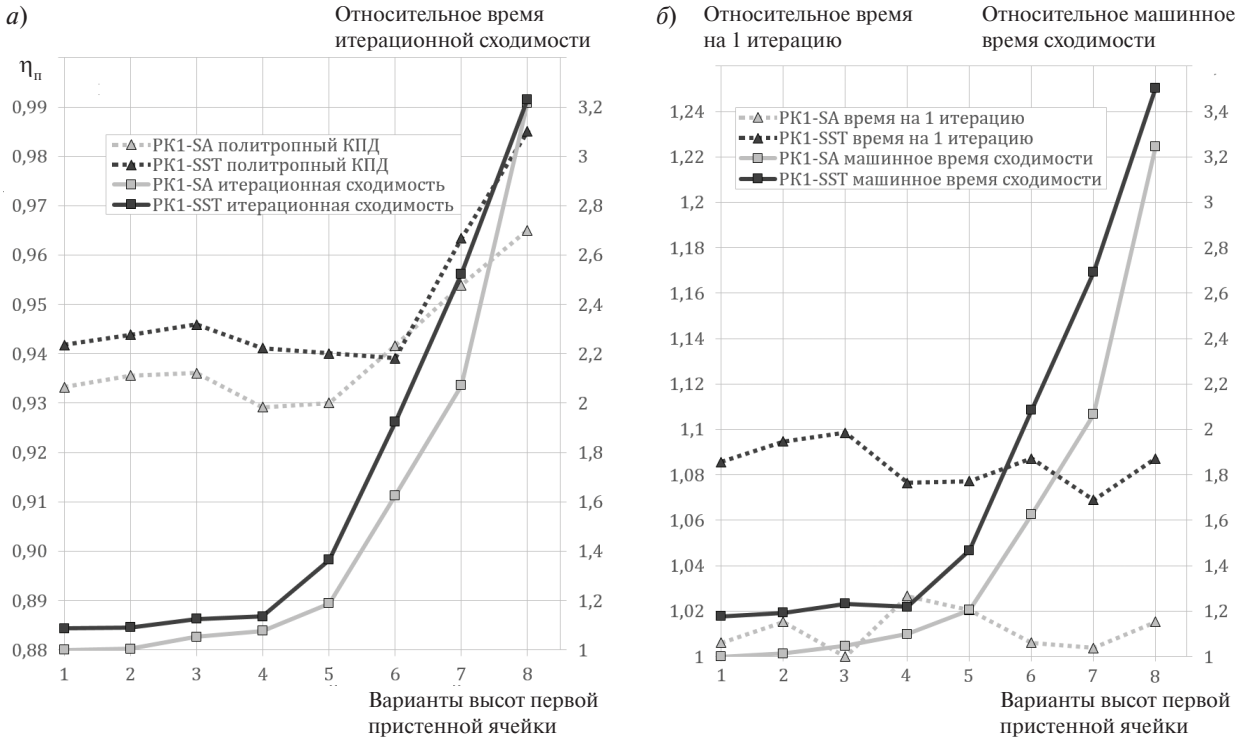


Рис. 8. Оценки влияния параметра y^+ сеточной модели для низконапорного колеса

Увеличение y^+ за рекомендуемый интервал ведет к некорректному росту эффективности колеса вплоть до 99 % КПД абс. Это связано со значительным уменьшением потерь, в том числе и в результате нивелирования отрывных течений из-за недостаточной размерности сетки для разрешения пограничного слоя. Вместе с некорректными результатами значительно возрастает и количество итераций, необходимых для получения сошедшегося решения. При примерно одинаковом времени, затрачиваемом на одну итерацию, машинное время получения сведенного решения возрастает только пропорционально необходимому количеству итераций. В случае высоконапорного колеса РК2 результаты и время сходимости ведут себя аналогично варианту низконапорного РК1. Однако решение для модели SST показало более жесткие требования к параметру y^+: при $y^+>2,5$ решение прерывается. Таким образом, для модели SST при расчетах высоконапорных рабочих колес прерывание процесса решения может быть связано не только с общим качеством сетки, но и с неприемлемо большим размером первого пристенного элемента. Модель SA в этом случае показала возможность расчета даже при значительном отклонении параметра y^+ от рекомендуемого.

Моделируя исследуемые рабочие колеса, при выборе случайных и оптимальных параметров получили следующее:

при выборе случайных параметров входная граница определена на удалении $0,5D_2$, выходная граница – $1,1D_2$; выбрана сеточная топология H&I; высота пристенной ячейки 0,01мм (соответствующее среднее значение $y^+ = 1,75$); общее количество элементов 1,15 млн;

при выборе оптимальных параметров входная граница определена на удалении $0,125D_2$, выходная граница – $1,3D_2$; выбрана сеточная топология HOH; высота пристенной ячейки 0,001 мм (соответствующее среднее значение $y^+ = 0,17$); общее количество элементов 0,92 млн.

По результатам расчета для случайно заданных параметров время на одну итерацию на одном процессорном ядре составило 3 секунды, а количество необходимых итераций для получения сошедшегося решения – 775. Следовательно, общее машинное время расчета для одного оптимизационного приближения составило бы 2322 секунды. Для оптимального набора параметров

данные цифры соответственно равны 2,4 секунды на итерацию, 227 итераций для сошедшегося решения и общее время расчета – 535 секунд, что в 4,25 раза быстрее, чем при неоптимальных параметрах расчетной модели. Таким образом, 100 оптимизационных шагов заняли бы 64 часа для случайных и 15 часов для оптимальных параметров. Это существенно, учитывая тот факт, что визуально данные расчетные области и сеточные модели схожи. Также в комплексе Numeca реализованы специальные экспертные настройки CPU Booster, которые позволяют производить моделирование с числом Куранта, равным 1000. Число Куранта (называемое также число Куранта–Фридрихса–Леви) характеризует физический масштаб времени расчёта и определяется по формуле

$$CFL = \frac{u\Delta t}{\Delta x},$$

где u – скорость переноса, Δt – временной шаг, Δx – пространственный шаг.

Увеличение числа Куранта вручную позволяет ускорить процесс расчета задачи при большой серии вариантных оптимизационных расчётов. Данная опция показывает свою работоспособность не для всех видов задач. Однако, если удается произвести запуск с такими настройками, то получение сошедшегося решение значительно ускоряется. Для оптимальных модельных параметров с функцией решателя CPU Booster 100 оптимизационных шагов по результатам расчета заняли бы 11,5 часов.

Корректно подходя к задаче оптимизации проточной части, будь то рабочее колесо центробежного компрессора или ступень турбины, можно экономить вычислительные ресурсы и трудозатраты расчетчика. Это особенно актуально в настоящее время, так как перечень решаемых задач постоянно расширяется, а объемы вычислительных процессов неуклонно растут. Проведение не усложненных предварительных исследований позволяет выполнить в разы больше оптимизационных шагов или даже задач при тех же затрачиваемых вычислительных машинных ресурсах. А наработки по валидации расчетных моделей [14–16] позволяют более точно оценивать итоговые характеристики оптимизированной проточной части.

Заключение

В результате исследования выявлены наиболее значимые при проведении больших серий расчетов параметры расчетной модели рабочих колес центробежного компрессора – положение выходной границы и общая размерность сетки. Эти параметры вне зависимости от типа рабочего колеса при неоптимальном выборе увеличивают время получения сошедшегося решения в 2 раза и более, а также оказывают существенное влияние (до 1,7 % КПД для выходной границы и 1,5 % КПД для сеточной модели) на результаты решения. Это неприемлемо при оптимизации геометрической формы рабочих колес как для получения аргументированного результата, так и с точки зрения рационального использования вычислительных ресурсов.

Кроме того, для адекватности получаемых результатов следует соблюдать сеточный параметр y^+ для выбранной модели турбулентности и не допускать влияния на общие результаты расчётов и картину обтекания лопаток слишком близко расположенной к рабочему колесу входной границы. Слишком большие значения критерия расчетной сетки y^+ оказывают наибольшее влияние на результаты решения. Из-за низкой разрешающей способности сетки в пограничном слое нивелируются отрывные течения и уменьшаются потери трения. Поэтому при неправильном выборе размера пристенной ячейки политропный КПД рабочего колеса может увеличиваться до 99 % и более.

По результатам предварительной оценки определены оптимальные параметры расчетной модели при постановке задачи оптимизации. Для низконапорного колеса РК1 выходная граница определена на расстоянии $1{,}3D_2$; входная граница отодвинута от входа в рабочее колеса на $0{,}125D_2$; сеточная топология – *НОН*; размер первой пристенной ячейки – 0,002 мм; общий размер сеточной модели лопаточного сектора – 0,9 млн элементов. Для высоконапорного рабочего колеса РК2 выходная граница определена на $1{,}25D_2$; входная граница отодвинута от входа в рабочее колеса на расстояние $0{,}125D_2$; сеточная топология – *НОН*; размер первой пристенной ячейки – 0,001мм; общий размер сеточной модели лопаточного сектора 0,7 млн элементов. Данные наборы параметров модели обеспечивают наименьшее машинное время сходимости одного оптимизационного приближения.

Приложение

Принятые обозначения:

$\psi_т$ – коэффициент теоретического напора;

Ф – условный коэффициент расхода;

D_2 – наружный диаметр рабочего колеса центробежного компрессора;

b_2 – ширина канала на выходе из рабочего колеса;

b_3 – ширина канала на входе в диффузор;

y^+ – сеточный параметр;

РК – рабочее колесо;

БЛД – безлопаточный диффузор;

КПД – коэффициент полезного действия, эффективность;

CFD – Computational Fluid Dynamics (вычислительная гидрогазодинамика);

SA – модель турбулентности Spalart–Allmaras;

SST – модель турбулентности Shear Stress Transport.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Kozhukhov Y.V., Danilishin A.M., Yun V.K.** Multi-objective optimization for impeller shroud contour, width of vane diffuser and number of blades of the centrifugal compressor stage based on the CFD calculation // IOP Conference Series Materials Science and Engineering 08/2015. Vol. 90(1):012046. DOI:10.1088/1757-899X/90/1/012046

2. **Frese F., Einzinger J., Will J.** Design optimization of an impeller with CFD and Meta-Model of optimal Prognosis (MoP) //10th International conference of turbocharges and turbocharging. 2012, London. P. 121–135.

3. **Bonaiuti D., Zangeneh M.** On the Coupling of Inverse Design and Optimization Technigues for the Multi-objective, Multipoint Desing of Turbomachinery Blades // Journal of turbomachinery-transaction of the ASME. Vol. 131(2). Article 021014. DOI: 10.1115/1.2950065.

4. **Demeulenaere A., Bonaccorsi J.-C., Gutzwiller D., Hu L., Sun H.** Multi-Disciplinary Multi-Point Optimization of a Turbocharger Compressor Wheel. // ASME Turbo Expo 2015: Turbine Technical Conference and Exposition (Montreal, Canada). Paper № GT2015-43631. P. V02CT45A020. DOI: 10.1115/GT2015-43631.

5. **Dickmann H.P.** Shroud contour optimization for a turbocharger centrifugal compressor trim family // 10th European Turbomachinery Conference. 04/2013. Lappeenranta, Finland. Paper № ETC2013-015. 12 p.

6. **Boldyrev Y., Rubtsov A., Kozhukhov Y., Lebedev A., Cheglakov I., Danilishin A.** Simulation of unsteady processes in turbomachines based on nonlinear harmonic NLH-method with the use of supercomputers // CEUR Workshop Proceedings. 2015. Vol. 1482. P. 273–279.

7. **Блинов В.Л., Бродов Ю.М., Седунин В.А., Комаров О.В.** Выбор параметров расчетной модели при решении задач многокритериальной оптимизации плоских компрессорных решеток // Компрессорная техника и пневматика. 2015. № 1. С. 32–36.

8. **Чеглаков И.В.** Разработка методики проведения численного эксперимента и оптимизация неподвижных элементов малорасходных ступеней в среде моделирования Fine/Turbo на примере ступени СВД-22: Дис. ... магистра / СПбПУ, Санкт-Петербург. 2015.

9. **Батурин О.В.** Методика цифрового моделирования осевых многоступенчатых турбин низкого давления с учётом неравномерного поля параметров на входе в турбину, трёхмерной структуры потока в лопаточных венцах и утечек через радиальные зазоры лабиринтных уплотнений. [Электронный ресурс]: Электрон. учебное пособие / Батурин О.В., Колмакова Д.А., Матвеев В.Н., Попов Г.М., Шаблий Л.С. Самарский гос. аэрокосм. университет им. С.П. Королева. Самара, 2012. 122 с. (1 CD-ROM).

10. **Свобода Д.А., Жарковский А.А.** Экспериментальные и расчетные исследования осевого насоса с быстроходностью ns = 560 // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2013. Т. 15 № 4(2). С. 573–578.

11. **Le Sausse P., Fabrie P., Arnou D., Clunet F.** CFD comparison with Centrifugal Compressor Measurements on a wide Operating Range // Johnson Controls Industries, In EPJ Web of Conferences. 2013. Vol. 45. P. 01059.

12. **V. V. N. K. Satish Koyyalamudi, Quamber H. Nagpurwala**. Stall Margin Improvement in a Centrifugal Compressor through Inducer Casing Treatment // International Journal of Rotating Machinery. 2016. Article ID 2371524, 19. DOI:10.1155/2016/2371524

13. **Aghaeitog R., Tousi A. M., Tourani A.** Comparison of turbulence methods in CFD analysis of compressible flows in radial turbomachines. // Aircraft Engineering and Aerospace Technology. 2008. Vol. 80, Iss. 6. P. 657–665. ISSN 1748-8842.

14. **Яблоков А.М., Кожухов Ю.В., Лебедев А.А.** Исследование течения в малорасходной ступени центробежного компрессора методами вычислительной газодинамики // Научно-технические ведомости

СПбГПУ. 2015. № 4 (231). С. 59–69. DOI:10.5862/JEST.231.7. (rus.)

15. **Kozhukhov Y.V., Yun V.K., Reshetnikova L.V., Prokopovich M.V.** Numerical Investigation of Different Radial Inlet Forms for Centrifugal Compressor and Influence of the Deflectors Number by Means of Computational Fluid Dynamics Methods with Computational Model Validation // IOP Conference Series Materials Science and Engineering. August 2015. Vol. 90(1). Iss. 012047. DOI: 10.1088/1757-899X/90/1/012047

16. **Kang Shun, Liu Qiang, Ming-Xu QI**.CFD validation of a high speed centrifugal compressor impeller // Journal of Engineering Thermophysics. 2005. Vol. 26(3). P. 400–404.

REFERENCES

1. **Kozhukhov Y.V., Danilishin A.M., Yun V.K.** Multi-objective optimization for impeller shroud contour, width of vane diffuser and number of blades of the centrifugal compressor stage based on the CFD calculation. *IOP Conference Series Materials Science and Engineering*. 08/2015. Vol. 90(1):012046. DOI:10.1088/1757-899X/90/1/012046

2. **Frese F., Einzinger J., Will J.** Design optimization of an impeller with CFD and Meta-Model of optimal Prognosis (MoP). *10th International conference of turbocharges and turbocharging*. 2012, London. P. 121–135.

3. **Bonaiuti D., Zangeneh M.** On the Coupling of Inverse Design and Optimization Technigues for the Multi-objective, Multipoint Desing of Turbomachinery Blades // Journal of turbomachinery-transaction of the ASME. Vol. 131(2). Article 021014. DOI: 10.1115/1.2950065.

4. **Demeulenaere A., Bonaccorsi J.-C., Gutzwiller D., Hu L., Sun H.** Multi-Disciplinary Multi-Point Optimization of a Turbocharger Compressor Wheel. *ASME Turbo Expo,* 2015. *Turbine Technical Conference and Exposition*. Montreal, Canada. Paper № GT2015-43631. P. V02CT45A020. DOI: 10.1115/GT2015-43631.

5. **Dickmann H. P.** Shroud contour optimization for a turbocharger centrifugal compressor trim family. *10th European Turbomachinery Conference*. Lappeenranta, Finland. 04/2013. Paper № ETC2013-015. 12 p.

6. **Boldyrev Y., Rubtsov A., Kozhukhov Y., Lebedev A., Cheglakov I., Danilishin A.** Simulation of unsteady processes in turbomachines based on nonlinear harmonic NLH-method with the use of supercomputers. *CEUR Workshop Proceedings*. 2015. Vol. 1482. P. 273–279.

7. **Blinov V.L., Brodov Yu.M., Sedunin V.A., Komarov O.V.** Vybor parametrov raschetnoy modeli pri reshenii zadach mnogokriterialnoy optimizatsii ploskikh kompressornykh reshetok. *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika*. 2015. № 1. S. 32–36 (rus.)

8. **Cheglakov I.V.** Razrabotka metodiki provedeniya chislennogo eksperimenta i optimizatsiya nepodvizhnykh elementov maloraskhodnykh stupeney v srede modelirovaniya Fine/Turbo na primere stupeni SVD-22: Dis. ... magistra / SPbPU. Sankt-Peterburg, 2015. (rus.)

9. **Baturin O.V.** Metodika tsifrovogo modelirovaniya osevykh mnogostupenchatykh turbin nizkogo davleniya s uchetom neravnomernogo polya parametrov na vkhode v turbinu, trekhmernoy struktury potoka v lopatochnykh ventsakh i utechek cherez radialnyye zazory labirintnykh uplotneniy. [Elektronnyy resurs]. : Elektron ytshebnoe posobie / Baturin O.V., Kolmakova D.A., Matveev V.N., Popov G.M., Shabliyy L.S. Samarskiy gos. aerokosm. universitet im. S. P. Koroleva. Samara, 2012. 122 s. (rus.)

10. **Svoboda D.A., Zharkovskiy A.A.** Eksperimentalnyye i raschetnyye issledovaniya osevogo nasosa s bystrokhodnostyu ns = 560. *Izvestiya Samarskogo nauchnogo tsentra Rossiyskoy akademii nauk*. 2013. T. 15, № 4(2). S. 573–578. (rus.)

11. **Le Sausse P., Fabrie P., Arnou D., Clunet F.** CFD comparison with Centrifugal Compressor Measurements on a wide Operating Range, Johnson Controls Industries. *EPJ Web of Conferences*. 2013. Vol. 45. P. 01059.

12. **V. V. N. K. Satish Koyyalamudi, Quamber H. Nagpurwala**. Stall Margin Improvement in a Centrifugal Compressor through Inducer Casing Treatment, International *Journal of Rotating Machinery*. 2016. Vol. 2016, Article ID 2371524, 19 p. DOI:10.1155/2016/2371524

13. **Aghaeitog R., Tousi A. M., Tourani A.** Comparison of turbulence methods in CFD analysis of compressible flows in radial turbomachines. *In: Aircraft Engineering and Aerospace Technology*. 2008. Vol. 80, Iss. 6. P. 657–665. ISSN 1748-8842.

14. **Yablokov A.M., Kozhukhov Yu.V., Lebedev A.A.** Issledovaniye techeniya v maloraskhodnoy stupeni tsentrobezhnogo kompressora metodami vychislitelnoy gazodinamiki. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2015. № 4(231). S. 59–69. DOI:10.5862/JEST.231.7 (rus.)

15. **Kozhukhov Y.V., Yun V.K., Reshetnikova L.V., Prokopovich M.V.** Numerical Investigation of Different Radial Inlet Forms for Centrifugal Compressor and Influence of the Deflectors Number by Means of Computational Fluid Dynamics Methods with Computational Model Validation. *IOP Conference Series Materials Science and Engineering*. August 2015. Vol. 90(1):012047. DOI: 10.1088/1757-899X/90/1/012047

16. **Kang Shun, Liu Qiang, Ming-Xu QI**. CFD validation of a high speed centrifugal compressor impeller. *Journal of Engineering Thermophysics*. 2005. Vol. 26(3). P. 400–404.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

НЕВЕРОВ Владимир Валерьевич – специалист Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: neverovpu@gmail.com

NEVEROV Vladimir V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: neverovpu@gmail.com

КОЖУХОВ Юрий Владимирович – кандидат технических наук заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: kozhukhov_yv@mail.ru

KOZHUKHOV Yurii V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: kozhukhov_yv@mail.ru

ЯБЛОКОВ Алексей Михайлович – ассистент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: yablokovaleksey@mail.ru

YABLOKOV Aleksei M. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: yablokovaleksey@mail.ru

ЛЕБЕДЕВ Александр Анатольевич – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: LAA7777@yandex.ru

LEBEDEV Aleksandr A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: LAA7777@yandex.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.7
УДК 621.165-253.5:620.193.1

С.А. Галаев, А.И. Кириллов, Е.М. Смирнов, Д.О. Панов

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НЕСТАЦИОНАРНОГО ТЕЧЕНИЯ И ТЕПЛООБМЕНА В ВЫХОДНОМ ДИФФУЗОРЕ ГАЗОВОЙ ТУРБИНЫ

S.A. Galaev, A.I. Kirillov, E.M. Smirnov, D.O. Panov

NUMERICAL SIMULATION OF UNSTEADY FLOW AND HEAT TRANSFER IN A GAS TURBINE EXHAUST DIFFUSER

Приведены результаты трехмерного аэродинамического расчета проточной части модельного газотурбинного отсека, который состоит из входного направляющего аппарата, последней ступени турбины и выходного диффузора с силовыми стойками. Продемонстрирована эффективность применения метода URANS для численно моделирования течения и теплообмена в выходном диффузоре газовой турбины. Показано, что для адекватного численного моделирования при входе в диффузор следует задавать трехмерное нестационарное поле параметров, соответствующее выходному сечению потока за последней ступенью турбины. Особое внимание уделено анализу вихревой структуры течения. Оценено влияние протечки через радиальный зазор над лопатками рабочего колеса на эффективность выходного диффузора. Результаты расчета сравниваются с данными, полученными при испытаниях отсека на экспериментальном стенде. При граничных условиях второго рода рассчитаны коэффициенты теплоотдачи для силовых стоек и проточной части диффузора.

ГАЗОВАЯ ТУРБИНА; ВЫХОДНОЙ ДИФФУЗОР; СИЛОВЫЕ СТОЙКИ; ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; ВИХРЕВАЯ СТРУКТУРА.

Results of numerical analysis of unsteady 3D flow in a model of powerful gas turbine section are presented. The section consists of an inlet nozzle cascade, a last turbine stage model and an exhaust diffuser with struts. The effectiveness of URANS numerical simulation of flow and heat transfer in the outlet diffuser of a gas turbine is demonstrated. It is shown that a three-dimensional unsteady field of parameters corresponding to the outlet section of the flow behind the last turbine stage should be set for adequate numerical modeling at the entrance of the diffuser. Particular attention is paid to analysis of the flow vortex structure. The influence of leakage through the rotor tip clearance on the performance of the exhaust diffuser is evaluated. The computational results are compared with the data obtained at a large-scale experimental rig. Imposing the “second-kind” boundary conditions, heat transfer coefficient distributions for the exhaust diffuser and the struts are calculated.

GAS TURBINE; EXHAUST DIFFUSER; STRUTS, BACKWARD INFLUENCE; NUMERICAL SIMULATION; VORTEX FLOW STRUCTURE.

Повышение эффективности и эксплуатационной надежности выходных патрубков (диффузоров) мощных паровых и газовых турбин, занимающих лидирующее положение в составе энергетического оборудования крупных энергосистем, – актуальная задача современного энергомашиностроения. Ее решение методами численного моделирования течения и теплообмена в патрубке требует разработки подходов, позволяющих с достаточной степенью детализации воспроизводить вихревую структуру потока в патрубке и учитывать эффекты взаимного влияния

течений в нем и в последней ступени турбины. При этом затраты вычислительных ресурсов и времени, необходимых для решения задач численного моделирования, должны быть приемлемыми для конструкторских и исследовательских подразделений, занимающихся проектированием и совершенствованием проточных частей турбоагрегатов.

В статье изложены некоторые новые результаты исследований в указанном направлении, которые ведет межкафедральная научная группа в СПбПУ Петра Великого [1, 2] при поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (грант РФФИ № 14-08-00553). Объект исследования – отсек «последняя ступень – выходной диффузор» мощной газовой турбины, подробно изученный на воздушном крупномасштабном экспериментальном стенде СПбПУ [3–6]. Проточная часть отсека состоит из выходного диффузора и предшествующих ему трех решеток: предварительного направляющего аппарата (ПНА), направляющего аппарата последней ступени (НА) и её рабочего колеса (РК). Предварительный направляющий аппарат обеспечивает натекание потока на направляющие лопатки последней ступени под углом выхода потока из предпоследней ступени турбины-прототипа.

Постановка задачи исследования

На предыдущем этапе исследования была показана эффективность применения вихреразрешающих методов URANS (Unsteady Reynolds Averaged Navier–Stokes) и DES (Detached Eddy Simulation) для моделирования течения в выходном патрубке с силовыми стойками [1]. Расчетная область течения полностью соответствовала геометрии патрубка, однако была отделена от расположенной выше по потоку проточной части экспериментального отсека; параметры на входе в нее задавались по полученным в эксперименте данным траверсирования потока за последней ступенью вдоль радиуса 3D-зондами [6]. Вследствие этого остался открытым вопрос о влиянии реального, изменяющегося вдоль окружной координаты и нестационарного, поля входных параметров на течение в патрубке.

Другая важная особенность потока при входе в патрубок, когда он работает в составе проточной части турбины, – наличие узкой кольцевой области у периферии диффузора с высокой средней скоростью, направленной под углом более 45° по отношению к оси турбины. Эта область течения, сформированного протечкой через периферийный зазор над лопатками рабочего колеса, насыщена вихревыми структурами, возникающими как вследствие концевых явлений у периферии рабочей решетки, так и в результате взаимодействия протечки с основным потоком. Она заметно влияет на структуру течения в диффузоре [7–11] и на условия обтекания силовых стоек в периферийной области.

Для адекватной оценки влияния указанной специфики входных условий на структуру потока в диффузоре и на интегральные показатели последнего было выполнено численное моделирование течения во всей проточной части экспериментального отсека. Для моделирования был избран метод URANS, хотя и более грубо, чем метод DES, разрешающий вихревую структуру течения, но позволяющий вести расчеты для всей проточной части отсека с приемлемой затратой вычислительных ресурсов.

Численное моделирование выполнено с помощью пакета ANSYS Fluent v16.2 [12]. Для замыкания уравнений Рейнольдса применялась SST-модель турбулентности с обобщенными пристенными функциями. Расчеты проведены с использованием решателя, основанного на алгоритме SIMPLEC. Для дискретизации конвективных потоков использована верхнепоточная схема второго порядка, временные операторы дискретизировались со вторым порядком аппроксимации. Шаг по времени составлял $5 \cdot 10^{-6}$ с, что соответствовало смещению ротора на один межлопаточный канал за 25 временных шагов. На каждом шаге по времени выполнялись 15 итераций.

Расчетная сетка для всей области течения формировалась как квазиструктурированная, со сгущением ячеек к стенкам. Область диффузора (рассчитывался сектор с углом 72°, содержащий одну из пяти равномерно расположенных по окружности стоек) была разбита на два блока (рис. 1), а именно: на периферийный блок № 1 с числом ячеек 6 582 тысяч, достаточным для разрешения течения, вызванного протечкой через радиальный зазор над лопатками рабочего

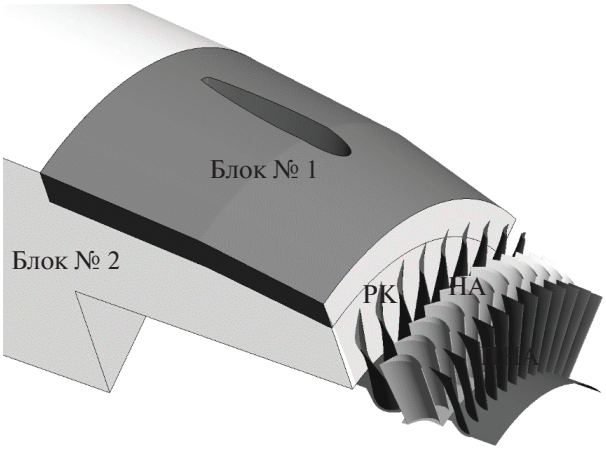


Рис. 1. Разбиение расчетной области на блоки

колеса, и блок № 2, содержащий 2 089 тыс. ячеек. Величина y^+ при расчете диффузора находилась в пределах от 0,2 до 0,8. В областях ПНА и решеток НА и РК*, цель расчета которых – получить достоверные параметры потока при входе в диффузор, сетка была не столь подробной, однако достаточной для разрешения деталей течения в межлопаточных каналах неподвижных и вращающейся решеток. Общее число ячеек в расчетной области – 18 262 тыс.

Расчеты течения в ПНА, НА и диффузоре выполнены на неподвижных сетках. Для расчета течения в РК использована вращающаяся сетка. На поверхностях стыковки вращающегося и неподвижных блоков выполняются условия сохранения потоков массы, импульса и энергии, обеспечивающие прозрачность межблочного интерфейса. В качестве начального приближения для нестационарного расчета использовались данные, полученные в приближении «Frozen Rotor» [12]. Граничные условия на отсек: расход воздуха (составлявший, как и в работе [1], 2,92кг/с для рассматриваемого сектора диффузора), температура торможения при входе и давление на выходе из расчетной области. Для расчета коэффициентов теплоотдачи при граничных условиях второго рода на поверхностях диффузора и силовых стоек задавался тепловой поток $q = 2000$ Вт/м^2.

* Рассчитывался, как и для диффузора, сектор с углом 72^0.

Результаты расчетов

Течение в диффузоре. На рис. 2 показана визуализированная с помощью Q-критерия мгновенная вихревая структура течения в отсеке как со штатным радиальным зазором над лопатками РК, так и при нулевом зазоре.

При штатном радиальном зазоре у периферии ступени за решеткой РК формируется явно выраженная система концевых вихрей. Оси этих вихрей ориентированы приблизительно в направлении вектора относительной скорости выходящего из решетки РК потока. Выходящие из решетки РК концевые вихри проникают далеко вниз по потоку и влияют на обтекание силовых стоек в зоне, примыкающей к внешнему обводу проточной части.

При отсутствии радиального зазора вихри за решеткой РК, сформированные за счет только вязких концевых явлений при обтекании вращающихся лопаток, значительно менее интенсивны и перестают визуализироваться, не достигнув силовых стоек.

Таким образом, вихревая структура потока, натекающего на силовые стойки у внешнего обвода диффузора, различна для случаев с радиальным зазором над лопатками РК и без него. Кроме того, для случая с зазором поток в области протечки имеет повышенную по сравнению с основным потоком осевую составляющую скорости и натекает на силовую стойку с меньшим, чем при нулевой протечке, углом атаки. Эти факторы сказываются на обтекании периферийной зоны силовой стойки и, в частности, на форме подковообразного вихря (рис. 3).

На рис. 4 показана мгновенная структура потока, вышедшего из периферийной зоны последней ступени, для случая с радиальным зазором, но без силовых стоек. Из сравнения рис. 2 и 4 следует, что обратное влияние силовых стоек на мгновенную картину течения выше по потоку практически отсутствует.

В целом же во всех трех вариантах картина периферийного течения в диффузоре имеет ячеистую структуру. Одно семейство диагоналей, формирующих эту структуру, имеет в окружном направлении шаг решетки рабочего колеса последней ступени, другое – шаг решетки,

а) *б*)

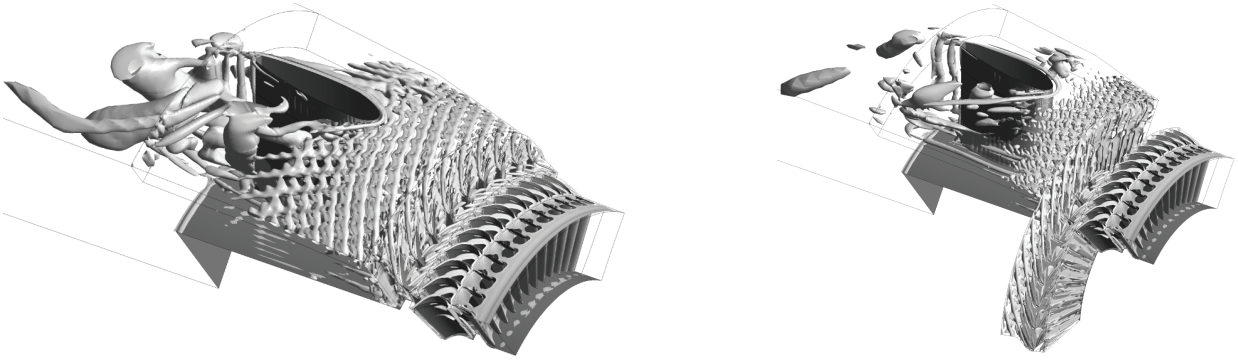


Рис. 2. Мгновенная вихревая структура потока у периферии проточной части отсека с силовыми стойками: *а* – с радиальным зазором над лопатками РК; *б* – без зазора

а) *б*)

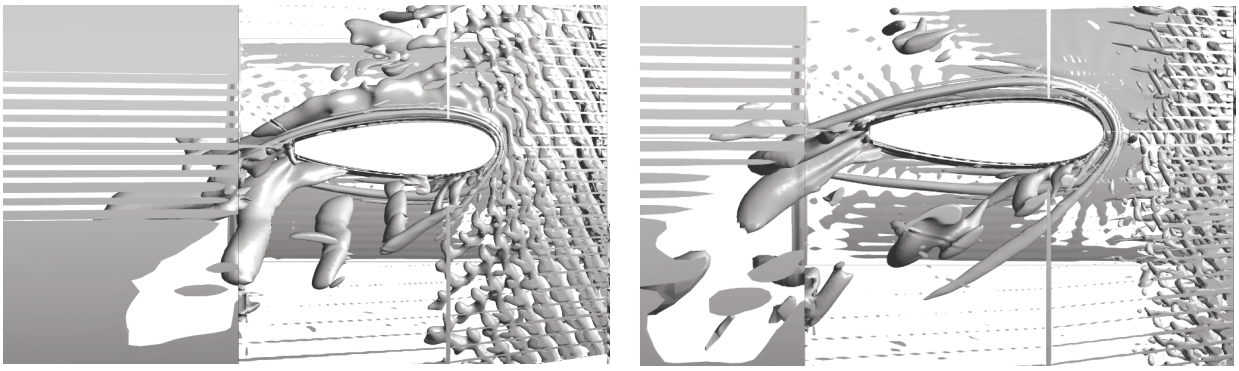


Рис. 3. Подковообразный вихрь у периферии силовой стойки: *а* – с зазором над лопатками РК; *б* – без зазора

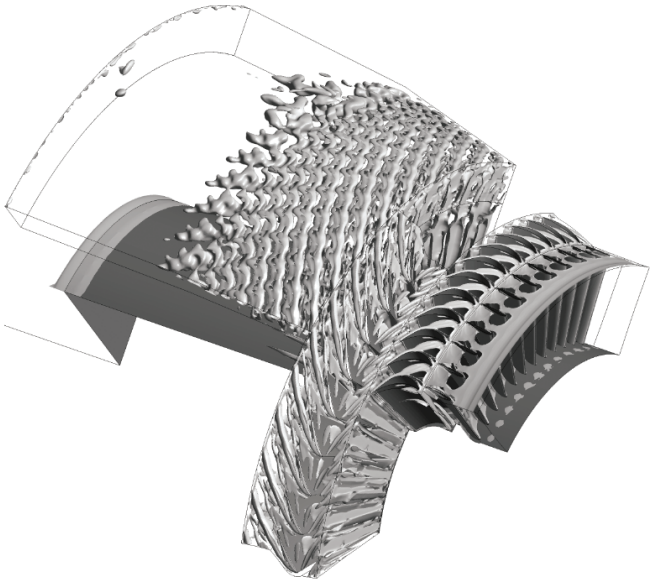


Рис. 4. Мгновенная вихревая структура потока у периферии проточной части отсека без силовых стоек (случай с радиальным зазором в РК)

ее направляющего аппарата. Следовательно, в периферийном потоке за ступенью сохраняются ощутимые последствия шаговой неравномерности, возникшей при обтекании решетки НА. Есть основания полагать, что это явление можно использовать для оптимизации КПД многоступенчатой турбины. Например, в наших опытах, выполненных на двухступенчатом экспериментальном стенде, был обнаружен максимум КПД турбины в зависимости от взаимного углового расположения решеток НА первой и второй ступеней отсека [13].

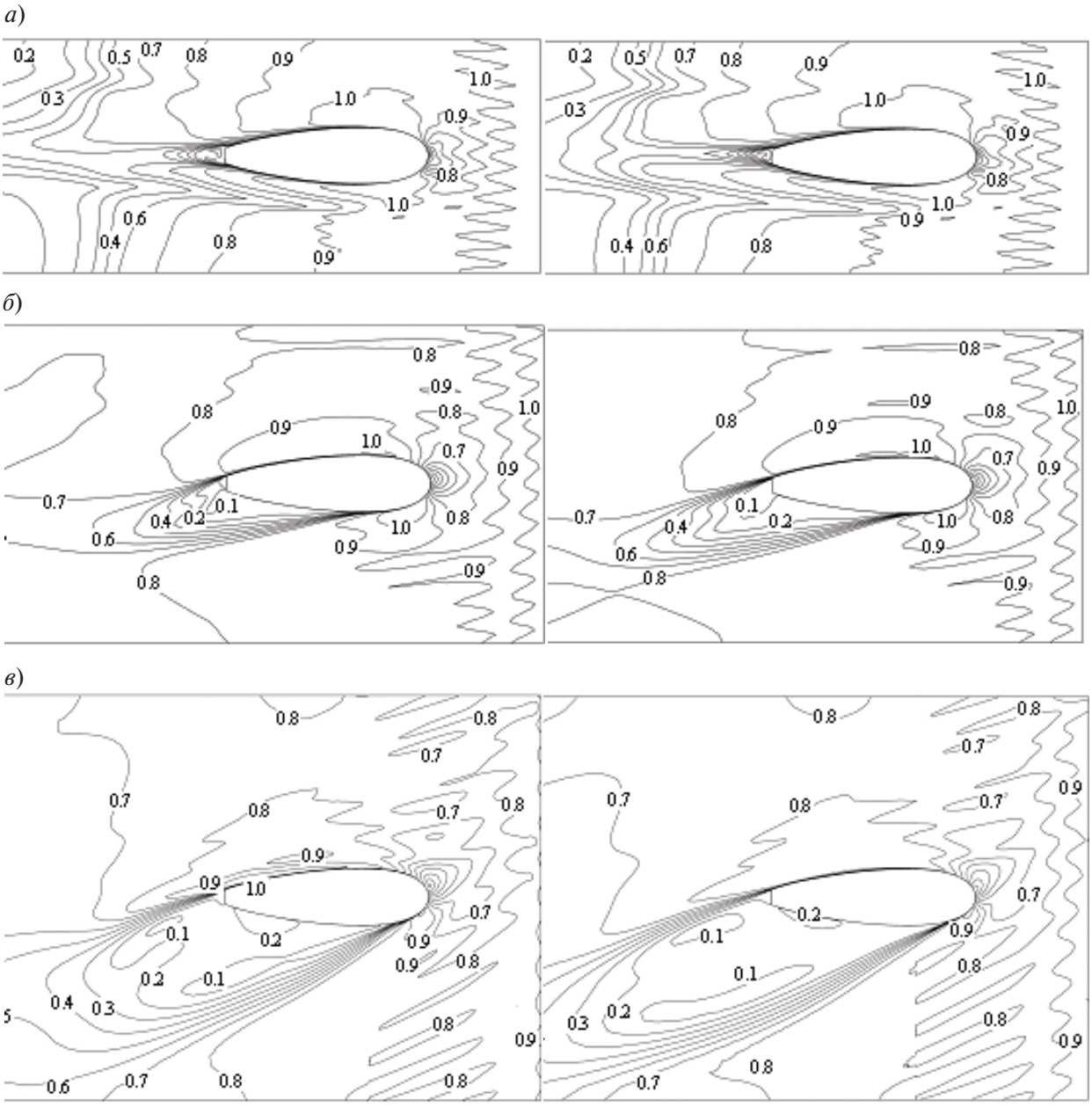


Рис. 5. Изолинии полной скорости при обтекании силовой стойки (цифры на кривых – значения скорости, отнесенной к среднемассовой скорости на входе в диффузор):
а, *б*, *в* – соответственно в корневом, среднем и периферийном сечении; слева – с радиальным зазором над лопатками РК, справа – без зазора

Протечка через радиальный зазор над РК заметно влияет на обтекание силовой стойки не только у периферии поточной части (рис. 5). Ее влияние ощущается вплоть до среднего сечения и практически исчезает лишь в области, прилегающей к внутренней обечайке диффузора. Поэтому следует ожидать зависимости интегрального коэффициента сопротивления стойки от протечки через радиальный зазор над РК, что окажет влияние и на эффективность выходного диффузора.

Другой фактор, влияющий на эффективность выходного диффузора, – диссипация кинетической энергии в пограничном слое, особенно на внешней обечайке диффузора (угол наклона ее с продольной осью Z составляет 14,5°). Согласно результатам расчетов протечка через радиальный зазор над лопатками РК оказывает заметное влияние на профиль осредненной расходной составляющей скорости лишь в передней части диффузора (рис. 6). Ни на мгновенных картинах течения, ни в осредненном по времени и по окружной координате пограничном слое глобального отрыва потока от внешней обечайки диффузора не наблюдается. Однако уровень диссипации кинетической энергии в пограничном слое, сформировавшемся в насыщенном вихревыми структурами потоке протечки, иной, чем в случае отсутствия зазора над лопатками РК.

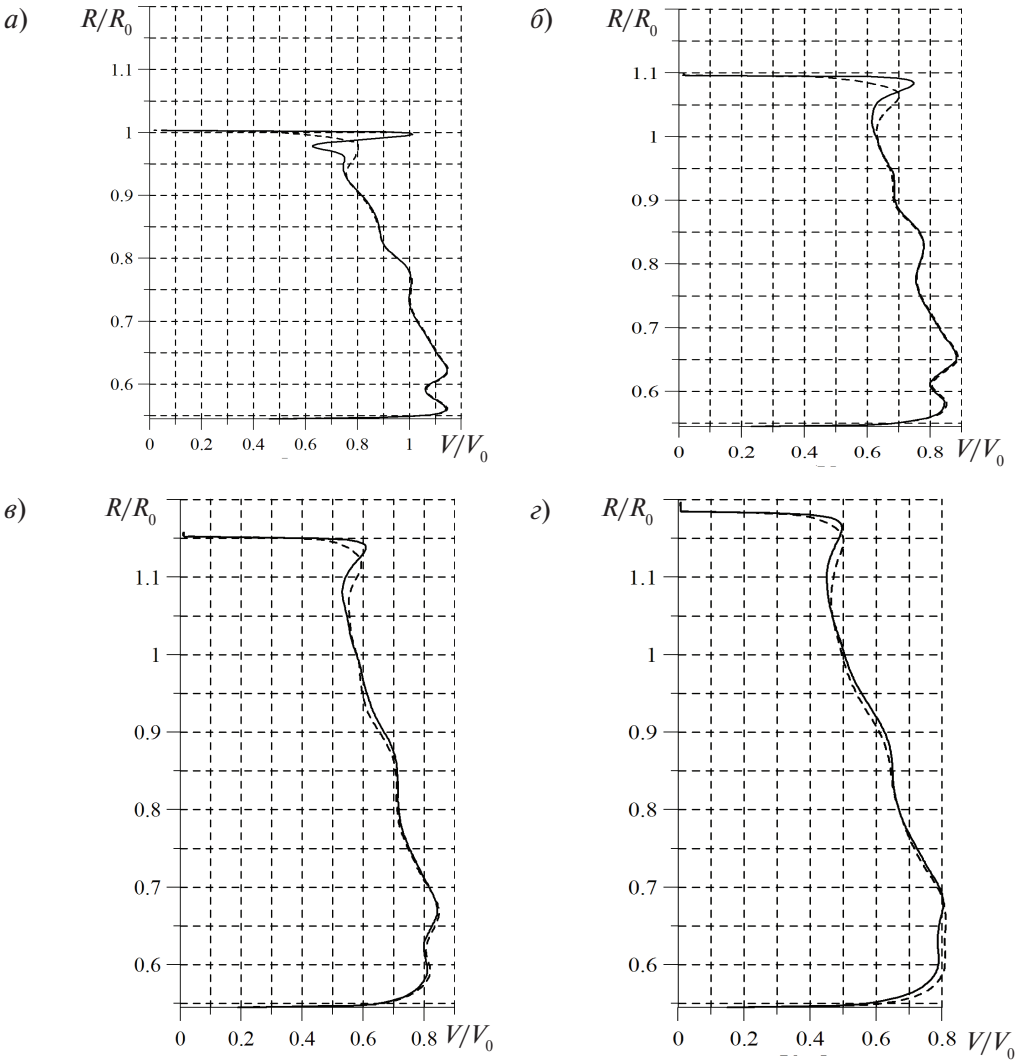


Рис. 6. Осредненная во времени и по окружной координате осевая скорость в сечениях диффузора со стойками (V_0 – среднемассовая скорость на входе): *а* – $\overline{Z}$ = 0; *б* – $\overline{Z}$ = 0,35; *в* – $\overline{Z}$ = 0,7; *г* – $\overline{Z}$ = 1,0 ($\overline{Z} = Z/Z_0$, Z_0 – длина внутренней цилиндрической обечайки диффузора); сплошная линия – с радиальным зазором над лопатками РК, штриховая линия – без зазора

Максимальное значение коэффициента восстановления давления $C_p = 0{,}822$ получено в расчетах для случая диффузора без силовых стоек. В случае со стойками при нулевом зазоре над решеткой РК значение C_p составило 0,628. С учетом протечки $C_p = 0{,}684$, то есть выше, чем при нулевом зазоре, несмотря на небольшое увеличение области отрыва у периферии силовой стойки. Последнее значение C_p практически совпадает с экспериментальным результатом ($C_p = 0{,}69$), представленным в работе [6]. Заметим, что при задании осесимметричного стационарного поля параметров на входе в диффузор, как это было принято в нашей предыдущей работе [1], даже расчет методом DES, призванным более тонко, чем URANS, разрешать вихревую структуру потока, не показал такой хорошей сходимости с экспериментом. Это еще раз подчеркивает высокую степень влияния входных условий на течение в диффузоре.

Теплообмен. Результаты расчета теплообмена представлены в виде распределения числа Стэнтона $\mathrm{St} = \alpha/(c_p \rho V_0)$* на поверхностях, ограничивающих проточную часть диффузора с силовыми стойками. Коэффициент теплоотдачи α рассчитывался согласно закону Ньютона–Рихмана, при этом в качестве температуры омывающей поверхность среды была принята местная температура адиабатической стенки (ее распределение находилось в результате отдельного расчета). За определяющую скорость принималась среднемассовая скорость V_0 при входе в диффузор.

На рис. 7 представлено распределение числа Стэнтона на поверхности силовой стойки. Пунктирная линия визуализирует границу отрывной зоны. Влияние протечки через радиальный зазор над РК сказывается главным образом на теплоотдаче в зоне размещения подковообразного вихря у периферии стойки (см. рис. 3). Ближе расположенный к стойке и, по-видимому, более интенсивный в случае с протечкой подковообразный вихрь инициирует увеличение числа Стэнтона в узкой полосе на стороне давления стойки в зоне, примыкающей к внешней обечайке диффузора.

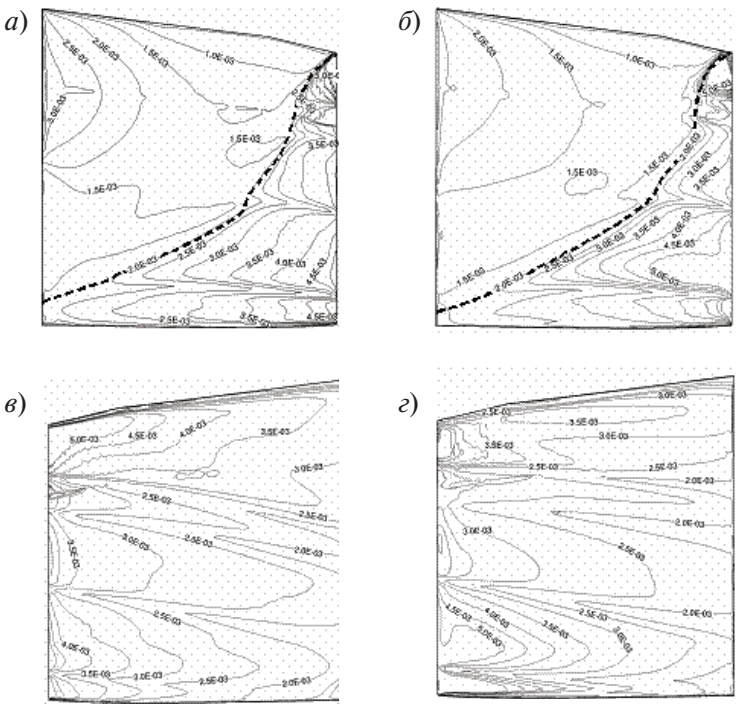


Рис. 7. Распределение числа Стэнтона на поверхностях силовой стойки:
а, *б* – сторона разрежения, *в*, *г* – сторона давления;
штриховая линия – граница зоны отрыва; *а*, *в* – с радиальным зазором над лопатками РК, *б*, *г* – без зазора

* Здесь α – коэффициент теплоотдачи; c_p – теплоемкость при постоянном давлении; ρ – плотность; V_0 – скорость.

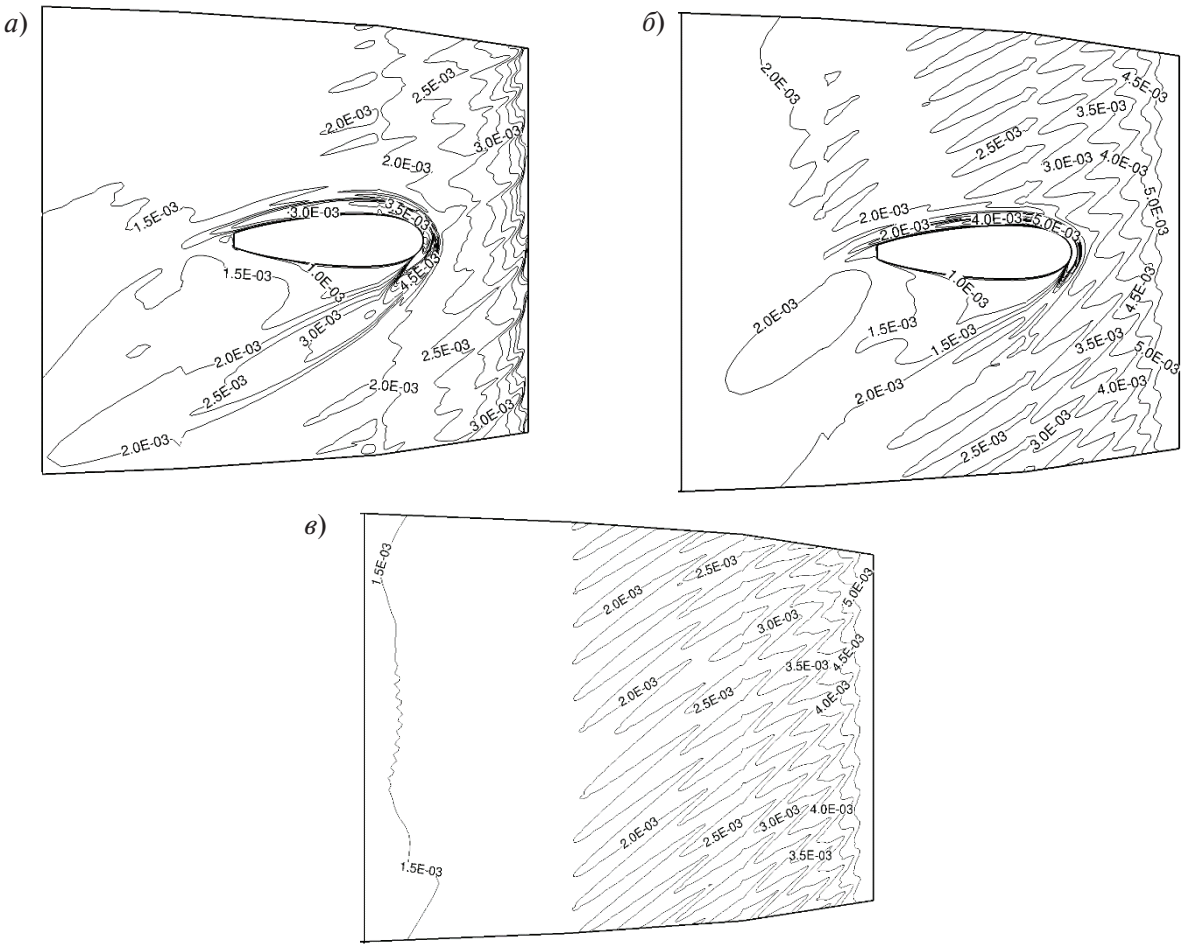


Рис. 8. Распределение числа Стэнтона на внешнем обводе диффузора:
а – с радиальным зазором над лопатками РК; *б* – без зазора; *в* – с зазором без стоек

Распределение числа Стэнтона на внешней обечайке диффузора показано на рис. 8. В случаях с зазором над лопатками РК в диффузоре без силовых стоек отчетливо просматриваются полосы повышенной теплоотдачи. Они ориентированы в диагональном направлении ячеистой вихревой структуры, которое связано с шаговой неравномерностью за решеткой НА (см. рис. 2, *в*). Присутствие стоек снижает этот эффект, а в случае со стойками и без зазора он становится еще менее заметным. Последнее вполне согласуется с подавляющим влиянием стоек на ячеистую вихревую структуру (см. рис 2, *б*). Подковообразные вихри, развивающиеся в месте сопряжения стойки и обечайки диффузора, интенсифицируют теплообмен.

Заключение

Результаты выполненного исследования показали эффективность применения метода URANS для численно моделирования течения и теплообмена в выходном диффузоре газовой турбины.

Для адекватного численного моделирования течения в диффузоре следует задавать трехмерное нестационарное поле параметров, соответствующее выходному сечению потока за последней ступенью турбины, или же непосредственно решать связанную задачу течения в последней ступени и в выходном диффузоре.

Протечка через радиальный зазор над решеткой лопаток РК оказывает существенное влияние на аэродинамику и теплообмен в выходном патрубке с силовыми стойками.

Установлено, что актуальная вихревая структура потока, покидающего последнюю ступень и развивающегося далее в периферийной зоне диффузора, имеет ячеистый характер.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Кириллов А.И., Галаев С.А., Исупов В.Ю., Смирнов Е.М.** Применение вихреразрешающих методов к расчету трехмерного течения в выходном диффузоре газовой турбины // Научно-технические ведомости СПбПУ. 2014. № 4(207). С. 16–25.

2. **Кириллов А.И., Черников В.А., Семакина Е.Ю., Исупов В.Ю.** К вопросу о численном моделировании трехмерного течения в выходном диффузоре газовой турбины // Научно-технические ведомости СПбПУ. 2015. № 4(231). С. 30–35. DOI: 10.5862 /JEST.231.4

3. **Зандер М.С., Черников В.А.** Аэродинамические характеристики блока «ступень – выходной диффузор» стационарной газовой турбины при различных режимах работы // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Наука и образование. 2011. № 2(123). С. 61–68.

4. **Зандер М.С., Черников В.А., Семакина Е.Ю.** Экспериментальные и численные исследования структуры 3D-потока в отсеке «турбинная ступень – осевой диффузор» // Научно-технические ведомости СПбПУ. Наука и образование. 2013. № 1(166). С. 197–203.

5. **Rassochin V.A., Chernikov V.A., Zander M.S., Semakina E.U.** Joint re-search in experimental aerodynamics of exit diffusers of turbines and stage-diffusers unit performed by the department of turbine engines and plants / St.-Petersburg State Poly-technic University and the Institute of Turbomachinery and Fluid Dynamics, Leibniz University of Hannover. Polytechnic University Publishing House, 2010. P. 141–156.

6. **Черников В.А., Семакина Е.Ю.** Информационно-измерительная система аэродинамического стенда для исследований потока в проточной части отсека «ступень – диффузор» и некоторые результаты испытаний на модели мощной газовой турбины // Энергетические машины и установки. 2008. № 1. С. 24–34.

7. **Мигай В.К., Гудков Э.И.** Проектирование и расчет выходных диффузоров турбомашин. Л.: Машиностроение, 1981. 272 с.

8. **Farokhi S.** A Trade-Off Study of the Rotor Tip Clearance Flow in a Tur-bine/Exhaust Diffusers System // ASME. Paper 87-GT 229. 1987. 11 p.

9. **Kruse H., Quest J., Scholz N.** Experimental Investigation on Annular Diffus-ers Downstream of Turbine Stages // MTZ Motortechnische Zeitschrift. 1983. № 44(1). P. 13–17.

10. **Kuschel M., Drechsel B., Kluß D., Seume J.R.** Influence of Turbulent Flow Characteristics and Coherent Vortices on the Pressure Recovery of Annular Diffus-ers. Part A: Experimental Results // Proceedings of ASME Turbo Expo 2015. Turbine Technical Conference and Exposition. June 15–19, 2015. Montreal, Canada. Paper № GT2015-42476. 13 p.

11. **Drechsel B., Müller Ch., Herbst F., Seume J.R.** Influence of Turbulent Flow Characteristics and Coherent Vortices on the Pressure Recovery of Annular Diffusers. Part B: Scale-resolving Simulation // Proceedings of ASME Turbo Expo 2015. Turbine Technical Conference and Exposition. June 15–19, 2015. Montreal, Canada. Paper № GT2015-42477. 13 p.

12. ANSYS Fluent 16.0 User's Guide / ANSYS Inc. 2015.

13. **Бусурин В.Н., Кириллов А.И., Попков В.И., Садовничий В.Н.** О рас-пространении кромочных следов сопловых лопаток в турбинной ступени // Энергомашиностроение. 1977. № 7. С. 16–19.

REFERENCES

1. **Kirillov A.I., Galaev S.A., Isupov V.Yu., Smirnov E.M.** Primenenie vikh-rerazreshayushchikh metodov k raschetu trekhmernogo techeniya v vykhodnom diffuzore gazovoy turbiny. *Nauchno-tekhnicheskie vedomosti SPbGPU*. 2014. № 4(207). S. 16–25. (rus.)

2. **Kirillov A.I., Chernikov V.A., Semakina E.Yu., Isupov V.Yu.** K voprosu o chislennom modelirovanii trehmernogo techenija v vyhodnom diffuzore gazovoi turbihy. *Nauchno-tekhnicheskie vedomosti SPbGPU*. 2015. № 4(231). S. 30–35. DOI: 10.5862 /JEST.231.4. (rus.)

3. **Zander M.S., Chernikov V.A.** Aerodinamicheskiye kharakteristiki bloka «stupen – vykhodnoy diffuzor» statsionarnoi gazovoi turbiny pri razlichnykh rezhimakh raboty. *Nauchno-tekhnicheskie vedomosti SPbGPU. Nauka i obrazovanie*. 2011. № 2(123). S. 65–68. (rus.)

4. **Zander M.S., Chernikov V.A., Semakina Ye.Yu.** Eksperimentalnyye i chislennyye issledovaniya struktury 3D-potoka v otseke «turbinnaya stupen – ose-voy diffuzor». *Nauchno-tekhnicheskie vedomosti SPbGPU. Nauka i obrazovanie*. 2013. № 1(166). S. 197–203. (rus.)

5. **Rassochin V.A., Chernikov V.A., Zander M.S., Semakina E.U.** Joint re-search in experimental aerodynamics of exit diffusers of turbines and stage-diffusers unit performed by the department of turbine engines and plants / St.-Petersburg State Polytechnic University and the Institute of Turbomachinery and Fluid Dynamics, Leibniz University of Hannover. Polytechnic University Publish-ing House, 2010. P. 141–156.

6. **Chernikov V.A., Semakina E.Yu.** Informatsionno-izmeritelnaya sistema aer-odinamicheskogo stenda dlya issledovaniy potoka v protochnoy chasti otseka «stupen – diffuzor» i nekotoryye rezultaty ispytaniy na modeli moshchnoy gazovoy turbiny. *Energeticheskiye mashiny i ustanovki*. 2008. № 1. S. 24–34. (rus.)

7. **Migay V.K., Gudkov E.I.** Proektirovanie i raschet vykhodnykh diffuzorov turbomashin. L.: Mashinostroyenie, 1981. 272 s. (rus.)

8. **Farokhi S.** A Trade-Off Study of the Rotor Tip Clearance Flow in a Tur-bine/Exhaust Diffusers System. *ASME*. Paper 87-GT 229. 1987. 11 pp.

9. **Kruse H., Quest J., Scholz N.** Experimental Investigation on Annular Diffus-ers Downstream of Turbine Stages. *MTZ Motortechnische Zeitschrift*. 1983. № 44(1). P. 13–17.

10. **Kuschel M., Drechsel B., Kluß D., Seume J.R.** Influence of Turbulent Flow Characteristics and Coherent Vortices on the Pressure Recovery of Annular Diffus-ers. Part A: Experimental Results. *Proceedings of ASME Turbo Expo 2015. Turbine Technical Conference and Exposition*. June 15–19, 2015. Montreal, Canada. Paper № GT2015-42476. 13 p.

11. **Drechsel B., Müller Ch., Herbst F., Seume J.R.** Influence of Turbulent Flow Characteristics and Coherent Vortices on the Pressure Recovery of Annular Diffusers. Part B: Scale-resolving Simulation. *Proceedings of ASME Turbo Expo 2015. Turbine Technical Conference and Exposition*. June 15–19, 2015. Montreal, Canada. Paper № GT2015-42477. 13 p.

12. ANSYS Fluent 16.0 User’s Guide / ANSYS Inc. 2015.

13. **Busurin V.N., Kirillov A.I., Popkov V.I., Sadovnichii V.N.** O rasprostrane-nii kromochnyh sledov soplovyh lopatok v turbinnoi stupeni. *Energomashinostroenie*. 1977. № 7. S. 16–19. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ГАЛАЕВ Сергей Александрович – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: sealga@mail.ru

GALAEV Sergei A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: sealga@mail.ru

КИРИЛЛОВ Александр Иванович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: ai_kirillov@mail.ru

KIRILLOV Aleksandr I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: ai_kirillov@mail.ru

СМИРНОВ Евгений Михайлович – доктор физико-математических наук профессор, заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: aero@phmf.spbstu.ru

SMIRNOV Evgenii M. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: aero@phmf.spbstu.ru

ПАНОВ Дмитрий Олегович – инженер Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: dopanov@gmail.com

PANOV Dmitrii O. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: dopanov@gmail.com

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.8
УДК 621.319.4

В.О. Белько, Д.Ю. Гливенко, О.А. Емельянов, И.О. Иванов

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ДЕГРАДАЦИИ КОНТАКТНЫХ УЗЛОВ МЕТАЛЛОПЛЕНОЧНЫХ КОНДЕНСАТОРОВ

V.O. Belko, D.Yu. Glivenko, O.A. Emelyanov, I.O. Ivanov

INVESTIGATION OF DEGRADATION IN ELECTRODE CONTACTS OF METALLIZED FILM CAPACITORS

При работе металлопленочных конденсаторов в импульсном режиме разрушение контактного узла является основной причиной выхода их из строя. Разработана методика экспериментального моделирования электродинамического разрушения контактных узлов металлопленочных конденсаторов. Проведены эксперименты по изучению закономерностей их разрушения при воздействии импульсов тока различной амплитуды и длительности положительной и отрицательной полярностей. Установлено, что вероятность разрушения контактного узла описывается нормальным законом распределения. Определены зависимости времени жизни контактного узла от энергии импульса тока и получен степенной закон старения. Обнаружен полярный эффект разрушения контактов: время жизни меньше при воздействии отрицательных импульсов тока. Определена скорость эрозии металлизации в контактном узле.

МЕТАЛЛОПЛЕНОЧНЫЙ КОНДЕНСАТОР; КОНТАКТНЫЙ УЗЕЛ; ПОЛЯРНЫЙ ЭФФЕКТ; ВРЕМЯ ЖИЗНИ; СКОРОСТЬ ЭРОЗИИ; ИМПУЛЬС ТОКА.

Metallized film capacitors are widely used in modern equipment. When this type of capacitors work in pulse mode, electrode contact destruction is the main reason of failure. Therefore, an experimental method for modeling the electrodynamic destruction of electrode contacts of a metallized film capacitor was developed. The experiments for investigating the destruction regularities due to the impact of current pulses with different amplitude and polarity were done. It was determined, that the probability of electrode contact failure is described by the normal distribution law. The dependences of electrode contacts lifetime versus current pulse energy were determined and a power law of aging was obtained. The polarity effect of contact destruction was found: the lifetime is less under impact of negative current pulses. The erosion velocity of metallization in electrode contact was calculated.

METALLIZED FILM CAPACITOR; ELECTRODE CONTACT; POLARITY EFFCT; LIFETIME; EROSION VELOCITY; CURRENT PULSE.

Введение

Металлопленочные конденсаторы (МПК) широко применяются в современной технике: от высоковольтных импульсных систем до элементов микроэлектроники. Этот тип конденсаторов обладает высокой рабочей напряженностью электрического поля [1, 2] и, как следствие, высокой удельной энергией (до 3 Дж/см^3) [3]. Конструктивно МПК представляют собой две полимерные пленки (полипропилен, полиэтилентерефталат

и др.) с алюминиевой или цинковой металлизацией, которые наматываются на оправку и образуют цилиндрическую секцию. Толщина металлизированных электродов составляет единицы-десятки нанометров. На торцы цилиндрической секции напыляется металл (шоопировка) для создания электрического контакта с металлизацией (рис. 1). В качестве металла шоопировки используют цинк, олово или сплавы на их основе. МПК обладают способностью самовосстановления (СВ), т. е. восстановлением своей работоспособности после электрического пробоя диэлектрика. При пробое диэлектрика под действием тока высокой плотности происходит испарение части электрода и изолирование зоны пробоя [4]. Способность к СВ обусловливает высокие удельные характеристики и надежность данного типа конденсаторов [1, 3, 5–8].

При работе конденсатора в импульсном режиме амплитуда тока может достигать нескольких сотен ампер, при этом контактные узлы подвергаются электрической, тепловой и механической нагрузке [9]. Высокая электродинамическая нагрузка нарушает целостность контактных узлов и приводит к выходу конденсатора из строя [3, 5, 6].

Максимально допустимой рабочей линейной плотностью тока в МПК принято считать величину ~10 А/м [3]. При этом данная величина зависит от конструкции конденсатора, технологии производства и его режима работы.

До сих пор нет ясного представления о законах деградации контактных узлов МПК при воздействии тех или иных факторов. Поэтому **целями нашей работы** являются экспериментальное моделирование процесса разрушения контактных узлов МПК и определение времени жизни при различных токовых нагрузках.

Методика экспериментальных исследований

Была разработана специальная методика для ускоренных испытаний контактных узлов на электродинамическую устойчивость. Модельный образец представляет собой отрезок металлизированной полимерной пленки размером 4×5 см. Металлизация выполнена из алюминия, ее толщина составляет 20 нм. При производстве МПК напыленный на торец секции металл (шоопировка) проникает между слоями на глубину нескольких сотен микрон, образуя контакт с одним из электродов (рис. 1, *б*). Поэтому для имитации контактного узла на металлизированную пленку прикреплялась цинковая или алюминиевая фольга с перекрытием в 1,5 мм. Для устранения микродуговых разрядов и имитации межслоевого давления зона контакта накрывалась полимерной пленкой и затем фиксировалась прижимным электродом. Общий вид модельного образца и экспериментальной ячейки изображен на рис. 2.

Несмотря на то, что алюминий не употребляют в качестве материала для шоопировки, в экспериментах использовалась алюминиевая фольга с целью проверки влияния материала на процесс разрушения контакта.

На экспериментальную ячейку с частотой 5 Гц подавались импульсы тока различной амплитуды и длительности до полного разрушения контакта. Для имитации импульсов положительной полярности ячейка подключалась таким образом, что фольга служила анодом, а металлизация – катодом.

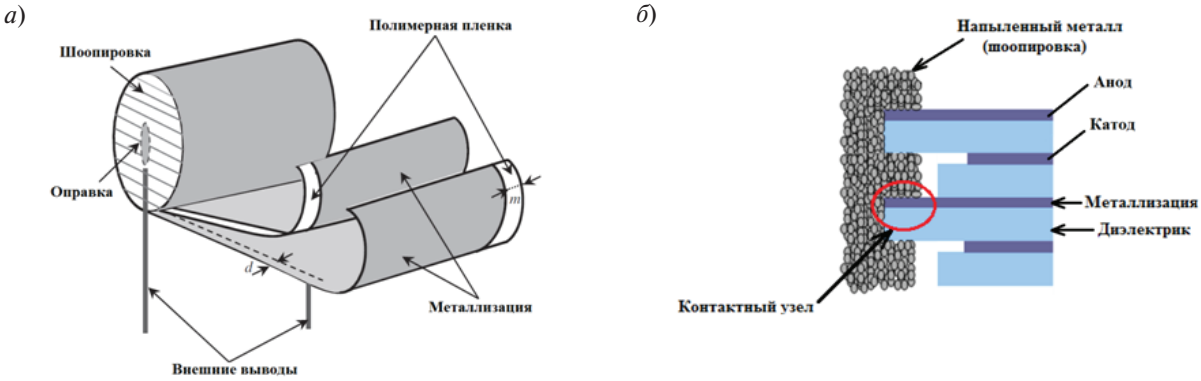


Рис. 1. Вид цилиндрической секции МПК (*а*) и сечение контактного узла (*б*) [4]

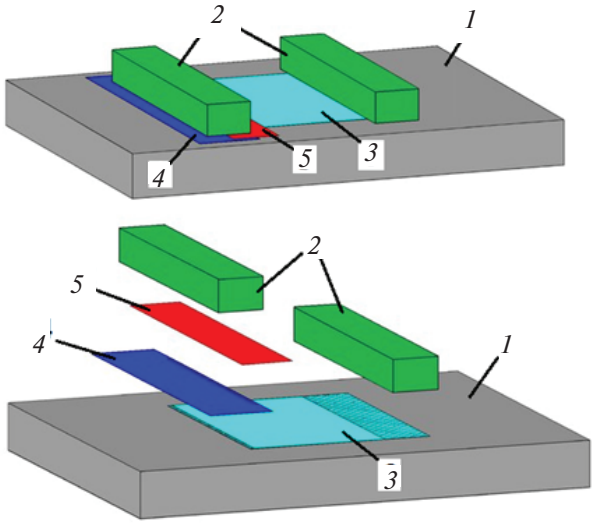


Рис. 2. Вид модельного образца контактного узла МПК: *1* – подложка из оргстекла; *2* – прижимные электроды; *3* – металлизированная пленка (объект исследования); *4* – алюминиевая или цинковая фольга; *5* – полимерная пленка.

Для отрицательных импульсов фольга была катодом, а металлизация анодом. С помощью цифрового осциллографа GW Instek GDS-72072 фиксировались формы импульса тока через образец $I(t)$ и напряжение на нем $U(t)$. Количество импульсов до разрушения контакта фиксировалось с помощью счетчика импульсов. Электрическая схема экспериментальной установки и форма импульса тока представлены на рис. 3. На электрической схеме обозначены следующие элементы: $R_{зар}$ = 10 кОм – зарядное сопротивление; $R_{обр}$ – исследуемый модельный образец; $R_{ш}$ = 1Ом – токовый шунт.

Импульс тока создавался путем разряда конденсатора C на исследуемый образец контактного узла, который имел активное сопротивление $R_{обр} \approx 3$ Ом в исходном состоянии (до начала разрушения). В процессе деградации контакта происходило увеличение его активного сопротивления, что в свою очередь приводило к изменению формы импульса тока: уменьшению амплитуды и увеличению длительности. Однако при частоте следования импульсов f = 5 Гц конденсатор C всегда полностью заряжался и разряжался, следовательно, заряд и энергия импульсов тока оставалась постоянной. Поэтому для определения режима нагрузки использовались амплитуда и длительность первого импульса тока.

Будем считать максимально допустимой линейной рабочей плотностью тока величину j_0 = = 0,1 А/см. Обозначим амплитуду импульса тока I_m (рис. 3,*б*). Так как ширина образца b = 5 см, то величина $j_m = I_m/b$ – амплитудное значение линейной плотности тока. Таким образом, величина перегрузки будет оцениваться отношением $K = j_m/j_0$. Меняя величину зарядного напряжения конденсатора C, можно менять значение перегрузки K. Для изменения длительности импульсов меняется емкость конденсатора C и подбирается зарядное напряжение, соответствующее необходимой перегрузке.

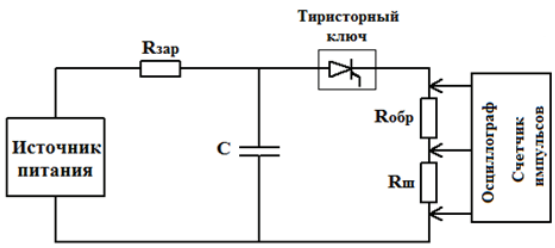
Заряд, прошедший через контакт за один импульс длительностью τ, и энергия одного импульса определяются как

$$Q = \int_0^{\tau} I(t)dt; \qquad (1)$$

$$W = \int_0^{\tau} U(t)\, I(t)dt. \qquad (2)$$

Значения Q и W практически не изменяются в процессе разрушения контакта и также характеризуют режим нагрузки. Следовательно, данные параметры импульса тока могут быть использованы для оценки электродинамической нагрузки контактного узла.

а)



б)

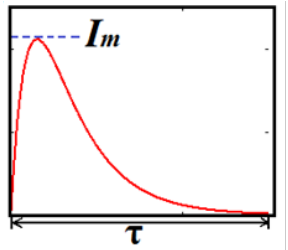


Рис. 3. Упрощенная схема экспериментальной установки (*а*) и форма импульса тока (*б*)

Результаты экспериментальных исследований

Эксперименты по определению времени жизни модельных образцов контактного узла МПК проводились в следующих режимах:

при различной величине перегрузки (K = = 7–32) и постоянной длительности импульсов τ = 15 мкс;

при постоянной величине перегрузки K = 15 и различной длительности импульсов τ = 6–60 мкс.

После проведения экспериментов были сделаны фотографии зоны контакта фольги и металлизации пленки с помощью микроскопа и цифровой камеры. Были проанализированы более ста фотографий зон деградации контактных узлов, однако какие-либо различия в деметаллизированной области при воздействии положительных импульсов или отрицательных не выявлены. Типичная фотография исследуемой металлизированной пленки после эксперимента представлена на рис. 4, где цифрами обозначены зона контакта фольги и металлизированной пленки (*1*) и исходная неразрушенная зона металлизации (*2*). На фотографии светлые области – деметаллизация, т.е. зоны, где полностью выгорел слой металлизации. Площадь деметаллизации в зоне контакта непостоянна и меняется в зависимости от параметров импульса тока.

Статистическая обработка экспериментальных данных проводилась в программном пакете Weibull++. Были проверены различные законы распределения (нормальный, логнормальный, Вейбулла, экспоненциальный) и установлено, что число импульсов до отказа лучше всего описывается нормальным распределением при любых параметрах нагрузки.

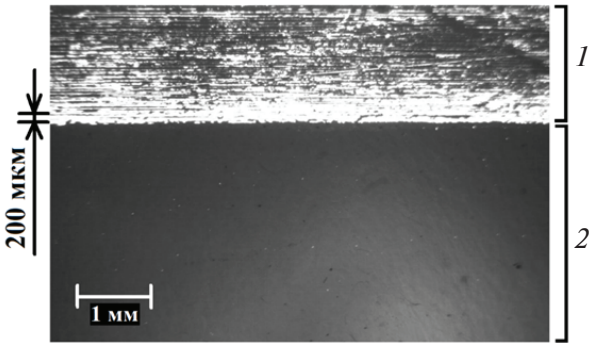


Рис. 4. Фотография металлизированной пленки после эксперимента

В ходе экспериментов было выявлено различие во времени жизни при воздействии положительных и отрицательных импульсов, которое наблюдалось во всех испытательных режимах. На рис. 5 представлены нормальные функции $F(N)$ распределения числа импульсов до отказа при различной величине перегрузки K для положительных и отрицательных импульсов. Из распределений видно, что время жизни контакта меньше при воздействии отрицательных импульсов.

Такой полярный характер деградации может быть объяснен тем, что, кроме электротеплового разрушения в контактной зоне, происходят микродуговые разряды. Известно, что приэлектродные процессы в дуговом разряде различны, скорости эрозии металла на аноде и на катоде отличаются друг от друга.

При высоких плотностях тока может проявляться электромиграционный механизм деградации. Электромиграция – это перенос атомов металла при воздействии тока высокой плотности. Атомы перемещаются в направлении движения электронов, образуя дефекты в металлизации в виде наростов и пустот. Данный вид деградации также обладает полярным характером [10].

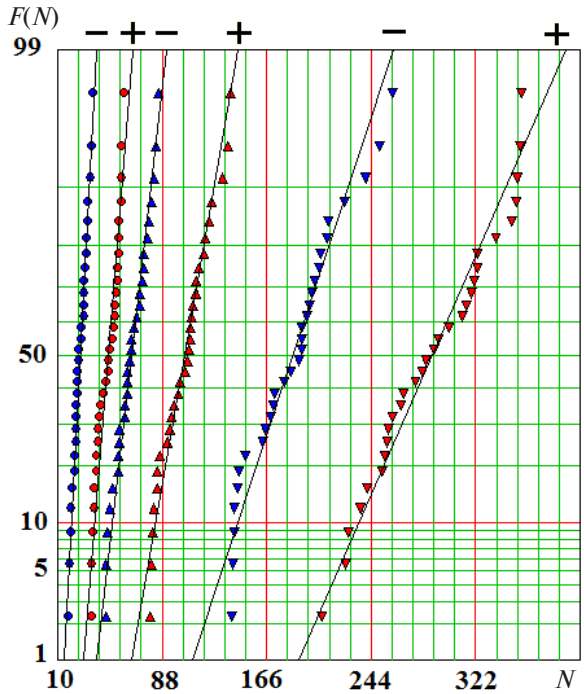


Рис. 5. Нормальные функции распределения количества импульсов до отказа при различной величине перегрузки K ($K = 22$; $K = 15$; $K = 11$)

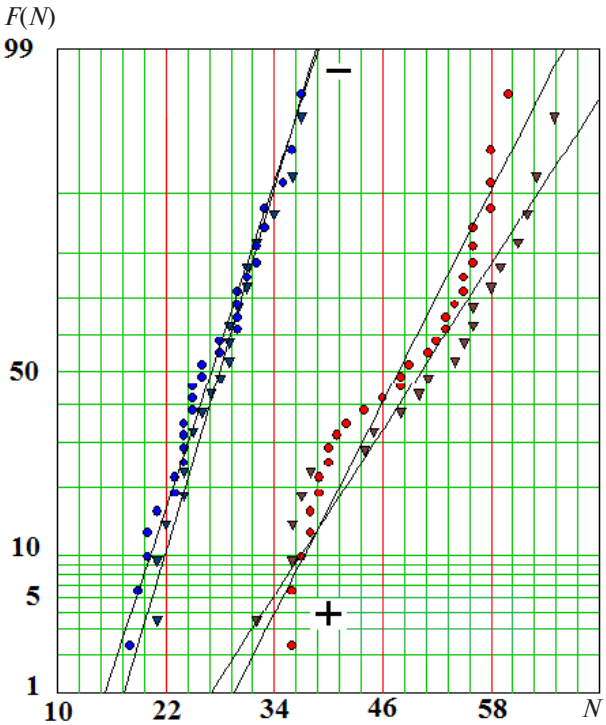


Рис. 6. Функции распределения количества импульсов до отказа при использовании Al и Zn фольги (K = 15; Al; Zn)

Влияние материала фольги на время жизни контакта исследовалось в экспериментах с использованием алюминиевой и цинковой фольги при различных режимах нагрузки. Было установлено, что материал фольги не влияет на количество импульсов до разрушения контакта. Следовательно, время жизни контакта определяется процессами, происходящими в металлизации. Функции распределения числа импульсов до разрушения контакта для одного из режимов нагрузки при использовании алюминиевой и цинковой фольги представлены на рис. 6.

Используя заряд импульса тока Q или его энергию W как параметр нагрузки, можно определить закон старения модельного контактного узла. Было установлено, что разрушение контактного узла лучше всего описывается степенной зависимостью числа N импульсов до отказа от энергии W импульса тока (рис. 7):

$$N = N_0 \, W^{-\alpha}, \qquad (3)$$

где N_0 и α – эмпирические коэффициенты закона старения. Для положительной полярности

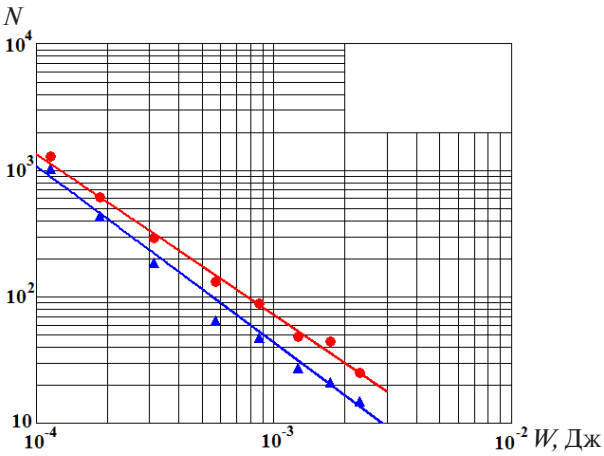


Рис. 7. Зависимостью числа импульсов до отказа от энергии импульса тока
(• – полярность "+"; Δ – полярность "–")

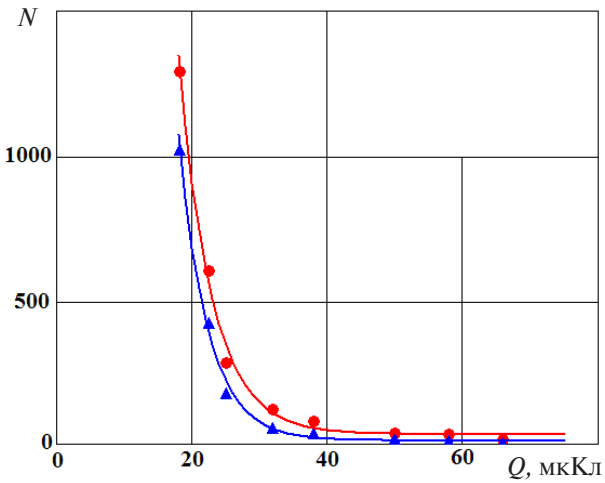


Рис. 8. Зависимость числа импульсов до отказа от заряда импульса тока
(• – полярность "+"; Δ – полярность "–")

импульсов $N_0 = 2{,}7 \cdot 10^{-3}$, $\alpha = -1{,}27$, а для отрицательной $N_0 = 6 \cdot 10^{-4}$, $\alpha = -1{,}4$.

Зависимость числа импульсов до отказа от заряда импульса тока Q не образует линейную зависимость в каких-либо координатах, поэтому данная зависимость представлена в обычном масштабе на рис. 8.

На основе анализа фотографии зон деметаллизации модельных образцов было установлено, что процесс деградации происходит по всей площади под фольговым электродом, однако наиболее интенсивна в узкой области шириной ~ 200 мкм вдоль края фольги (см. рис. 4). Будем считать разрушение этой области достаточным

условием разрушения модельного образца контактного узла. Принимая плотность алюминия при нормальных условиях $\rho = 2{,}7$ г/см^3 и зная геометрические размеры деметаллизируемой области, получим массу испаренного металла $m = 5{,}4 \cdot 10^{-7}$ г. Тогда, зная суммарную энергию W_Σ всех импульсов тока в процессе разрушения, можно определить скорость эрозии металлизации в исследуемом контактном узле:

$$V = \frac{m}{W_\Sigma}. \qquad (4)$$

Таким образом были получены зависимости скорости эрозии металлизации, а значит, и скорости разрушения контактного узла для различных значений энергии импульса тока (рис. 9). Видно, что с увеличением энергии импульса скорость эрозии стремится к насыщению. При увеличении энергии импульса увеличивается вклад микродугового механизма деградации. Однако интенсивность испарения металла анодным или катодным пятном имеет конечное значение. Как отмечено ранее, скорости эрозии на аноде и на катоде различны. Поэтому скорость деградации контакта зависит от полярности импульса тока и стремится к конечному значению.

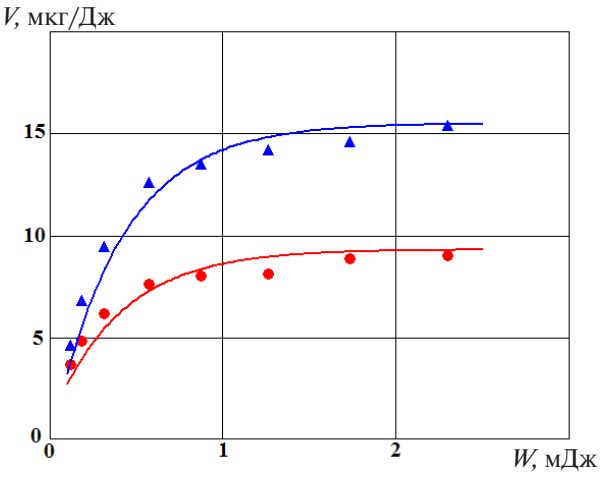


Рис. 9. Зависимость скорости эрозии металлизации от энергии импульса тока
(• – полярность "+"; Δ – полярность "–")

Выводы

Разработана методика экспериментального моделирования электродинамического разрушения контактных узлов металлопленочных конденсаторов. На модельных образцах контактных узлов проведены эксперименты по изучению закономерностей их разрушения при воздействии импульсов тока различной амплитуды и длительности, а также положительной и отрицательной полярностей. По результатам экспериментальных исследований сделаны следующие выводы:

1. Вероятность разрушения контактного узла описывается нормальным законом распределения вне зависимости от параметров импульса тока.

2. Имеет место полярный эффект деградации контактного узла: время жизни (число импульсов до разрушения) контактного узла меньше при воздействии отрицательных импульсов тока. Этот эффект может быть связан с тем, что, кроме электротеплового разрушения, в зоне контакта происходят микродуговые разряды, имеющие полярный характер. Также не исключено влияние электромиграционного механизма деградации металлизированных электродов.

3. Полученные зависимости времени жизни контактного узла от энергии импульса тока описываются степенным законом старения, справедливость которого подтверждена в широком динамическом диапазоне времени жизни контакта (10-10^3 импульсов).

4. Определена скорость эрозии металлизации в моделируемом контактном узле в диапазоне энергий импульса тока $1{,}15 \cdot 10^{-4} - 2{,}3 \cdot 10^{-3}$ Дж. При бóльших значениях энергии скорость эрозии стремится к максимальному значению 9,3 мкг/Дж для положительной полярности импульсов и 15,5 мкг/Дж для отрицательной. Полученные значения скорости эрозии могут быть полезны при проектировании импульсных конденсаторов для работы в форсированных режимах.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Li Z., Li H., Lin F., Chen Y, Liu D., Wang B.** Lifetime investigation and prediction of metallized polypropylene film capacitors // Microelectronics Reliability. 2013. Vol. 53. № 12. P. 1962–1967.

2. **Rabuffi M., Picci G.** Status Quo and Future Prospects for Metallized Polypropylene Energy Storage Capacitors // IEEE Transactions on Plasma Science. 2002. Vol. 30. № 5. P. 1939–1942.

3. **Li H., Wang B., Li Z., Liu D.** Effect of Pulsed Discharge Current on Lifetime Performance of Metallized Polypropylene Film Capacitors // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. 2014. Vol. 21. № 3. P. 957–963.

4. **Belko V.O., Emelyanov O.A.** Self-healing in segmented metallized film capacitors: Experimental and theoretical investigations for engineering design // Journal of Applied Physics. 2003. Vol. 119. № 2. 024509.

5. **Makdessi M., Sari A., Venet P.** Metallized polymer film capacitors ageing law based on capacitance degradation // Microelectronics Reliability. 2014. Vol. 54. № 9. P. 1823–1827.

6. **Li H., Chen Y., Lin F., Peng B.** The Capacitance Loss Mechanism of Metallized Film Capacitor under Pulsed Discharge Condition // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. 2011. Vol. 18. № 6. P. 2089–2094.

7. **Li Z., Li H., Lin F., Chen Y, Liu D, Wang B., Zhang Q.** Lifetime Prediction of Metallized Film Capacitors Based on Capacitance Loss // IEEE Transactions on Plasma Science, 2002. Vol. 41, № 5. P. 1313–1318.

8. **Qi X., Boggs S.** Electrothermal failure of metallized film capacitor endconnections – computation of temperature rise at connection spots // Journal of Applied Physics. 2003. Vol. 94, № 7. P. 4449–4456.

9. **Lin F., Dai X., Yao Z., Li J.** Research on Electrode-End Contact Degradation of Metallized Polypropylene Capacitors // IEEE Transactions on Magnetics. 2003. Vol. 39. № 1. P. 353–356.

10. **Emelyanov O.A., Ivanov I.O.** Fast electromigration crack in nanoscale aluminum film // Journal of Applied Physics. 2014. Vol. 116. № 6. 064309.

REFERENCES

1. **Li Z., Li H., Lin F., Chen Y, Liu D., Wang B.** Lifetime investigation and prediction of metallized polypropylene film capacitors. *Microelectronics Reliability*. 2013. Vol. 53. № 12. P. 1962–1967.

2. **Rabuffi M., Picci G.** Status Quo and Future Prospects for Metallized Polypropylene Energy Storage Capacitors. *IEEE Transactions on Plasma Science*. 2002. Vol. 30. № 5. P. 1939–1942.

3. **Li H., Wang B., Li Z., Liu D.** Effect of Pulsed Discharge Current on Lifetime Performance of Metallized Polypropylene Film Capacitors. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. 2014. Vol. 21. № 3. P. 957–963.

4. **Belko V.O., Emelyanov O.A.** Self-healing in segmented metallized film capacitors: Experimental and theoretical investigations for engineering design. *Journal of Applied Physics*. 2003. Vol. 119. № 2. 024509

5. **Makdessi M., Sari A., Venet P.** Metallized polymer film capacitors ageing law based on capacitance degradation. *Microelectronics Reliability*. 2014. Vol. 54. № 9. P. 1823–1827.

6. **Li H., Chen Y., Lin F., Peng B.** The Capacitance Loss Mechanism of Metallized Film Capacitor under Pulsed Discharge Condition. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. 2011. Vol. 18. № 6. P. 2089–2094.

7. **Li Z., Li H., Lin F., Chen Y, Liu D, Wang B., Zhang Q.** Lifetime Prediction of Metallized Film Capacitors Based on Capacitance Loss. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2002. Vol. 41, № 5. P. 1313–1318.

8. **Qi X., Boggs S.** Electrothermal failure of metallized film capacitor endconnections – computation of temperature rise at connection spots. *Journal of Applied Physics*. 2003. Vol. 94, № 7. P. 4449–4456.

9. **Lin F., Dai X., Yao Z., Li J.** Research on Electrode-End Contact Degradation of Metallized Polypropylene Capacitors. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2003. Vol. 39. № 1. P. 353–356.

10. **Emelyanov O.A., Ivanov I.O.** Fast electromigration crack in nanoscale aluminum film. *Journal of Applied Physics*. 2014. Vol. 116. № 6. 064309.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

БЕЛЬКО Виктор Олегович – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: vobelko@gmail.com

BELKO Viktor O. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: vobelko@gmail.com

ГЛИВЕНКО Дмитрий Юрьевич – студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: dmitry141094@gmail.com

GLIVENKO Dmitrii Yu. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: dmitry141094@gmail.com

ЕМЕЛЬЯНОВ Олег Анатольевич – кандидат технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: oaemel2@gmail.com

EMELYANOV Oleg A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: oaemel2@gmail.com

ИВАНОВ Иван Олегович – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: ivanov.eicc@yandex.ru

IVANOV Ivan O. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: ivanov.eicc@yandex.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.9
УДК 621.3.017:621.315.14:[669.3+669.71+669.1]

М.И. Сухичев

ФИЗИЧЕСКИЕ ОБОСНОВАНИЯ ПРИ ВЫБОРЕ СЕЧЕНИЯ ПРОВОДОВ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ ДЛЯ НОРМАЛЬНОГО РЕЖИМА РАБОТЫ

M.I. Sukhichev

PHYSICAL REQUIREMENTS OF A CROSS-SECTIONAL AREA OF OVERHEAD POWER LINES WIRES FOR STEADY-STATE CONDITIONS

Обоснована и рассмотрена простейшая модель теплового баланса провода, изготавливаемого по ГОСТ 839-80, с учётом конвективного теплообмена и теплообмена излучением. Установлено, что значения длительно допустимых токов для данного типа проводов в ПУЭ значительно завышены. Предложена формула определения длительно допустимых токов вне помещения, пригодная для инженерного использования. Проведён математический анализ формулы. Предложены таблицы для выбора провода по длительно допустимому току, пригодные для инженерного использования. В этой работе рассмотрены требования ПУЭ только для проводов вне помещения. Требования ПУЭ для проводов внутри помещений будут рассмотрены в следующей работе.

ПУЭ; ГОСТ 839-80; УРАВНЕНИЕ ТЕПЛОВОГО БАЛАНСА; ДЛИТЕЛЬНО ДОПУСТИМЫЙ ТОК; ВОЗДУШНЫЕ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ.

This paper contains analysis of a part of Russian Electrical Code called PUE. This paper describes a basic heat balance model for wires of GOST 839-80 (Russian equivalent of EN 50182). As a result, the current-carrying capacity of this model is much less than the current-carrying capacity of GOST 839-80. This means that the PUE requirements may be incorrect. A formula for determining the current-carrying capacity in this model, ready for use in engineering, is proposed. Tables of the current-carrying capacity for all wires of GOST 839-80 are given. This paper only analyzes the requirements of PUE for the current-carrying capacity of outdoor wire. The PUE requirements for the current-carrying capacity of indoor wires will be discussed in the next paper.

PUE; ELECTRICAL CODE; GOST 839-80; EN 50182; HEAT BALANCE EQUATION; CURRENT CARRYING CAPACITY; AMPACITY;OVERHEAD POWER LINES.

В вышедшей в 2003 году новой, седьмой, редакции ключевого нормативного документа для проектирования и эксплуатации электроустановок – «Правил устройства электроустановок» (ПУЭ) – раздел 1.3 «Выбор проводников по нагреву, экономической плотности тока и по условиям короны», в отличие от других разделов, не был изменён [1], хотя он неоднократно подвергался критике, в основном за использование метода экономической плотности тока [1, 2, 4]. Впрочем, предлагавшийся на замену метод экономических интервалов также не лишён недостатков, анализ которых ждёт своего исследователя.

Но за обсуждениями этих методов терялся анализ значительно более важной темы — физического, а не экономического обоснования выбора сечения проводника. Действительно, ошибка в экономическом обосновании приведёт только к потере денег, а ошибка в физическом — ещё и к

разрушению электроустановки, возможно, с человеческими жертвами. Поэтому серия статей автора будет посвящена физическому обоснованию выбора проводников.

Нормативные документы

В качестве физических обоснований выбора проводника в разделе 1.3 ПУЭ можно рассматривать нагрев проводника и, с некоторым допущением, условия возникновения коронного разряда, «короны», который не столько разрушает электроустановку (хотя при его наличии часть химических процессов ускоряется), сколько ведёт к потерям электроэнергии, то есть экономическим последствиям, а не физическим.

Впрочем, касательно коронного разряда раздел 1.3 ПУЭ весьма немногословен: выбору проводников по условиям короны и радиопомех посвящён всего один пункт – 1.3.33, сводящийся к необходимости не превышать 0,9 напряжения начала общей короны [5]. Для сравнения: посвящённый устройству воздушных линий электропередач (ВЛ) раздел 2.5 седьмой редакции ПУЭ (ПУЭ-7) имеет не только пункт 2.5.81, ссылающийся на раздел 1.3 ПУЭ, но и табл. 2.5.6 минимальных допустимых диаметров проводов для ВЛ различных классов напряжений [6].

Таким образом, основным методом физического обоснования выбора проводника согласно разделу 1.3 ПУЭ является выбор его по нагреву, для чего в рассматриваемом разделе даются таблицы с максимальным допустимым длительным током (ДДТ). Например, для неизолированных проводов, выпускаемых по ГОСТ 839-80 [6], даётся табл. 1.3.29. Данная таблица интересна тем, что в ней приведены нормируемые данные для очень важного класса проводников — неизолированных проводов, используемых преимущественно при сооружении ВЛ. Этот тип проводников важен, потому что как метод экономической плотности тока, так и метод экономических интервалов опирается в расчётах на стоимость сооружения и эксплуатации ВЛ [4]. Хотя результаты работы можно легко обобщить на другие типы проводников, но для простоты изложения в нашей работе ограничимся рассмотрением только этих проводов.

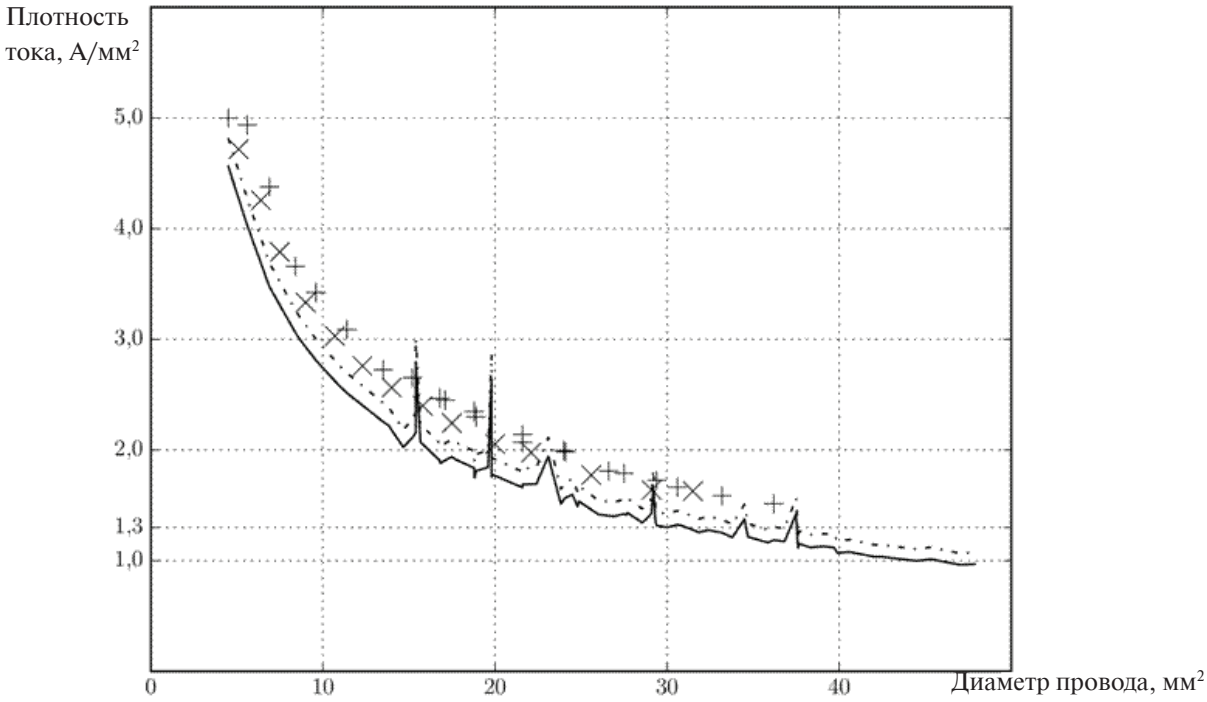


Рис. 1. Плотности длительно допустимых токов проводов марок А и АС: × × и + + — соответственно для алюминиевых и сталеалюминиевых проводов марок А и АС согласно ПУЭ; –·– и —— — расчётные по формуле соответственно с учётом только конвекции и с учётом конвекции и лучистого теплообмена

Сравнивая табл. 1.3.29 ПУЭ с ГОСТ 839-80, можно обнаружить, что в табл. 1.3.29 наименований проводов значительно меньше. Например ГОСТ 839-80 даёт сталеалюминиевые провода вплоть до марки АС 1250/101,8, тогда как табл. 1.3.29 заканчивается проводом марки АС 700/86. То же самое справедливо и для чисто алюминиевых проводов марки А, и для медных проводов марки М. Фактически в табл. 1.3.29 ПУЭ есть только провода, которые в ГОСТ 839-80 обрамлены скобками (так в ГОСТ 839-80 обозначены провода, унаследованные от ГОСТ 839-59 [8]). Единственным исключением является провод АС 330/27, который, наоборот, присутствует в табл. 1.3.29 ПУЭ, но отсутствует в ГОСТ 839-80.

Примечательно, что приведённые в табл. 1.3.29 ПУЭ ДДТ всегда превосходят значения получаемые по методу экономической плотности тока. Единственным исключением является провод марки М 400, для которого ДДТ внутри помещения меньше экономической плотности тока при числе часов использования максимума нагрузки от 1000 до 3000 ч, но выше той же величины для промежутка от 3000 до 5000 ч. Это нетрудно подтвердить, вычислив плотность ДДТ, приведённых в табл. 1.3.29 ПУЭ. Результаты этих расчётов для ДДТ внутри помещения приведены на рис. 1 и 2 в зависимости от диаметра провода. Выбор в качестве аргумента диаметра, а не сечения вызван более равномерным распределением проводов на графике. Для тех же проводов вне помещения больше ДДТ, а следовательно, и их плотности, что позволяет сделать вывод о том, что плотности ДДТ вне помещения превышают экономическую плотность тока для всех проводов, приведённых в табл. 1.3.29 ПУЭ.

Таким образом при проектировании ВЛ согласно ПУЭ-7 основной метод выбора сечения провода – это метод экономической плотности тока, а проверку на допустимые длительные токи можно не проводить.

Однако обоснован ли выбор таких больших ДДТ? Ведь завышение ДДТ может привести к выходу электроустановки из строя, так как вполне вероятен такой длительный режим, при котором ток будет меньше ДДТ, но выше физически возможного для электроустановки. В то же время занижение ДДТ приводит лишь к экономическим потерям, и то лишь в случае, когда ДДТ ниже экономически обоснованного. Из-за

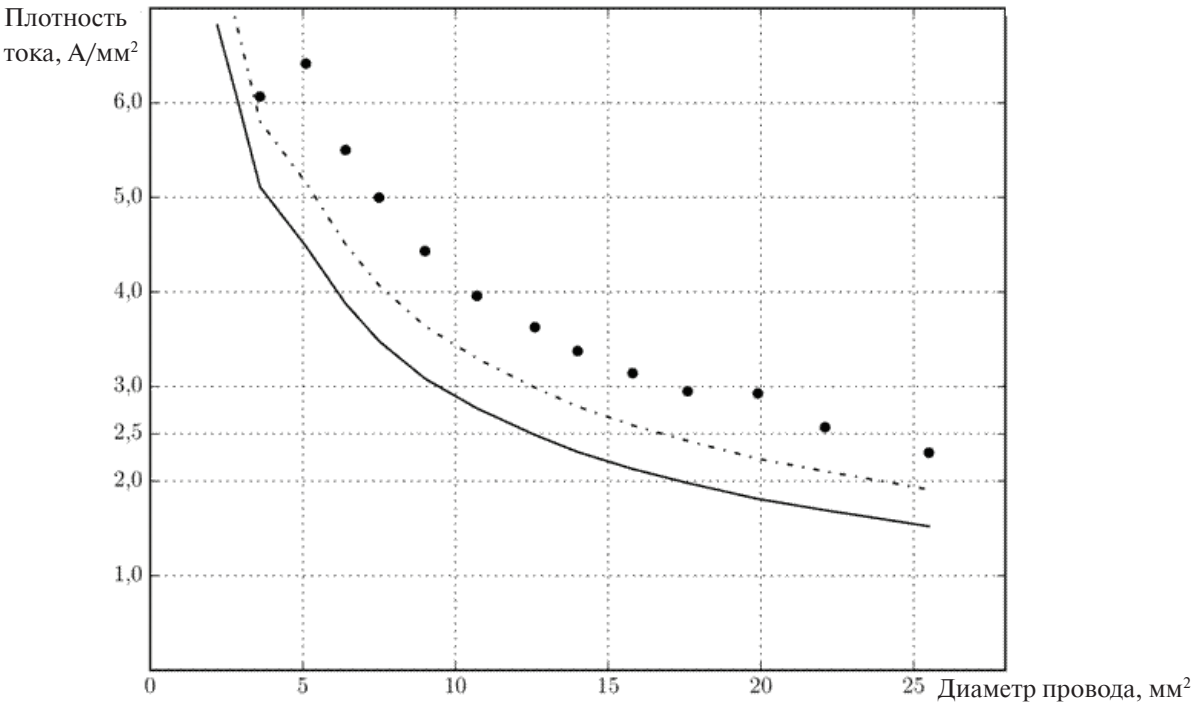


Рис. 2. Плотности длительно допустимых токов проводов марки М: • — для медных проводов марки М согласно ПУЭ; –·– и —— — расчётные по формуле соответственно с учётом только конвекции и с учётом конвекции и лучистого теплообмена

того, что завышение ДДТ опаснее, чем занижение, важно корректно физически обосновать выбор значения ДДТ. Чтобы пояснить этот вопрос, составим и рассчитаем модель тепловых процессов в проводе.

Модель тепловых процессов в проводе

Представим провод как бесконечный горизонтальный цилиндр, охлаждаемый в результате свободной гравитационной конвекции воздуха и теплообмена излучением с окружающей средой. Выбор свободной, а не вынужденной конвекции обусловлен тем, что, во-первых, для вынужденной конвекции требуется движение среды (для ВЛ – ветра, которого может и не быть), а во-вторых, свободная конвекция приводит к меньшей теплоотдачи по отношению к вынужденной. Провода, приведённые в ГОСТ 839-80, являются многопроволочными, т. е. свитыми из нескольких проволок [6, 8]. Конечно такая модель даёт некоторую погрешность для многопроволочных проводов, но вполне адекватна реальному проводу и является стандартной [3, 9].

Теплообмен такой модели, как конвективный, так и излучением, можно описать широко известной формулой Ньютона—Рихмана [10]:

$$Q = \alpha F\left(t_{\text{с}} - t_{\text{г}}\right), \tag{1}$$

где Q – тепловой поток; α – коэффициент теплоотдачи; F – площадь поверхности теплообмена; $t_{\text{с}}$ и $t_{\text{г}}$ – температуры соответственно стенки и газа. Пункт 1.3.22 ПУЭ задаёт такие температуры стенки и газа: $t_{\text{с}} = +70$ °C и $t_{\text{г}} = +25$ °C. Несовсем ясно по какой причине были выбраны именно эти значения, но для целей сравнения результатов моделирования с ДДТ, приведёнными в ПУЭ, следует принять именно их.

Заметим, что формула (1) не подходит для нагрева Солнцем, который вообще не упоминается в [10]. Такая ситуация вообще характерна для публикаций по тепломассообмену, причём не только для учебных пособий [10–12]. Для учёта нагрева Солнцем формулу (1) представляют [13, 15] в виде

$$Q = \alpha F\left(t_{\text{с}} - t_{\text{г}}\right) + Q_s, \tag{2}$$

где Q_s — тепловой поток излучения от Солнца, формула для которого будет рассмотрена далее.

Для используемой модели поверхностью теплообмена будет цилиндрическая поверхность провода, площадь F которой может быть вычислена по формуле

$$F = \pi d l, \tag{3}$$

где d — диаметр провода, который можно получить из данных ГОСТ 839-80; l — длина провода.

Поскольку источником тепловыделения в проводе является нагрев от протекания тока согласно закону Джоуля—Ленца, то тепловой поток Q можно записать так [16]:

$$Q = I^2 R, \tag{4}$$

где I — протекающий в проводе ток; R — электрическое сопротивление провода, которое можно найти по формуле [17]

$$R = R_{\text{оп}}\left(1 + a\left(t_{\text{с}} - t_{\text{оп}}\right)\right), \tag{5}$$

где $R_{\text{оп}}$ — электрическое сопротивление провода при опорной температуре; $t_{\text{оп}}$ — температурный коэффициент электрического сопротивления; — опорная температура. В обязательном приложении 1 ГОСТ 839-80 даны электрические сопротивления на единицу длины провода при 20 °C – $R'_{20} = \dfrac{R_{20}}{l}$ – для всех описанных проводов.

Отсюда следует, что опорная температура $t_{\text{оп}} = 20$ °C. Температурный коэффициент электрического сопротивления также можно получить из справочного приложения 3 ГОСТ 839-80.

Правая скобка выражения (5) постоянна для проводящего материала провода, а в ГОСТ 839-80 дано сопротивление на единицу длины. Поэтому выражение удобно переписать так:

$$R' = R'_{\text{оп}} C_a, \tag{6}$$

где $C_a = (1 + a(t_{\text{с}} - t_{\text{оп}}))$ – постоянная, характеризующая увеличение сопротивления с ростом температуры и равная для сталеалюминиевых и алюминиевых проводов , а для медных — $C_a = 1{,}1965$.

Конвекционный теплообмен

Значение среднего коэффициента теплоотдачи $\bar{\alpha}_d$ путём конвекции для горизонтального цилиндра можно найти изходя из формулы [10]

$$\overline{\mathrm{Nu}}_d = 0,46\,\mathrm{Gr}_d^{0,25}, \qquad (7)$$

где $\overline{\mathrm{Nu}}_d$ – среднее число Нуссельта; Gr_d – число Грасгофа.

Среднее число Нуссельта $\overline{\mathrm{Nu}}_d$ вычисляется для горизонтального цилиндра по формуле [10]

$$\overline{\mathrm{Nu}}_d = \frac{\bar{\alpha}_d d}{\lambda}, \qquad (8)$$

где λ – коэффициент теплопроводности газа.

Число Грасгофа Gr_d для принятой модели может быть вычислено по формуле [10]

$$\mathrm{Gr}_d = g\beta\left(t_\text{с} - t_\text{г}\right)\frac{d^3}{\nu^2}, \qquad (9)$$

где g — ускорение свободного падения; β — температурный коэффициент объёмного расширения среды; ν — кинематический коэффициент вязкости.

Все параметры газа, кроме коэффициента объёмного расширения β, можно взять из табл. П-3 [10]. Коэффициент же объёмного расширения примем $\beta = \frac{1}{273,15}\frac{1}{^\circ\mathrm{C}}$, т.е. таким же, как для идеального газа согласно закону Гей-Люс-сака, что даст погрешность менее 1%.

Подставляя выражения (8) и (9) в формулу (7) и выражая средний коэффициент теплоотдачи $\bar{\alpha}_d$, получаем

$$\bar{\alpha}_d = 0,46\lambda\left(\frac{g\beta\left(t_\text{с} - t_\text{г}\right)}{d\nu^2}\right)^{0,25}. \qquad (10)$$

Интересная особенность формулы (10): единственным входящим в неё параметром провода является диаметр провода d, что позволяет записать её в виде

$$\bar{\alpha}_d = \frac{C_d}{\sqrt[4]{d}}, \qquad (11)$$

где $C_d \approx 3,45\frac{\text{Вт}}{\text{м}^{7/4}\cdot\text{К}}$ — постоянная для воздуха и принятых температур стенки и газа.

Теплообмен излучением

Коэффициент теплообмена излучением $\alpha_\text{л}$ можно вычислить по формуле [10]

$$\alpha_\text{л} = \varepsilon\sigma_0\frac{t_\text{с}^4 - t_\text{г}^4}{t_\text{с} - t_\text{г}}, \qquad (12)$$

где ε — приведённая степень черноты; σ_0 — постоянная Стефана – Больцмана.

Кроме того, провод дополнительно нагревается излучением Солнца. В общем случае расчёт нагрева из-за излучения Солнца сложен, так как должен включать в себя определение действия не только прямой составляющей излучения, но также диффузной и отражения от земли [18].

Также следует учесть, что Солнце может находиться на разной высоте над горизонтом. Эта высота зависит как от времени суток, так и от географического положения [14, 18]. Однако особенностью модели бесконечного цилиндра является то, что нагреваемая солнцем поверхность всегда одна и та же и равна половине поверхности провода.

Для целей данной работы будет использоваться простейшая формула, по которой тепловой поток излучения определяется следующим образом:

$$Q_s = -\varepsilon_s A_s S_s, \qquad (13)$$

где знак «минус» означает нагрев, а не охлаждение объекта; ε — степень черноты по солнцу; A_s — интенсивность излучения Солнца на поверхности Земли; S_s — площадь освещаемой поверхности, которая для модели бесконечного цилиндра равна площади поперечного сечения провода и вычисляется по формуле

$$S_s = dl. \qquad (14)$$

Существует понятие солнечной постоянной, т. е. средней плотности энергии солнечного излучения на среднем расстоянии между Землёй и Солнцем [13]. В разных источниках приводятся разные ее значения – в диапазоне от 1350 до 1370 Вт/м^2 [13, 14, 17]. Однако поверхность Земли солнечное излучение достигает ослабевшим, частично поглощаясь, а частично отражаясь атмосферой Земли. В [15] дана оценка интенсивности излучения $A_s = 1000\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2}$ при оптимальных погодных условиях и значительной высоте Солнца над горизонтом. Именно эту оценку и будем использовать в расчётах.

И для алюминия, и для меди в табл. П-11 [9] дан довольно широкий разброс степеней черноты ε: от 0,039 до 0,19 для алюминия и от 0,018 до 0,87 для меди. Такой разброс обусловлен тем, что этот показатель связан с коэффициентом излучения, который меняется в зависимости от многих параметров, в первую очередь – от длины волны [18]. Неучёт данной зависимости, которым грешат некоторые работы (например, [19]), является серьёзной ошибкой, так как фактически лишает физической сущности описание процесса теплообмена излучением. Заметим, что коэффициент излучения зависит и от угла падения, но в принятой модели этот факт не учитывается, так как для металлов эта зависимость слаба [19].

На стр. 42 в [19] дан график зависимости спектрального коэффициента излучения от длины волны. Однако для использования этого графика требуется знать, для какой длины волны $\lambda_в$ следует вести расчёт. Здесь можно воспользоваться тем, что согласно закону Планка излучение нагретого тела имеет характерную форму с максимумом при длине волны, определяемой законом смещения Вина [19]:

$$\lambda_в = \frac{2{,}898 \cdot 10^{-3}}{t_в}, \qquad (15)$$

где $t_в$ — температура излучающей поверхности в К.

Для окружающей среды с температурой $t_г$ = = +25 °С максимум излучения приходится на длину волны $\lambda_в \approx 9{,}72$ мкм, а для Солнца с эффективной температурой поверхности $t_{сол} = 5762$ К[13] — $\lambda_в \approx 0{,}503$ мкм. Используя эти данные (из графика на стр. 42 в [19]), получаем, что для алюминия в случае теплообмена с окружающей средой следует взять степень черноты $\varepsilon^{Al} \approx 0{,}1$, а в случае нагрева Солнцем — $\varepsilon^{Al}_{сол} \approx 0{,}3$. Для меди аналогичные степени черноты $\varepsilon^{Cu} \approx 0{,}05$ и $\varepsilon^{Cu}_{сол} \approx 0{,}5$. Отметим, что, несмотря на относительно малую точность таких вычислений, ее вполне достаточно для адекватного физического описания процессов теплообмена излучением в принятой нами модели.

Теперь можно посчитать коэффициент теплообмена излучением $\alpha_л$ по формуле (12). Он будет постоянным и равным для алюминия $\alpha_л \approx 0{,}75 \frac{Вт}{м^2 \cdot К}$, а для меди – $\alpha_л \approx 0{,}38 \frac{Вт}{м^2 \cdot К}$.

Формулу (13) с учётом (14) удобно переписать так:

$$Q_s = -C_s dl, \qquad (16)$$

где $C_s = \varepsilon_s A_s$ — постоянная, имеющая смысл эффективного теплового потока от излучения Солнца и равная для алюминия $C_s \approx 300 \frac{Вт}{м^2}$, а для меди – $C_s \approx 500 \frac{Вт}{м^2}$.

Формула длительно допустимого тока вне помещения

Приравнивая формулу (2) с учётом (3) к формуле (4) с учётом (6), принимая во внимание (13), а также учитывая упрощения (11) и (16) и деля левую и правую часть на длину провода l, получаем

$$\left(\frac{C_d}{\sqrt[4]{d}} + \alpha_л\right)\pi d\left(t_с - t_г\right) = I^2 R' + C_s d. \qquad (17)$$

Выразим из уравнения (17) ток в проводе:

$$I = \sqrt{C_к \frac{d^{3/4}}{R'} + C_л \frac{d}{R'}}, \qquad (18)$$

где $C_к = \pi C_d (t_с - t_г)$ и $C_л = \pi\alpha_л (t_с - t_г) - C_s$ – постоянные коэффициенты, определяющие соответственно конвекцию и теплообмен излучением. Отметим, что $C_к$ зависит только от параметров охлаждающего газа и разности температур, но не от материала провода, в то время как $C_л$ зависит только от материала провода и разности температур.

Тогда для воздуха и принятых температур стенки и газа получаем $C_к \approx 488 \frac{Вт}{м^{7/4}}$, а также $C_л \approx -194 \frac{Вт}{м^2}$ для алюминия и $C_л \approx -447 \frac{Вт}{м^2}$ для меди. Отрицательные значения коэффициентов, определяющих теплообмен излучением, означают, что нагрев Солнцем превосходит охлаждение излучением в окружающую среду. Это вполне согласуется с данными наблюдений.

Результаты расчётов по формуле (18) для проводов по ГОСТ 839-80 в сравнении с данными табл. 1.3.29 ПУЭ представлены для алюминиевых и сталеалюминиевых проводов на рис. 1, а для медных — на рис. 2.

В целом для алюминиевых и сталеалюминиевых проводов результаты расчёта по формуле (18) ниже, хотя и близки к ДДТ внутри помещения

из табл. 1.3.29 ПУЭ без учёта теплообмена излучением, а в случае учёта как конвекции, так и теплообмена излучением – ещё ниже (см. рис. 1). Для медных проводов результаты расчёта по формуле (18) всегда ощутимо меньше ДДТ внутри помещения из табл. 1.3.29 ПУЭ.

«Выбросы данных» на рис. 1 объясняются наличием в ГОСТ 839-80 проводов с очень малым отношением площадей сечения алюминиевой части к стальной (далее А/С). Из-за этого при меньшем тепловыделении у них большая поверхность теплообмена. В основном такие провода применяются в качестве грозозащитных тросов, особенно если эти тросы используются также для передачи данных релейной защиты и автоматики [9]; это провода марок АС 70/72, АС 95/141, АС 150/34, АС 185/128, АС 300/204, АС 500/204 и АС 500/336, которые в дальнейшем будем называть провода-тросы.

Заметим, что формула (18) дана для случая неограниченного теплообмена, что соответствует случаю ДДТ вне помещения, которые выше чем ДДТ внутри помещения. Это позволяет сделать вывод, что в ПУЭ ДДТ значительно завышены. В результате для больших сечений проводов всех типов плотность ДДТ оказывается меньше экономической плотности, а значит учёт ДДТ при выборе сечений проводов необходим.

Интересная особенность формулы (18) – рост второго слагаемого по отношению к первому при росте диаметра провода, т. е. при увеличении роли в охлаждении провода теплообмена излучением по отношению к конвективному. Как следствие, можно дать рекомендацию для проводов большого сечения, а значит, и диаметра применять меры, увеличивающие охлаждение излучением. Поскольку нагрев излучением происходит в основном Солнцем, т. е. в видимом диапазоне, а охлаждение – путём теплообмена с окружающей средой, т. е. в инфракрасном диапазоне, то в качестве такой меры можно рекомендовать покрытие провода веществом, имеющим высокий коэффициент излучения в инфракрасном диапазоне и низкий в видимом, например белой масляной краской. Однако следует учесть, что такое покрытие может негативно сказаться на всей конструкции в целом как из-за удорожания и увеличении веса провода, так и из-за некоторого ухудшения теплопроводности.

Упрощение для инженерных расчётов

Таким образом, в инженерной практике возникает задача определения ДДТ и обратная ей задача определения параметров провода по заданному ДДТ. Для решения первой задачи можно использовать формулу (18), однако она неудобна как из-за необходимости вычисления дробной степени, так и из-за необходимости знать удельное сопротивление провода. Для решения второй задачи формула (18) вообще малопригодна.

Формулу (18) можно упростить, представив электрическое сопротивление на единицу длины провода R' в виде

$$R' = \frac{R}{l} = \frac{\rho'}{S} = \frac{\rho'}{\frac{\pi}{4}d^2} = \frac{C_R}{d^2}, \qquad (19)$$

где $C_R = \frac{4\rho'}{\pi}$ — постоянная, характеризующая проводимость провода.

Из табл. 2 приложения 1 ГОСТ 839-80 можно получить, что для алюминиевых проводов $C_R \approx 60{,}2 \cdot 10^{-9}$ Ом · м, а из табл. 1 того же приложения для медных проводов (кроме марок М 4, М 6 и М 10) — $C_R \approx 37{,}4 \cdot 10^{-9}$ Ом · м. Согласно ГОСТ 839-80 провода марок М 4, М 6 и М 10 – однопроволочные, в отличие от остальных проводов, которые являются многопроволочными, а следовательно, их проводимость несколько выше из-за отсутствия пустот между проволоками. Для таких проводов согласно табл. 1 приложения 1 ГОСТ 839-80 следует принимать $C_R \approx -28{,}8 \cdot 10^{-9}$ Ом · м.

Со сталеалюминиевыми проводами ситуация сложнее из-за большого количества разнообразных А/С. Если отбросить провода-тросы, то согласно табл. 4 приложения 1 ГОСТ 839-80 основному количеству проводов соответствует промежуток $C_R \in [59{,}6 \cdot 10^{-9};\ 72{,}3 \cdot 10^{-9}]$ Ом · м с математическим ожиданием $C_R \approx 65{,}7 \cdot 10^{-9}$ Ом · м. Для сталеалюминиевых проводов следует ориентироваться на верхнюю границу – $C_R \approx 72{,}3 \cdot 10^{-9}$ Ом · м – из-за того, что эта величина используется для определения ДДТ, который лучше занизить, чем завысить (см. обоснование выше), а увеличение этой величины приведёт к уменьшению ДДТ.

Подставляя (19) в (18), получаем

$$I=\sqrt{\left(\frac{C_{\text{к}}}{C_R}d^{2\frac{3}{4}}+\frac{C_{\text{л}}}{C_R}d^3\right)}=C_{\text{л}}^R\sqrt{d^3\left(\frac{C_{\text{к/л}}}{\sqrt[4]{d}}-1\right)},\quad (20)$$

где $C_{\text{л}}^R=\sqrt{-\frac{C_{\text{л}}}{C_R}}$ — постоянная, характеризующая теплообмен излучением; $C_{\text{к/л}}=-\frac{C_{\text{к}}}{C_{\text{л}}}$ — постоянная, характеризующая отношение теплообменов конвекцией и излучением провода. Знак выбран так, чтобы полученные переменные были положительными.

Для алюминиевых и сталеалюминиевых проводов $C_{\text{к/л}}\approx 2{,}52$ м$^{1/4}$, а для медных — $C_{\text{к/л}}\approx$ $\approx 1{,}09$ м$^{1/4}$. Для алюминиевых проводов — $C_{\text{л}}^R=5{,}67\cdot 10^4\frac{\text{А}}{\text{м}^{3/2}}$, для многопроволочных медных — $C_{\text{л}}^R=10{,}9\cdot 10^4\frac{\text{А}}{\text{м}^{3/2}}$, для однопроволочных медных — $C_{\text{л}}^R=12{,}46\cdot 10^4\frac{\text{А}}{\text{м}^{3/2}}$, для сталеалюминиевых — $C_{\text{л}}^R=5{,}18\cdot 10^4\frac{\text{А}}{\text{м}^{3/2}}$.

Математический анализ результатов моделирования

Правая часть формулы (20) имеет полюс в точке $d=0$, который появляется исключительно из математических закономерностей и не имеет физического смысла. Однако этот полюс не представляет существенной проблемы, так как диаметр провода всегда должен быть больше нуля ($d>0$) из чисто физических соображений.

Более важным математическое следствие — то, что функция (20) имеет нули при $d=0$ и $d=C_{\text{к/л}}^4$, а следовательно, в этом промежутке есть по крайней мере один максимум. Для его нахождения продифференцируем функцию (20):

$$\frac{dI}{dd}=C_{\text{л}}^R d^{3/8}\frac{11C_{\text{к/л}}-12d^{1/4}}{8\sqrt{C_{\text{к/л}}-d^{1/4}}}.\quad (21)$$

Функция (21) имеет нули при $d=0$, $d=\left(\frac{11}{12}C_{\text{к/л}}\right)^4\approx 0{,}7C_{\text{к/л}}^4$ и $d=C_{\text{к/л}}^4$. Таким образом, увеличивать диаметр провода свыше $d=0{,}7C_{\text{к/л}}^4$ нецелесообразно, а выше $d=C_{\text{к/л}}^4$ — невозможно по условиям теплового баланса; Для алюминиевых и сталеалюминиевых проводов это будут соответственно диаметры 28,45 м и 40,29 м, а для медных — 1,0 м и 1,42 м. Так как в полученных формулах учитывается только форма и материал поверхности, но не внутреннее строение провода, то данные выводы могут быть распространены на полые и расширенные провода, а также на трубчатые токоведущие шины.

Правая часть формулы (20) удобна для инженерных расчётов, так как позволяет проводить их на любом калькуляторе, поддерживающем четыре арифметических действия и взятие корня, в том числе два раза — взятие корня четвёртой степени.

Если отбросить относительно слабую зависимость от $\sqrt[4]{d}$, из формулы (20) следует, что зависимость ДДТ от диаметра провода пропорциональна кубу диаметра ($I\sim d^{3/2}$). Эту зависимость можно использовать для грубой оценки диаметра провода под требуемый ДДТ. Таким образом, в первом приближении можно записать

$$d\approx C_I I^{2/3},\quad (22)$$

где $C_I=\left(\left(C_{\text{л}}^R\right)^2\left(\frac{C_{\text{к/л}}}{\sqrt[4]{d}}-1\right)\right)^{-\frac{1}{3}}$ — постоянная, равная для алюминиевых проводов $C_I=0{,}402\frac{\text{мм}}{\text{А}^{2/3}}$, для сталеалюминиевых — $C_I=0{,}44\frac{\text{мм}}{\text{А}^{2/3}}$, для многопроволочных медных — $C_I=0{,}364\frac{\text{мм}}{\text{А}^{2/3}}$.

Здесь для расчёта коэффициента взят наибольший диаметр провода по ГОСТ 839-80, так как именно для больших диаметров провода значения ДДТ могут давать сечения ниже экономического сечения провода, а значит, актуально их вычисление. По той же причине не дано значение постоянной для однопроволочных медных проводов.

Впрочем, расчёты показывают, что для указанных в ГОСТ 839-80 диаметров проводов из-за неучтённой зависимости от $\sqrt[4]{d}$ коэффициент C_I падает до 0,75 от расчётного значения при уменьшении диаметра провода до минимального. Поэтому в инженерной практике целесообразнее использовать предварительно рассчитанные таблицы ДДТ.

Такие таблицы рассчитаны и представлены здесь (табл. 1–3). Для удобства поиска подходящего провода по известному ДДТ строки таблицы отсортированы по возрастанию ДДТ, а не сечения. Для медных и алюминиевых проводов марок М и А варианты сортировки идентичны, но для сталеалюмниевых проводов марки АС выбор сортировки оказывает определённое влияние. Например, из-за выбранного типа сортировки в табл. 3 провод марки АС 300/204 оказывается между проводами марок АС 330/30 и АС 330/43.

Таблица 1

Длительно допустимые токи для медных проводов марки М

Марка провода	Длительно допустимый ток, А		
	Расчёт	По ПУЭ	
	вне помещений	внутри помещений	вне помещений
М 4	27	-	-
М 6	36	-	-
М 10	51	60	95
М 16	71	102	133
М 25	97	137	183
М 35	120	173	223
М 50	152	219	275
М 70	188	268	337
М 95	234	341	422
М 120	270	395	485
М 150	315	465	570
М 185	362	540	650
М 240	424	685	760
М 300	487	740	880
М 350	549	-	-
М 400	592	895	1050

Таблица 2

Длительно допустимые токи для алюминиевых проводов марки А

Марка провода	Длительно допустимый ток, А		
	Расчёт	По ПУЭ	
	вне помещений	внутри помещений	вне помещений
А 10	45	-	-
А 16	62	75	105
А 25	84	106	136
А 35	105	130	170
А 40	116	-	-

Окончание таблицы 2

Марка провода	Длительно допустимый ток, А		
	Расчёт	По ПУЭ	
	вне помещений	внутри помещений	вне помещений
А 50	134	165	215
А 63	158	-	-
А 70	169	210	265
А 95	205	255	320
А 100	217	-	-
А 120	241	300	375
А 125	252	-	-
А 150	283	355	440
А 160	298	-	-
А 185	326	410	500
А 200	347	-	-
А 240	391	490	590
А 250	403	-	-
А 300	444	570	680
А 315	471	-	-
А 350	502	-	-
А 400	544	690	815
А 450	597	-	-
А 500	645	820	980
А 550	682	-	-
А 560	684	-	-
А 600	718	955	1100
А 630	753	-	-
А 650	761	-	-
А 700	802	-	-
А 710	816	-	-
А 750	845	-	-

Таблица 3

Длительно допустимые токи для сталеалюминиевых проводов марки АС

Марка провода	Длительно допустимый ток, А		
	Расчёт	По ПУЭ	
	вне помещений	внутри помещений	вне помещений
АС 10/1,8	48	53	84
АС 16/2,7	65	79	111
АС 25/4,2	86	109	142
АС 35/6,2	113	135	175
АС 40/6,7	119	-	-
АС 50/8	135	165	210
АС 63/10,5	162	-	-
АС 70/11	171	210	265

Продолжение таблицы 3

Марка провода	Длительно допустимый ток, А		
	Расчёт	По ПУЭ	
	вне помещений	внутри помещений	вне помещений
АС 70/72	191	-	-
АС 95/16	215	260	330
АС 100/16,7	222	-	-
АС 95/141	241	-	-
АС 120/27	246	-	375
АС 120/19	249	313	390
АС 125/6,9	253	-	-
АС 125/20,4	259	-	-
АС 150/19	282	365	450
АС 150/24	284	365	450
АС 150/34	285	-	450
АС 160/8,9	301	-	-
АС 160/26,1	306	-	-
АС 185/29	333	425	510
АС 185/24	339	430	520
АС 185/43	341	-	515
АС 200/11,1	350	-	-
АС 200/32,6	356	-	-
АС 205/27	360	-	-
АС 185/128	363	-	-
АС 240/39	399	505	610
АС 240/32	405	505	605
АС 240/56	408	-	610
АС 300/67	461	-	-
АС 300/66	461	-	680
АС 300/48	463	585	690
АС 300/39	467	600	710
АС 315/21,8	476	-	-
АС 315/51,3	484	-	-
АС 330/30	498	-	-
АС 300/204	498	-	-
АС 330/43	499	-	-
АС 500/27	634	830	960
АС 500/64	649	815	945
АС 500/26	652	-	-
АС 500/34,6	652	-	-
АС 500/64,8	657	-	-
АС 500/204	682	-	-
АС 500/336	697	-	-
АС 550/71	700	-	-
АС 560/38,7	704	-	-
АС 560/70,9	709	-	-
АС 600/72	726	920	1050
АС 630/43,6	762	-	-

Окончание таблицы 3

Марка провода	Длительно допустимый ток, А		
	Расчёт	По ПУЭ	
	вне помещений	внутри помещений	вне помещений
АС 630/79,8	768	-	-
АС 605/79	771	-	-
АС 700/86	815	1040	1180
АС 710/49,1	826	-	-
АС 710/89,9	833	-	-
АС 750/93	862	-	-
АС 800/34,6	891	-	-
АС 800/66,7	896	-	-
АС 800/101,3	903	-	-
АС 800/105	919	-	-
АС 900/38,9	964	-	-
АС 900/75	970	-	-
АС 1000/43,2	1035	-	-
АС 1000/56	1040	-	-
АС 1120/47,3	1117	-	-
АС 1120/91,2	1135	-	-
АС 1250/53,8	1203	-	-
АС 1250/101,8	1211	-	-

Выводы

В среде электроэнергетиков существует мнение, что «Правила устройства электроустановок» (ПУЭ) устаревают ещё в момент выхода. Однако некоторые части ПУЭ на удивление устойчивы, но, как показано в данной статье, даже они не застрахованы от ошибок. Рассмотренная здесь табл. 1.3.29 ПУЭ – яркая иллюстрациия этого. Представленные в ней длительно допустимые токи значительно завышены, что может представлять опасность для электроустановок, особенно использующих провода с большим сечением. Даже в простейшей модели теплового баланса получаются значительно меньшие ДДТ. Учитывая важность полученного результата, вывод формулы рассмотрен максимально подробно. Были даны рекомендации по повышению теплообмена излучением как действенного метода повышения ДДТ.

Однако современная номенклатура проводов значительно больше представленной в ПУЭ. Поэтому в работе была предложена пригодная для инженерного использования формула, позволяющая вычислить ДДТ для любого

провода из ГОСТ 839-80 исходя только из его диаметра.

Попутно был определён обоснованный диапазон диаметров провода.

Для инженерных целей были рассчитаны таблицы ДДТ для всех проводов, представленных в ГОСТ 839-80, и обосновано их использование.

К сожалению, объём статьи позволил рассмотреть только ДДТ для проводов вне помещений. Рассмотрению ДДТ внутри помещений будет посвящена следующая статья.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Приказ Министерства энергетики России от 8.07.02 № 204.

2. **Геркусов А.А.** Анализ методик для выбора сечений проводов воздушных линий электропередачи // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического института. 2014. № 3(202). С. 131—137.

3. **Зуев Э.Н.** К вопросу об экономической плотности тока в современных условиях // Электро. 2000. № 1. С. 44—47.

4. **Блок В.М.** Электрические сети и системы. М: Высшая школа, 1986. 430 с.

5. Правила устройства электроустановок. 6-е изд.. М.: Энергоатомиздат, 1986. 645 с.

6. Правила устройства электроустановок. 7-е изд. СПб.: ДЕАН, 2007. 701 с.

7. **ГОСТ 839-80.** Провода неизолированные для воздушных линий электропередачи. Технические условия (с Изменениями № 1, 2). М.: ИПК Издательство стандартов, 2002. 23 с.

8. **Реут М.А., Рокотян С.С.** Справочник по проектированию линий электропередачи. М.: Энергия, 1971. 288 с.

9. **Крюков К.П., Новгородцев Б.П.** Конструкция и механический расчёт линий электропередачи. Л.: Энергия, 1979. 312 с.

10. **Михеев М.А., Михеева И.М.** Основы теплопередачи. М.: Энергия, 1977. 344 с.

11. **Исаев С.И., Кожинов И.А., Кофанов В.И. [и др].** Теория тепломассобмена. М.: Высшая школа, 1979. 495 с.

12. **Михеев М.А.** Основы теплопередачи. М.: Госэнергоиздат, 1949. 396 с.

13. **Юренев В.Н., Лебедев П.Д.** Теплотехнический справочник. Т. 2. М.: Энергия, 1976. 896 с.

14. **Исаев С.И., Кожинов И.А., Кофанов В.И. [и др].** Теория тепломассобмена. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1997. 683 с.

15. **Куашнинг Ф.** Системы возобновляемых источников энергии. Астана: Фолиант, 2013. 432 с.

16. **Сивухин Д.В.** Общий курс физики. Т. 3: Электричество. М.: Наука, 1977. 687 с.

17. **Савельев И.В.** Курс общей физики. Т. 2: Электричество. М.: Наука, 1973. 430 с.

18. **Виссарионов В.И., Дерюгина Г.В., Кузнецова В.А., Малинин Н.К.** Солнечная энергетика. М.: Издательский дом МЭИ, 2008. 318 с.

19. **Госсорг Ж.** Инфракрасная термография. Основы, техника, применение. М.: Мир, 1988. 416 с.

20. **Горюнов В.Н., Гиршин С.С., Кузнецов Е.А., Петрова Е.В.** Анализ погрешностей расчета температуры и потерь мощности по базовому и приближенному уравнениям теплового баланса воздушных линий электропередач // Современные проблемы науки и образования. 2015. № 1. Т. 1. С. 210.

REFERENCES

1. Prikaz Ministerstva energetiki Rossii ot 08.07.02. № 204.

2. **Gerkusov A.A.** Analiz metodik dlya vybora secheniy provodov vozdushnykh liniy elektroperedachi. *St.Peterssrurg State Politechnical Universiti Journal. St.Petersburg*: SPbGPU Publ. 2014. № 3(202). S. 131—137. (rus.)

3. **Zuyev E.N.** K voprosu ob ekonomicheskoy plotnosti toka v sovremennykh usloviyakh. *Elektro*. 2000. № 1. S. 44—47. (rus.)

4. **Blok V.M.** Elektricheskiye seti i sistemy. M: Vysshaya shkola, 1986. 430 s. (rus)

5. Pravila ustroystva elektroustanovok. 6-ye izd. M.: Energoatomizdat, 1986. 645 s. (rus)

6. Pravila ustroystva elektroustanovok. 7-ye izd. Sankt-Peterburg: DEAN, 2007. 701 s. (rus.)

7. **GOST 839-80.** Provoda neizolirovannyye dlya vozdushnykh liniy elektroperedachi. Tekhnicheskiye usloviya (s Izmeneniyami N 1, 2). M.: IPK Izdatelstvo standartov, 2002. 23 s. (rus.)

8. **Reut M.A., Rokotyan S.S.** Spravochnik po proyektirovaniyu liniy elektroperedachi. M.: Energiya, 1971. 288 s. (rus)

9. **Kryukov K.P., Novgorodtsev B.P.** Konstruktsiya i mekhanicheskiy raschet liniy elektroperedachi. L.: Energiya, 1979. 312 s. (rus.)

10. **Mikheyev M.A., Mikheyeva I.M.** Osnovy teploperedachi. M.: Energiya, 1977. 344 s. (rus)

11. **Isayev S.I., Kozhinov I.A., Kofanov V.I. [i dr].** Teoriya teplomassobmena. M.: Vysshaya shkola, 1979. 495 s. (rus.)

12. **Mikheyev M.A.** Osnovy teploperedachi. M.: Gosenergoizdat, 1949. 396 s. (rus.)

13. **Yurenev V.N., Lebedev P.D.** Teplotekhnicheskiy spravochnik. T. 2. M.: Energiya, 1976. 896 p. (rus.)

14. **Isayev S.I., Kozhinov I.A., Kofanov V.I. [i dr].** Teoriya teplomassobmena. M.: Izd-vo MGTU im. N.E. Baumana, 1997. 683 s. (rus.)

15. **Kuashning F.** Sistemy vozobnovlyayemykh istochnikov energii. Astana: Foliant, 2013. 432 s. (rus.)

16. **Sivukhin D.V.** Obshchiy kurs fiziki. T. 3: Elektrichestvo. M.: Nauka, 1977. 687 s. (rus)

17. **Savelyev I.V.** Kurs obshchey fiziki. T. 2: Elektrichestvo. M.: Nauka, 1973. 430 s. (rus.)

18. **Vissarionov V.I., Deryugina G.V., Kuznetsova V.A., Malinin N.K.** Solnechnaya energetika. M.: Izdatelskiy dom MEI, 2008. 318 s. (rus.)

19. **Gossorg Zh.** Infrakrasnaya termografiya. Osnovy, tekhnika, primeneniye. M.: Mir, 1988. 416 s. (rus.)

20. **Goryunov V.N., Girshin S.S., Kuznetsov Ye.A., Petrova Ye.V.** Analiz pogreshnostey rascheta temperatury i poter moshchnosti po bazovomu i priblizhennomu uravneniyam teplovogo balansa vozdushnykh liniy elektroperedach. *Sovremennyye problemy nauki i obrazovaniya*. 2015. № 1. T. 1. S. 210. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

СУХИЧЕВ Михаил Иванович – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: sukhichev@yandex.ru

SUKHICHEV Mikhail I. – *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.*
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: sukhichev@yandex.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.10
УДК 621.3.048.015

А.М. Андреев, С.Д. Дубицкий, Т.Н. Муравьева, Т.М. Шикова

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ИЗОЛЯЦИИ СО СТОХАСТИЧЕСКОЙ ГЕОМЕТРИЕЙ РАСЧЕТНОЙ ОБЛАСТИ

A.M. Andreev, S.D. Dubitsky, T.N. Muravjova, T.M. Shikova

SIMULATION OF THE THERMO-PHYSICAL PROPERTIES OF AN INSULATION SYSTEM WITH STOCHASTIC GEOMETRY OF THE CALCULATED AREA

Рассмотрены вопросы расчета теплопроводности пазового уплотнения статорной обмотки мощных электрических машин с косвенным охлаждением. Разработана методика расчета теплопроводности статорного паза с учетом геометрических факторов (ширина газового зазора, неоднородность стенки статорного паза) и величины теплопроводности материалов корпусной изоляции и уплотнителя. Установлено, что величина расчетной теплопроводности статорного паза в первую очередь определяется теплопроводностью материала корпусной изоляции, а теплопроводность материалов уплотнительных волнообразных прокладок практически не оказывает влияния на эту величину. Определены граничные интервалы изменения величины расчетной теплопроводности статорного паза, уплотненного упругой волнообразной прокладкой для стандартной и высокотеплопроводной корпусной изоляции; они могут быть использованы при расчете и конструировании системы электрической изоляции мощных турбогенераторов с косвенным охлаждением.

ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ МАШИНА; СТАТОРНЫЙ ПАЗ; ПРОКЛАДКА; ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬ; ИЗОЛЯЦИЯ.

The paper considers the problems of calculating the thermal conductivity of stator slot wedging of power electrical machines. A method for calculating the effective thermal conductivity of a stator slot with geometric factors is presented. The boundary values of the effective thermal conductivity of the stator slot of power electrical machines for different variants of stator sealing and thermal conductivity values of groundwall insulation materials and slot wedging were found. It was established that the value of the effective thermal conductivity of the stator slot is primarily determined by the thermal conductivity of the insulation material, and the thermal conductivity of the sealing spacer materials has practically no influence on this value.

ELECTRICAL MACHINE; STATOR SLOT; WEDGING MATERIAL; THERMAL CONDUCTIVITY; INSULATION.

Введение

Повышение мощности турбогенераторов с косвенным охлаждением может быть достигнуто применением систем электрической изоляции с повышенной теплопроводностью. Это связано с тем, что мощность турбогенераторов в основном ограничивается предельно допустимым током обмотки статора, при этом тепло, генерируемое в проводниках, передается через систему изоляции, являющуюся тепловым барьером, т.к. значения коэффициентов теплопроводности λ слюдосодержащей корпусной изоляции и материалов пазового уплотнения во много раз меньше λ материалов проводников (медь) и сердечника

статора (сталь). Сопутствующий рост температуры в системе изоляции неизбежно приведет к нарушению теплового баланса и преждевременному ее разрушению по механизму теплового пробоя. Поэтому одним из основных способов увеличения удельной мощности электрических машин является улучшение теплопередачи за счет применения материалов с повышенным значением λ, а также оптимизации конструкции системы изоляции статорной обмотки.

За счет применения методов химической модификации изоляционных композиций [1–3] значительно (более чем в два раза) повышена теплопроводность материалов корпусной изоляции. Однако, наряду с теплопроводностью материалов корпусной изоляции, на теплопроводность системы изоляции статорной обмотки оказывают влияние материалы, применяемые в пазу статора для уплотнения стержней, а также качество этого уплотнения.

В мировой практике широко распространен способ пазового уплотнения [4–8] с использованием упругих волнообразных прокладок из электропроводящего стеклотекстолита (рис. 1). Этот способ оказался надежным в части подавления вибрации стержней и предотвращения чрезвычайно опасных для системы изоляции явлений вибрационного искрения [9–11] и пазовых частичных разрядов [12, 13]. Это, с одной стороны, привело к повышению надежности системы корпусной изоляции, с другой, – к снижению эффективности теплопередачи за счет неизбежного наличия остаточных газовых включений в межфазных зонах «стенка паза – прокладка» и «корпусная изоляция – прокладка».

Результаты количественной оценки эффективности теплопередачи пазового уплотнения чрезвычайно важны для оптимального выбора материалов системы изоляции статорной обмотки различных типов мощных электрических машин.

Однако такая оценка до настоящего времени практически не проводилась по причине невозможности экспериментального определения теплопроводности этих систем, а также отсутствия методики расчета.

Нашей задачей была разработка методики расчета теплопроводности статорного паза (пространства от медного проводника стержня до стальной стенки паза) и количественная оценка

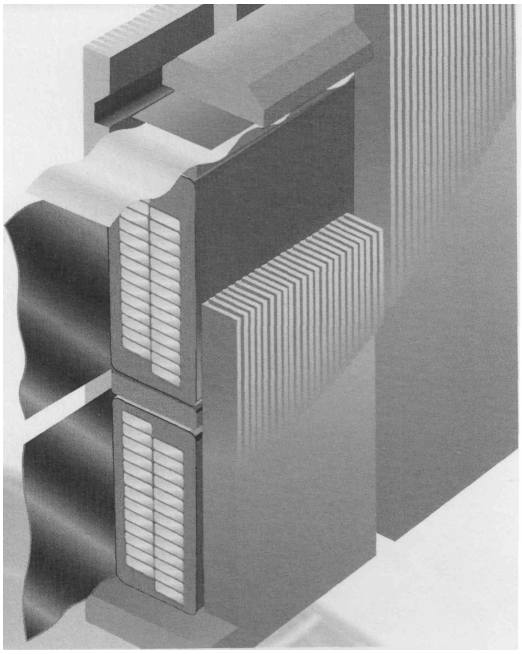


Рис. 1. Система пазового уплотнения, выполненная с использованием гибких волнообразных электропроводящих прокладок

эффективного коэффициента теплопроводности статорного паза с учетом допустимых значений теплопроводности материалов корпусной изоляции и пазового уплотнения, а также геометрических размеров статорного паза.

Расчетная часть

Расчет теплопроводности статорного паза основан на моделировании теплового поля между проводником стержня и стенкой паза для установившегося теплового режима методом конечных элементов. Эта задача имеет трансляционную симметрию, т. е. никакая физическая величина не зависит от пространственной координаты Z (вдоль оси машины). В этих условиях стационарное двумерное уравнение теплопроводности в декартовых координатах записывается так:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda y \frac{\partial T}{\partial y}\right)=-q, \qquad (1)$$

где λ_x, λ_y – компоненты тензора теплопроводности; T – температура; q – объемная плотность источника тепловыделения.

Уравнение (1) имеет общий вид, включающий объемный источник тепла и возможную зависимость теплопроводности от температуры.

В рассматриваемом расчетном случае теплопроводность не зависит от направления ($\lambda_x = \lambda_y = \lambda$) и температуры, а объемный источник тепла отсутствует ($q = 0$).

В расчетной практике удобно пользоваться приведенной величиной теплопроводности, равной отношению теплового потока через боковую поверхность стержня к разности температур меди стержня и стали статора и к площади сечения стержня:

$$\lambda_{\text{экв}} = \frac{\Phi}{\left(T_{\text{медь}} - T_{\text{сталь}}\right) w\, h}, \qquad (2)$$

где $\lambda_{\text{экв}}$ – эквивалентная теплопроводность изоляции с уплотнением; $T_{\text{медь}}$, $T_{\text{сталь}}$ – температуры соответственно поверхности проводниковой меди и стенки стального сердечника; w, h – высота и ширина боковой поверхности стержня.

Конкретные значения граничных температур в этом случае выбираются любыми, поскольку в силу линейности задачи тепловой поток пропорционален разности температур, а эквивалентная удельная теплопроводность, равная отношению теплового потока к разности температур, останется неизменной. Выполнив расчет температурного поля, можно вычислить тепловой поток Ф от медных проводников к стальной стенке паза. Для этого достаточно провести линию, параллельную стенкам паза, и вычислить поток вектора градиента температуры, умноженного на теплопроводность, через указанный контур:

$$\Phi = \int_S \lambda \ \operatorname{grad} T ds. \qquad (3)$$

Для вычисления теплопроводности статорного паза достаточно подставить полученное значения теплового потока Ф в уравнение (2). Для конечно-элементного моделирования статорного паза использовалась программа ELCUT [14] (правообладатель – ООО «Тор», Санкт-Петербург, свидетельство о регистрации в Роспатенте № 2002610850), а для автоматизации серии расчетов в различных вариантах – специально разработанная программа автоматизации расчетов теплопроводности пазового уплотнения.

При использовании программы ELCUT моделирование температурного поля включает следующие этапы:

1. Построение геометрической модели расчетной области. Геометрическая модель включает в себя двумерное сечение расчетной области, состоящее из отрезков, дуг и ограниченных ими областей.

2. Генерация сетки конечных элементов.

3. Решение и визуальный анализ результатов.

Помимо обычного способа взаимодействия с программой посредством меню, графических окон и других интерактивных инструментов, ELCUT предоставляет программный интерфейс ActiveField. Он дает возможность быстрой разработки специализированных программ для многократного решения частных задач в широком диапазоне варьирования геометрических и физических параметров статорного паза. Основное допущение, сделанное при расчете, – замена конвективного теплообмена в газовых включениях на эквивалентную теплопроводность. Расчет теплопроводности непроточной газовой прослойки по формулам для твердой стенки – общепринятый прием [15]. При разных температурах стенок прослойки возникают замкнутые циркуляционные токи газа. Расчет теплопередачи ведется путем замены конвективного теплообмена кондуктивным с использованием эквивалентной теплопроводности, равной действительной теплопроводности газа λ при средней температуре прослойки, умноженной на коэффициент ε_k, учитывающий влияние конвекции. В упомянутом справочнике приводятся эмпирические формулы для расчета коэффициента ε_k в зависимости от геометрии прослойки и критериальных параметров газа (Pr и Gr).

Для демонстрации разработанного расчетного метода на рис. 2 представлены результаты расчета теплового поля для простого варианта уплотнения – волнообразной прокладки, контактирующей с гладкой стенкой статорного паза.

Более сложная картина распределения теплового поля (рис. 3) наблюдается для случая контакта волнообразной уплотнительной прокладки с реальной поверхностью статорного паза, которая представляет собой ступенчатую структуру, где горизонтальные координаты торцов отдельных листов распределены по нормальному закону с медианой, равной номинальному положению стенки паза, и средним квадратичным отклонением, равным половине толщины единичного стального листа (0,25 мм).

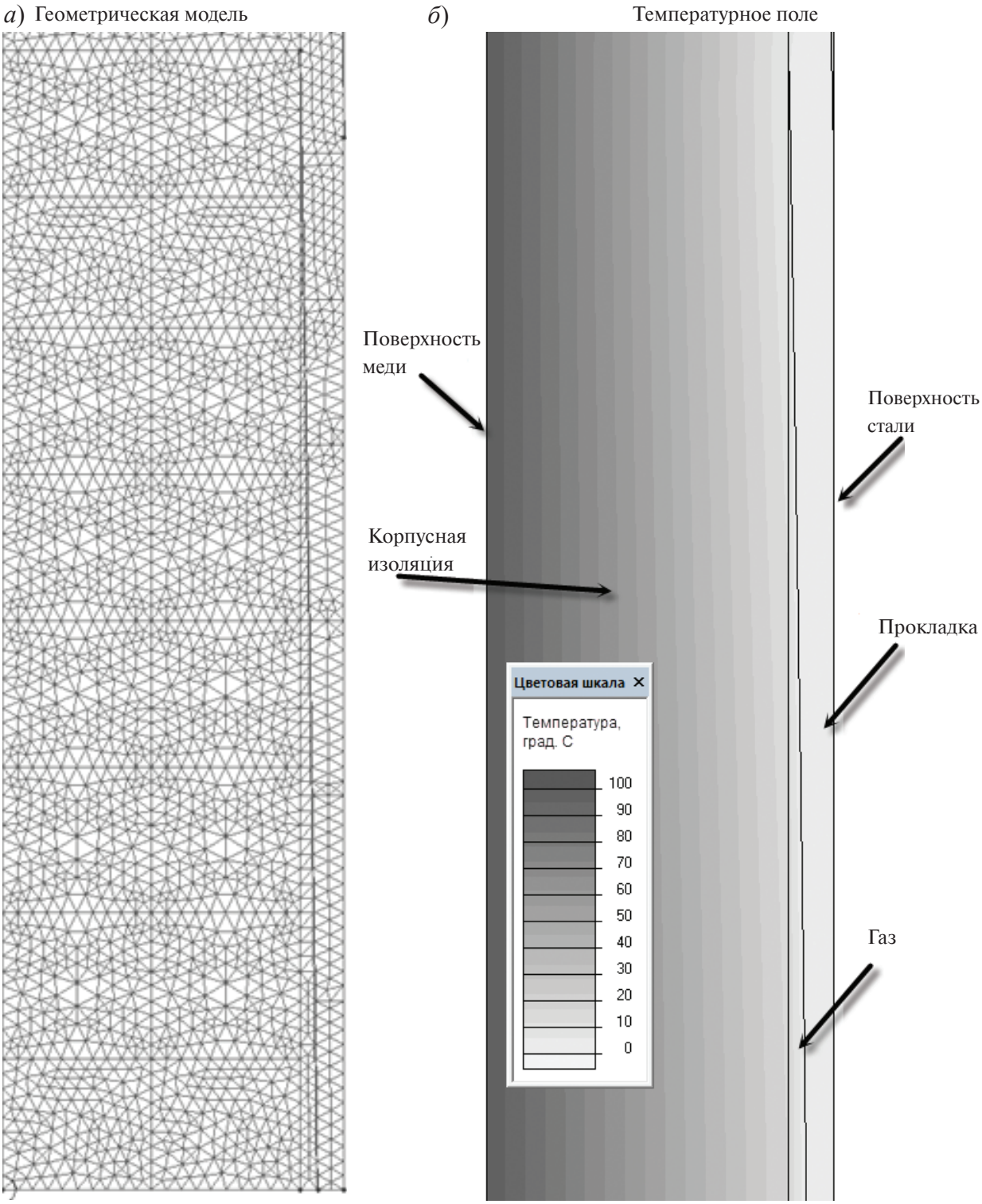


Рис. 2. Геометрическая модель (*а*) и температурное поле (*б*) варианта статорного уплотнения волнообразной прокладкой, контактирующей с гладкой поверхностью статорного паза

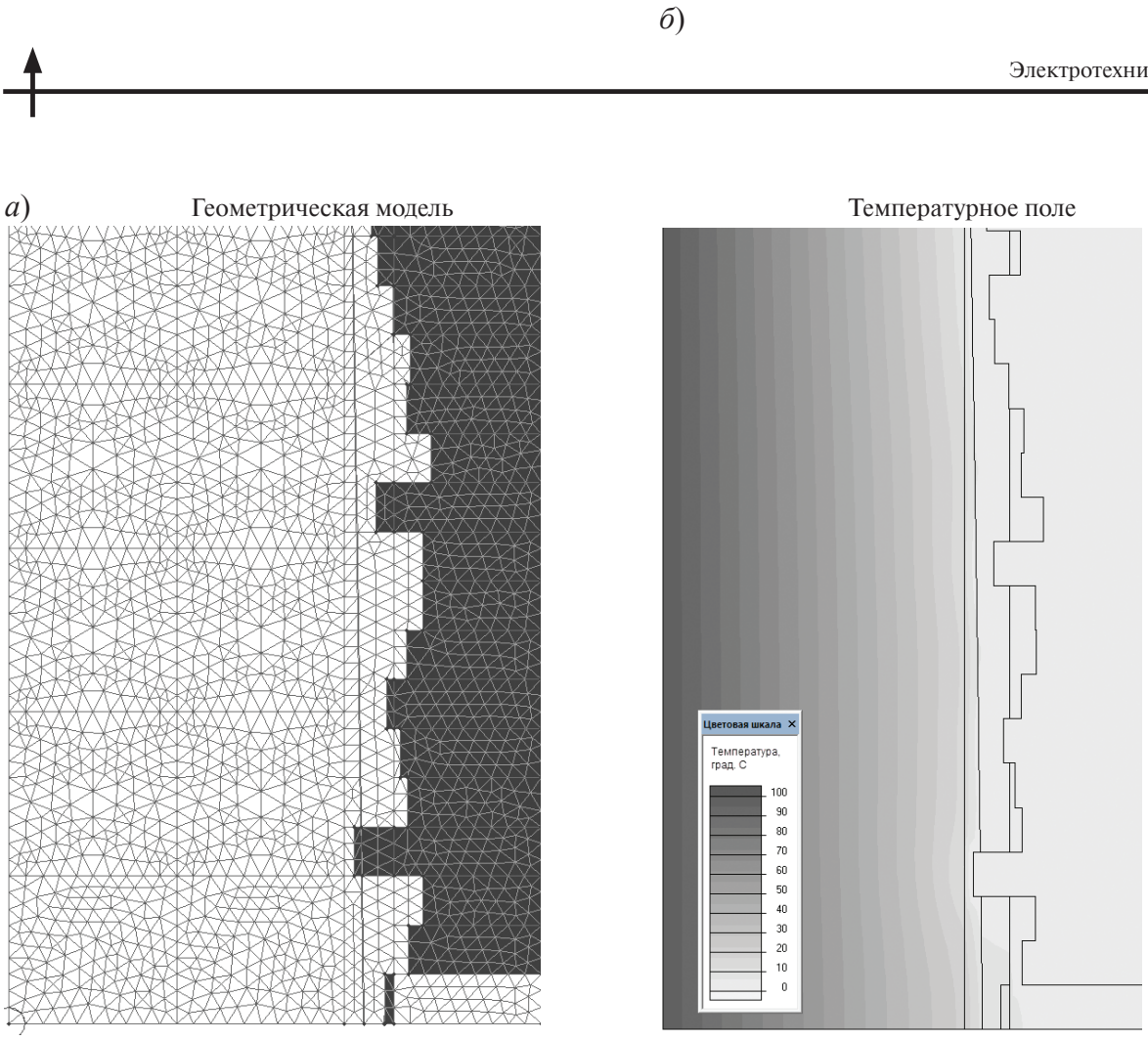


Рис. 3. Геометрическая модель (*а*) и температурное поле (*б*) варианта статорного уплотнения волнообразной прокладкой, контактирующей с реальной поверхностью статорного паза (обозначения аналогичны рис. 2)

Такой профиль связан с неизбежными технологическими погрешностями, возникающими при штамповке листов и сборке сердечника статора. Моделирование реального профиля стенки паза (рис. 3, *а*) проводилось путем вычисления горизонтальных координат торцов каждого листа статора, для чего использовался программный генератор псевдослучайных чисел, распределенных по нормальному закону. Как видно, профиль реальной стенки приводит к тому, что изотермы не параллельны стенкам паза (рис. 3, *б*), поэтому необходимое усреднение проводилось в процессе интегрирования теплового потока по формуле (1).

Расчет теплопроводности статорного паза проводился для различных геометрических размеров и теплофизических характеристик материалов корпусной изоляции и элементов уплотнения. Для всех расчетных вариантов односторонняя толщина корпусной изоляции составляла 3,4 мм, для стандартной изоляции величина λ выбиралась равной 0,3 Вт/(м · К), для высокотеплопроводной изоляции – 0,55 Вт/(м · К). Величина пазового зазора (расстояние от внешней поверхности корпусной изоляции до поверхности статорного паза) при расчетах выбиралась в диапазоне от 0,5 до 1,0 мм. Выбор толщины упругой волнообразной прокладки производился из условия, чтобы во всех расчетных вариантах остаточный зазор между стенкой паза и стержнем под гребнем волны после уплотнения не должен превышать 0,2 мм. Величина λ материала пазового уплотнения изменялась в пределах от 0,4 до 1,0 Вт/(м · К). Для волнообразной прокладки учитывался ряд дополнительных геометрических параметров, а именно: шаг волны (50 мм) и полуширина зоны контакта волнистой прокладки со стенкой паза (12 мм). В качестве газового заполнения паза использовался водород (λ = 0,18 Вт/(м · К)), как наиболее распространенная газовая среда, используемая для охлаждения статорной обмотки мощных электрических машин.

Рис. 4. Распределение расчетной теплопроводности статорного паза со ступенчатой поверхностью стенки для фиксированных значений теплопроводности корпусной изоляции ($\lambda_{изол}$ = 0,3 Вт/(м · К)) и материала волнообразной прокладки ($\lambda_{прок}$ = 0,8 Вт/(м · К)). Газовая среда – водород

На рис. 4 в качестве наглядного примера приведены результаты расчета теплопроводности статорного паза с реальной (ступенчатая) поверхностью при уплотнении упругой волнообразной прокладкой (толщиной 0,5 мм и λ = 0,8 Вт/(м · К)) стержня со стандартной корпусной изоляцией (λ = 0,3 Вт/(м · К)).

Как видно, для случайно выбранных координатных значений (50 вариантов) ступенчатой поверхности стенки статорного паза выборка расчетных значений теплопроводности может быть аппроксимирована нормальным законом распределения. Разброс вычисленных значений теплопроводности статорного паза незначителен (не превышает 2–3%) для всех исследованных расчетных вариантов, различающихся геометрическими и теплофизическими параметрами корпусной изоляции и уплотнительного материала. Очевидно, что наблюдаемый статистический разброс теплопроводности статорного паза обусловлен, с одной стороны, случайными изменениями объема остаточных газовых включений, с другой, – появлением точечных контактов с низким тепловым сопротивлением в местах касания индивидуальных листов статорного пакета с уплотняющей прокладкой.

На рис. 5 приведены зависимости расчетной теплопроводности статорного паза с уложенным стержнем, уплотненным упругой волнообразной прокладкой, от теплопроводности ее материала. Расчет проводился для стержней со стандартной (графики *1*, *1′*) и высокотеплопроводной (графики *2*, *2′*) корпусной изоляцией с использованием программного генератора псевдослучайных чисел, имитирующего ступенчатый рельеф стенки статорного паза (графики *1*, *2*), и по схеме последовательного сопротивления уплотнительной прокладки и газового промежутка фиксированной толщины (0,2 мм) (графики *1′*, *2′*.

Как следует из представленных данных, величина расчетной теплопроводности статорного паза увеличивается с ростом теплопроводности материалов корпусной изоляции и уплотнителя. При этом следует отметить, что это влияние не равноценно. Максимально влияет на теплопроводность статорного паза материал корпусной изоляции. Увеличение теплопроводности изоляционного материала приводит к соответствующему росту расчетной теплопроводности паза. Теплопроводность же материала уплотнительной прокладки практически не влияет на величину расчетной теплопроводности статорного паза при значениях λ материала прокладки, превышающих 0,8 Вт/(м · К).

Аналогичный характер зависимостей теплопроводности статорного паза от коэффициентов теплопроводности материалов корпусной изоляции и уплотнительной прокладки наблюдается и при расчете по схеме последовательного соединения прокладки и газового промежутка, однако в этом случае расчетные значения теплопроводности статорного паза значительно ниже. Особенно наглядно эта тенденция проявляется для высокотеплопроводной корпусной изоляции (по сравнению со стандартной корпусной изоляцией снижение теплопроводности достигает 10 %). Необходимо, однако, учитывать, что в реальных условиях реализация такого варианта уплотнения стержня в статорном пазу маловероятна ввиду того, что конфигурация уплотнительной волнообразной прокладки в сжатом состоянии обеспечивает значительную зону ее плотного контакта с боковой поверхностью паза; кроме того, может наблюдаться рост точечных тепловых контактов в местах неоднородности стенки.

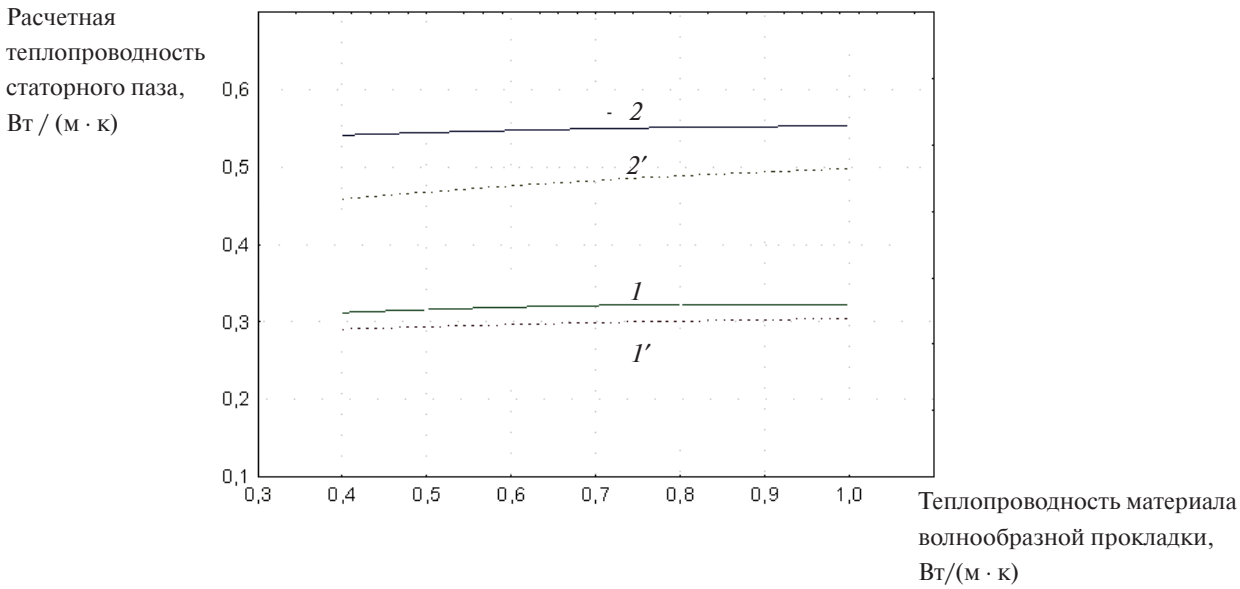


Рис. 5. Зависимости расчетной теплопроводности статорного паза от теплопроводности материала волнообразной прокладки при разных значениях теплопроводности корпусной изоляции: *1*, *1′* – 0,3 Вт/(м · К); *2*, *2′* – 0,55 Вт/(м · К) для ступенчатой поверхности паза: *1*, *2* – расчет с использованием программного генератора псевдослучайных чисел, распределенных по нормальному закону; *1′*,*2′* – расчет по схеме последовательного соединения прокладки и газового промежутка

Следовательно, изображенные на рис. 5 области между графиками *1* и *1′*, а также *2* и *2′* могут определять граничные интервалы расчетной теплопроводности статорного паза в случае уплотнения в нем волнистой уплотнительной прокладкой стержней с высокотеплопроводной и стандартной корпусной изоляцией.

Выводы

Рассчитаны значения теплопроводности статорного паза, имеющего геометрическую конфигурацию и размеры, характерные для реальной конструкции электрической машины рабочим напряжением выше 11 кВ с водородным охлаждением, стержнями с высокотеплопроводной ($\lambda_{из}$ = 0,55 Вт/(м · К)) и стандартной ($\lambda_{из}$ = 0,3 Вт/(м · К)) корпусной изоляцией, уплотненных упругими волнообразными электропроводящими прокладками с теплопроводностью, изменяющейся в пределах от 0,4 до 1,0 Вт/(м · К).

Установлено, что величина теплопроводности статорного паза в первую очередь определяется теплопроводностью материала корпусной изоляции стержня, а теплопроводность материала уплотнительных волнообразных прокладок практически не оказывает влияния на эту величину при значениях превышающих 0,8 Вт/(м · К).

Определены максимальные значения расчетной теплопроводности статорного паза уплотненного упругой волнообразной прокладкой для стандартной (0,32 Вт/(м · К)) и высокотеплопроводной корпусной изоляции стержней (0,56 Вт/ / (м · К)), которые могут быть использованы при расчете и конструировании системы электрической изоляции статорных обмоток мощных турбогенераторов с водородным охлаждением.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Тари М.** Система высоковольтной изоляции для турбогенераторов с увеличенной теплопроводностью // Тр. IV Межд. симпозиума Элмаш. М., 2002. С. 102–104.

2. **Fukushima K. [et al].** High Thermal Conductive Epoxy Resins with Controlled High Order Structure // Annual Report Conf. on Elec. Insul. and Diel. Phenom. 2004. P. 340–343.

3. **Перминов В.Л.** Испытания изоляции «Монолит – 2» на макете статора турбогенератора ТАГ-12 / Межд. Симпозиум Элмаш-2002. М., 2002. С. 67–70.

4. **Miller M.L.** Turbine Generator Stator Slot Thermal Conductivity// Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing Expo, 2005. Proceedings. Oct. 2005. P. 93–96.

5. **Zötsch W.** Andritz Generator Design // Generator Forum. Oslo. 13th October 2009. – 13p.

6. **Zhou Y.X. [et al]**. Improvement in Electrical, Thermal and Mechanical Properties of Epoxy by Filling Carbon Nanotube // EXPRESS Polymer Letters. 2008. Vol. 2. № 1. P. 40–48.

7. **Coleman J.N., Khan U., Blau W.J., Gunko Y.K.** Small but strong: A review of the mechanical properties of carbon nanotube–polymer composites // Carbon. 2006. Vol. 44. № 9. P. 162–165.

8. **Cherney E.A**. Silicone Rubber Dielectrics Modified by Inorganic Fillers for Outdoor High Voltage Insulation Applications // IEEE Transaction on Diel. and Elec. Insul. 2005. Vol. 12, № 6. P. 1108–1116.

9. **Stone G.C. [et al].** Impact of Slot Discharges and Vibration Sparking on Stator Winding Life in Large Generators // IEEE Elec. Insul. Magazine. 2008. Vol. 24. № 5. P.14–21.

10. **Liese M., Brown M.** Design-Dependent Slot Discharge and Vibration Sparking on High Voltage Winding // IEEE Trans. on Diel. and Elec. Insul. 2008. Vol. 15. № 4. P. 927–932.

11. **Xia Y. [et al].** Principles and Characteristics of Vibration Sparking in High Voltage Stator Slots // IEEE Trans. on Diel. and Elec. Insul. 2013. Vol. 29. № 1. P. 42–53.

12. **Hudon C. [et al].** Study of Slot Partial Discharges in Air-cooled Generators// IEEE Trans. on Diel. and Elec. Insul. 2008. Vol. 15. № 6. P. 1675–1690.

13. **Hudon C. [et al].** Effect of Surface Degradation on Slot Partial Discharge Activity // IEEE Trans. on Diel. and Elec. Insul. 2010. Vol. 17. № 5. P. 1428–1440.

14. **Дубицкий С.Д., Ильина О.Я.** Возможности программного комплекса ELCUT для моделирования и анализа тепловых характеристик// Международная научно-техническая конференция «Современные методы и средства исследования теплофизических свойств веществ». 30 ноября – 2 декабря 2010 г.: Сборник трудов конференции. СПб.: СПбГУНиПТ, 2010. С. 290–301.

15. **Кутателадзе С.С., Боришанский В.М.** Справочник по теплопередаче. М.: Госэнергоиздат, 1958. 414 с.

REFERENCES

1. **Tari M.** Sistema vysokovoltnoy izolyatsii dlya turbogeneratorov s uvelichennoy teploprovodnostyu. *Tr. IV Mezhd. simpoziuma Elmash*. M., 2002. S. 102–104 (rus).

2. **Fukushima K. [et al].** High Thermal Conductive Epoxy Resins with Controlled High Order Structure. *2004-Annual Report Conf. on Elec. Insul. and Diel. Phenom*. P. 340–343.

3. **Perminov V.L.** Ispytaniya izolyatsii «Monolit – 2» na makete statora turbogeneratora TAG-12. *Mezhd. Simpozium Elmash-2002*. M., 2002. P. 67–70 (rus).

4. **Miller M.L.** Turbine Generator Stator Slot Thermal Conductivity. *Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing Expo-2005. Proceedings*. Oct. 2005. P. 93–96.

5. **Zötsch W.** Andritz Generator Design. *Generator Forum*. Oslo. 13th October 2009. 13 p.

6. **Zhou Y.X. [et al].** Improvement in Electrical, Thermal and Mechanical Properties of Epoxy by Filling Carbon Nanotube. *EXPRESS Polymer Letters*. Vol. 2. № 1. 2008. P. 40–48.

7. **Coleman J.N., Khan U., Blau W.J., Gunko Y.K.** Small but strong: A review of the mechanical properties of carbon nanotube–polymer composites. *Carbon*. 2006. Vol. 44. № 9. P. 162–165.

8. **Cherney E.A.** Silicone Rubber Dielectrics Modified by Inorganic Fillers for Outdoor High Voltage Insulation Applications. *IEEE Transaction on Diel. and Elec. Insul*. 2005. Vol. 12. № 6. P. 1108–1116.

9. **Stone G.C. [et al].** Impact of Slot Discharges and Vibration Sparking on Stator Winding Life in Large Generators. *IEEE Elec. Insul. Magazine*. 2008, Vol. 24. № 5. P.14–21.

10. **Liese M., Brown M.** Design-Dependent Slot Discharge and Vibration Sparking on High Voltage Winding. *IEEE Trans. on Diel. and Elec. Insul*. 2008. Vol. 15. № 4. P. 927–932.

11. **Xia Y. [et al].** Principles and Characteristics of Vibration Sparking in High Voltage Stator Slots. *IEEE Trans. on Diel. and Elec. Insul*. 2013. Vol. 29. № 1. P.42–53.

12. **Hudon C. [et al].** Study of Slot Partial Discharges in Air-cooled Generators. *IEEE Trans. on Diel. and Elec. Insul*. 2008. Vol. 15. № 6. P.1675–1690.

13. **Dubitskiy S.D., Ilina O.Ya.** Vozmozhnosti programmnogo kompleksa ELCUT dlya modelirovaniya i analiza teplovykh kharakteristik. *Mezhdunarodnaya nauchno-tekhnicheskaya konferentsiya «Sovremennyye metody i sredstva issledovaniya teplofizicheskikh svoystv veshchestv»*. 30 noyabrya – 2 dekabrya 2010 g.: *Sbornik trudov konferentsii*. SPb.: SPbGUNiPT, 2010. P. 290–301 (rus).

14. **Hudon C. [et al].** Effect of Surface Degradation on Slot Partial Discharge Activity. *IEEE Trans. on Diel. and Elec. Insul*. 2010. Vol. 17. № 5. P. 1428–1440.

15. **Kutateladze S.S., Borishanskiy V.M.** Spravochnik po teploperedache. M.: Gosenergoizdat, 1958. 414 s. (rus.).

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

АНДРЕЕВ Александр Михайлович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: alexandre1949@Yahoo.com

ANDREEV Aleksandr M. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: alexandre1949@Yahoo.com

ДУБИЦКИЙ Семен Давидович – директор ООО «Тор».
190013 Санкт-Петербург, Московский пр. 22, лит. Т.
E-mail: sdubitsky@gmail.com

DUBITSKY Semen D. – Tor, Ltd..
22 lit. T, Moskovsky pr, St. Petersburg, 190013.
E-mail: sdubitsky@gmail.com

МУРАВЬЕВА Татьяна Николаевна – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: tmurav1@mail.ru

MURAVJOVA Tatiana N. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: tmurav1@mail.ru

ШИКОВА Татьяна Михайловна – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: tshikova@mail.ru

SHIKOVA Tatiana M. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: tshikova@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.11
УДК 681.518.3

А.М. Панкин, Н.В. Коровкин

АЛГОРИТМЫ СИСТЕМ ДИАГНОСТИРОВАНИЯ НОВЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ

A.M. Pankin, N.V. Korovkin

ALGORITHMS OF NEW POWER-PRODUCING OBJECTS DIAGNOSIS SYSTEMS

Повышение надежности сложного технологического оборудования обеспечивается созданием нового поколения систем диагностирования (СД) этих объектов, а также подготовкой персонала для проведения диагностических измерений и постановки диагноза о техническом состоянии этих объектов. Для новых АЭС к объектам диагностирования, помимо реактора, отнесены: главные циркуляционные насосные агрегаты, турбогенераторная установка, электроприводная арматура и ряд других изделий и систем. В статье рассматриваются вопросы создания нормативно-технической документации по направлению «Техническая диагностика» и использования единой терминологии при построении СД технических объектов. Особое внимание уделено определению «диагностический признак». В качестве объектов диагностирования здесь рассматриваются «непрерывные» технические объекты. Вводится понятие «диагностическая модель», которая строится на основе математической модели объекта и связывает непосредственно измеряемые величины и диагностические признаки объекта. Изложена методология построения алгоритмов диагностирования при создании технических средств СД, которые проектируются одновременно с новыми объектами. Обращено внимание на то, что использование представленной методологии при создании диагностического программного обеспечения позволит перейти на стратегию «Техническое обслуживание и ремонт (ТО и Р) по фактическому состоянию» вместо ныне существующего подхода «ТО и Р по регламенту».

ТЕХНИЧЕСКИЙ ОБЪЕКТ; ДИАГНОСТИЧЕСКИЙ ПРИЗНАК; ДИАГНОСТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ; СИСТЕМА ДИАГНОСТИРОВАНИЯ; МЕТОДОЛОГИЯ.

The problem of improving the reliability of complex major equipment at Russia's NPPs can be managed by assessing the technical condition of equipment using new generation diagnosis systems. This requires development of algorithms for diagnosing technical objects (TO) and preparation of personnel for performing diagnostic measurements and arriving at diagnosis of the technical condition of TO. The objects of diagnosis in new NPPs include a reactor, reactor coolant pumps, turbine-generator, motor-operated valves, and other systems and components. The paper addresses the issues of preparing standards and specifications for Technical Diagnostics and using unified terminology in developing diagnosis systems for TO. A special attention is made to definition of the term "diagnostic indicator" which can be understood as a structure parameter or characteristic of a TO. In this paper, diagnosis objects are considered as "continuous" objects. The "diagnostic model" notion is introduced. A diagnostic model is constructed based on a mathematical model of the TO and relates direct measurements to diagnostic indicators of the condition of the object. The authors also propose using special algorithms in the diagnosis procedure for the cases when the amount of measured information is insufficient or the structure of a diagnosis object is unknown. In the first case, integrated diagnostic indicators should be used and in the second case, mathematical model coefficients should be identified and their values monitored during the object lifetime. The proposed methodology of developing diagnostic software supports Condition-Based

Maintenance (CBM) strategy which can advantageously replace the currently used Scheduled Maintenance (SM) approach.
TECHNICAL OBJECT; DIAGNOSTIC INDICATOR; DIAGNOSTIC MODEL; DIAGNOSIS SYSTEM; METHODOLOGY.

Введение

Для реализации в РФ стратегии импортозамещения необходимо определить направления, порядок развития которых требуется пересмотреть. Одним из таких направлений является «Техническая диагностика», развитие которой началось с 60-х годов прошлого века и было обусловлено крупными успехами, достигнутыми в то время в трех стратегических областях: космосе, атомной технике, системе ПВО [1, 2]. К сожалению, приходится констатировать, что это направление закончило свое развитие в конце 80-х годов [3], когда по нему был выпущен последний ГОСТ [4], по которому приходится работать и в наше время. Причина понятна (она сказывается и во многих других областях, далеких от технической диагностики): развал Советского Союза и Госстандарта. Тем не менее создание новых сложных и дорогих технических объектов приводит к необходимости одновременно с их проектированием разрабатывать и системы, которые будут после запуска этих объектов в эксплуатацию диагностировать их техническое состояние. Особое значение разработка систем диагностирования имеет для объектов атомной техники.

При создании объектов ядерной энергетики особо важны повышенная надежность и экономичность их основного оборудования. Это особенно актуально для новых АЭС РФ, поскольку они проектируются сроком на 60 лет. Предложено взамен прежнего подхода «Техническое обслуживание и ремонт (ТО и Р) по регламенту» переходить на новую стратегию «ТО и Р по техническому состоянию». Такая стратегия была продекларирована концерном «Росэнергоатом» более десяти лет назад. Для ее реализации необходимо разработать новые методики диагностирования тех объектов и изделий, которые предполагается контролировать в процессе отработки заданного ресурса на АЭС РФ. В случае ЯЭУ к таким объектам, помимо реакторной установки, относятся:

главные циркуляционные насосные агрегаты;

турбогенераторная установка;

электроприводная арматура.

Диагностирование этих и других объектов предполагается выполнять на основе стационарных и переносных технических средств, входящих в системы диагностирования (СД) объектов [6, 7]. Создание таких СД предлагается связать с определенным порядком действий при их построении. Для этого может быть использована методология диагностирования непрерывных технических объектов, которая впервые была представлена еще в 2003 году на одной из конференций Минатома «Создание новой техники для АЭС. Импортозамещение» [8]. Эта методология в настоящее время доработана по ряду позиций [9].

Цели данной статьи:

1. Дать оценку существующего в РФ положения дел с нормативной базой по направлениям «Надежность в технике» и «Техническая диагностика».

2. Представить методологию создания алгоритмов диагностирования непрерывных технических объектов, на основе которой может быть реализована концепция «ТО и Р по техническому состоянию» для широкого класса изделий и систем.

Проблема отсутствия новой нормативной базы

Особо важный момент при разработке новой методологии – необходимость связать по ряду общих определений имеющиеся нормативные базы по технической диагностике и теории надежности.

В первую очередь предлагается договориться о полной и единой терминологии в части понятий и определений технической диагностики, имеющей общее значение для всех классов технических объектов.

Это необходимо сделать по двум причинам:

1. В настоящее время по надежности в технике и технической диагностике рабочими в части основных определений являются государственные стандарты СССР, относящиеся к 1989 году [4, 10]. В связи с последовавшими событиями в

нашей стране они давно не пересматривались. Попытка ввести в 2009 году новый ГОСТ Р 27.002-2009 «Надежность в технике. Термины и определения» на основе нормативных положений международного стандарта МЭК 60050 (191):1990-12 «Надежность и качество услуг», как известно, не состоялась. В 2012 году действие этого стандарта было приостановлено. Что же касается аналогичного ГОСТ-а по технической диагностике, то, насколько известно, даже квалифицированных попыток его доработки пока вообще не было.

2. При разработке новых систем диагностирования специалисты, которые в этом процессе участвуют, и специалисты, которые будут в дальнейшем их эксплуатировать, должны разговаривать на одном языке, однозначно интерпретировать используемые при общении технические термины. Тогда мы не увидим в названии создаваемых систем слов «система диагностики» вместо правильного названия «система диагностирования». Можно привести и ряд других примеров, но это отдельная тема.

Отдельное внимание при решении вопросов диагностирования авторы обращают на объекты, представляемые электрическими цепями. Это связано с возможностью построения моделей таких объектов на основе хорошо разработанного в теоретической электротехнике математического аппарата для объектов, представляемых как цепи с сосредоточенными или распределенными параметрами [5, 12–17].

Методология диагностирования технических объектов

Ниже представлена методология создания алгоритмов диагностирования, которые могут быть реализованы в диагностическом программном обеспечении будущих систем диагностирования сложных технических объектов. При этом, как уже было отмечено, рассматривается широкий класс «непрерывных» технических объектов. Изложение этой методологии – основная цель статьи. Отмечаются элементы новизны, которые, по мнению авторов, отличают данную методологию от подходов, ранее использованных при создании уже существующих систем технического диагностирования. Поскольку по роду деятельности одному из авторов приходится решать вопросы создания систем диагностирования для ядерно-энергетических установок, то в качестве объектов диагностирования в первую очередь предполагается рассматривать объекты атомной техники.

В то же время ценность представляемой методологии заключается в ее общем характере, позволяющем уйти от структуры отдельных объектов. Именно такой путь привел в свое время к созданию новой науки – кибернетики, науки, ушедшей от рассмотрения структур отдельных механизмов и систем и начавшей рассматривать множество состояний, в которых эти системы могут или не могут находиться.

Предлагаемая методология диагностирования состоит из последовательности действий, реализуемых на трех этапах [9].

Первый этап можно назвать «Математическое моделирование». Он включает:

описание нового диагностируемого объекта, содержащее структурную и функциональную схемы, характеристики *структурных единиц* объекта, а также *рабочие функции (и функции безопасности)*, для выполнения которых данный объект создан или создается;

подготовку необходимой информации для разработки математической модели (ММ) объекта на выбранном уровне его детализации;

обоснование выбранного уровня детализации модели с учетом построения возможных связей между рабочими функциями объекта и теми макропараметрами объекта [18, 19], изменение которых в процессе эксплуатации вызовет существенное изменение рабочих функций в границах работоспособности объекта;

построение математической модели объекта на основе изучения физико-механических, химических свойств и параметров элементов объекта, его физической природы и механизма возможных отказов; при построении модели текущие состояния элементов и систем объекта описываются уравнениями, отражающими физические закономерности, имеющие место в жизненном цикле данного объекта;

определение набора наиболее значимых параметров и характеристик объекта, которые подходят на роль диагностических признаков объекта (ДП); уменьшение полученного набора ДП до возможно минимального количества;

оценку диапазонов допустимых значений ДП при нахождении объекта в работоспособном состоянии;

определение набора величин, непосредственно измеряемых в процессе диагностирования объекта, которые могут быть использованы для оценки его *технического состояния*;

построение диагностической модели (ДМ) объекта, описывающей аналитические зависимости между непосредственно измеряемыми величинами и ДП объекта; получение такой модели позволяет перейти при оценке технического состояния объекта от пространства рабочих функций к пространству ДП;

анализ возможности идентификации полного набора ДП;

создание на одном из алгоритмических языков расчетной программы, реализующей алгоритмы построенных моделей диагностируемого объекта.

На этом завершается этап построения диагностического программного обеспечения будущей системы диагностирования (СД), который был определен как «Математическое моделирование». Составные части данного этапа и существующие между ними связи представлены на рис. 1.

Что является новым в представляемой методологии, отличающей ее в части построения алгоритмов диагностирования от существующих традиционных подходов? В первую очередь, необходимо обратить внимание на то, что основными величинами в этой методологии являются не непосредственно измеряемые величины и не функции работоспособности объекта, на что больше всего обращалось внимание в традиционных алгоритмах диагностирования, а диагностические признаки объекта. Причем эти величины определены как структурные параметры или характеристики объекта, оказывающие наибольшее влияние на выполнение им своих функций при сохранении его безопасного состояния в режиме эксплуатации. В существующем варианте ГОСТ [4] речь идет о контролируемых параметрах, под которыми можно понимать и какие-то структурные параметры объекта, и параметры его состояния. Параметры состояния предлагается исключить из числа диагностических признаков объекта, поскольку они зависят не только от параметров структуры, но и от входных воздействий, подаваемых на объект диагностирования. А режимы диагностирования включают подачу на объект как рабочих, так и тестовых воздействий [20–23].

Следующий новый элемент методологии – определение диагностической модели объекта, под которой предложено понимать зависимость между непосредственно измеряемыми при диагностировании величинами и косвенно определяемыми диагностическими признаками объекта. Предлагается обратить внимание на то, какая роль отводится оценке погрешности ДП, которая получается как погрешность косвенно измеряемой величины. Оценка этой погрешности приобретает особое значение, когда в процессе эксплуатации объекта его диагностические признаки приближаются к своим граничным значениям. В зависимости от величины погрешности ДП может быть поставлен тот или иной диагноз. Поэтому в методологии предложено ввести новую величину, называемую «информативностью диагностического измерения».

Математическое моделирование

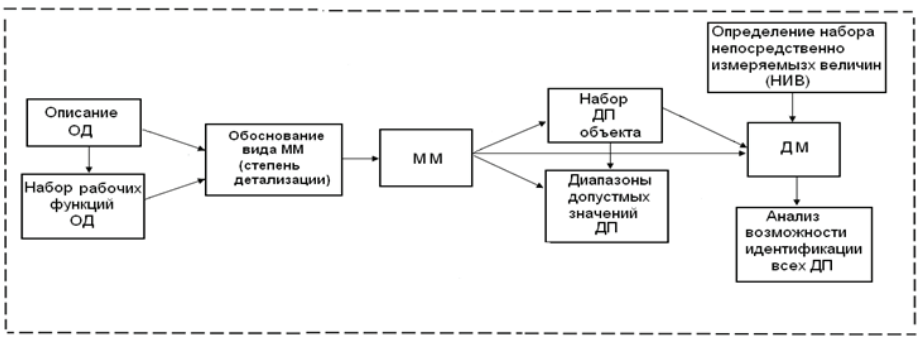


Рис. 1. Этап «Математическое моделирование» рассматриваемой методологии

Набор таких величин просчитывается еще до начала эксплуатации объекта. На основе этих расчетов могут быть определены контрольные точки, в которых должны проводиться измерения после начала эксплуатации объекта. Поскольку обычно количество непосредственно измеряемых величин меньше количества первоначально определенных ДП объекта, то их полная идентификация в ряде случаев невозможна. Поэтому в методологии на примерах объектов диагностирования, представляемых электрическими цепями, предложены пути перехода к новым, укрупненным ДП. В случае неизвестной структуры диагностируемого объекта в качестве ДП предлагается рассматривать коэффициенты модели объекта, построенной на основе имеющегося объема измерительной информации. В этом случае возможна неточная постановка диагноза, поскольку объект рассматривается как «черный ящик».

Вторым этапом рассматриваемой методологии является этап, на котором получается и обрабатывается измерительная информация. Он называется «Процедура диагностирования» и состоит из отдельных процедур, выполняемых каждый раз при проведении новых диагностических измерений. На этом этапе выполняется работа с использованием полученной ранее диагностической модели контролируемого объекта. Цель его – получить заключения о техническом состоянии объекта на момент времени проведения измерений. Для этого выполняется ряд процедур:

получение возможного объема измерительной информации;

оценка погрешностей выполненных измерений;

идентификация ДП с привлечением полученной ранее диагностической модели объекта;

оценка погрешностей идентификации ДП;

оценка информативности выполненных измерений [11];

постановка диагноза о техническом состоянии объекта на момент времени проведения диагностических измерений.

Составные части этого этапа и существующие между ними связи представлены на рис. 2.

Таким образом, после проведения процедуры диагностирования и получения ожидаемого набора диагностической информации *алгоритм диагностирования* состоит из следующей последовательности действий:

запуска программы идентификации диагностических признаков объекта, в которой реализована его диагностическая модель;

сравнения полученных величин диагностических признаков объекта и оценок их погрешностей с граничными значениями интервалов или областей допустимых значений, при нахождении в которых объект является работоспособным;

расчета информативности выполненного диагностического измерения при приближении какого либо диагностического признака к его предельному значению;

постановки диагноза техническому состоянию контролируемого объекта с учетом всего набора диагностических признаков объекта в момент времени проведения диагностических измерений.

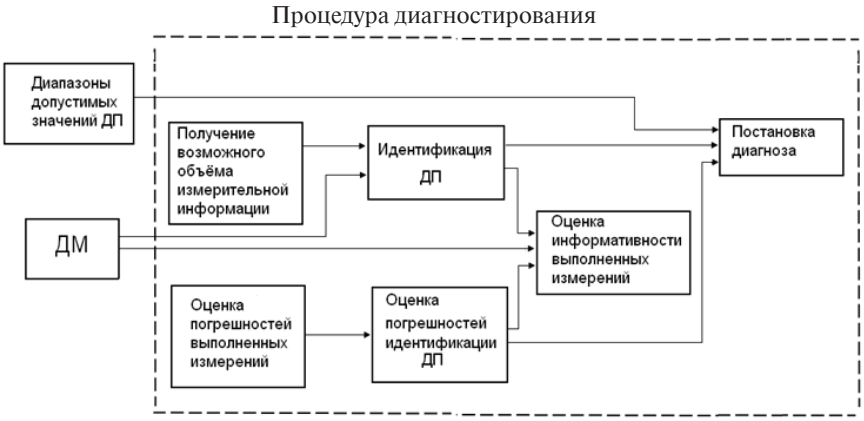


Рис. 2. Этап «Процедура диагностирования» рассматриваемой методологии

На этом завершается этап диагностирования, получивший в технической диагностике название «контроль технического состояния (КТС)» [3].

Результат задачи КТС имеет некоторую вероятность правильной постановки диагноза о том или ином состоянии объекта. На ошибку диагностирования в той или иной степени влияют неадекватность используемой ММ и реального объекта, вычислительные погрешности при идентификации ДП объекта, погрешности измерительного процесса.

Заключительный, **третий этап** методологии диагностирования предполагает переход к следующей задаче технической диагностики, известной под названием «поиск дефекта», если на этапе КТС объект был признан неработоспособным, или же решение задачи прогнозирования остаточного ресурса в противном случае. Для этих задач алгоритмы их решения создаются на основе представленной в методологии математической модели объекта. В этой модели набор структурных параметров, в том числе диагностических признаков, связан с набором величин, представляющих рабочие функции объекта.

Заключение

Разработка алгоритмов технического диагностирования на основе представленной выше методологии позволяет создавать программное обеспечение для новых систем диагностирования сложных и ответственных технических объектов. Двигаясь вперед и развивая это направление создания новых СД, можно подойти к реализации концепции «техническое обслуживание и ремонт (ТО и Р) по техническому состоянию», которая со временем заменит существующую концепцию «ТО и Р по регламенту».

В противном случае вся процедура диагностирования может быть сведена к проведению допускового контроля ряда измеряемых параметров. У этих параметров не всегда определены границы их допустимых значений, выход за которые должен классифицироваться как переход объекта в неработоспособное состояние.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Мозгалевский А.В., Калявин В.П.** Системы диагностирования судового оборудования: Учеб. пособие. Л.: Судостроение, 1987.

2. Технические средства диагностирования: Справочник / В.В. Клюев, П.П. Пархоменко, В.П. Калявин [и др]. М.: Машиностроение, 1989. 630 с.

3. **Калявин В.П.** Основы теории надежности и диагностики: Учебник. СПб.: Изд-во «Элмор», 1998. 172 с.

4. **ГОСТ 27.911-89.** Техническая диагностика. Термины и определения. М.: Изд-во стандартов, 1990.

5. **Панкин А.М., Коровкин Н.В**. Диагностика электроэнергетических устройств и систем: Учеб. пособие. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2013. 302 с.

6. **Аркадов Г.В., Павелко В.И., Усанов А.И.** Виброшумовая диагностика ВВЭР. М.: Энергоатомиздат, 2004. 344 с.

7. **Аркадов Г.В., Павелко В.И., Финкель Б.М.** Системы диагностирования ВВЭР. М.: Энергоатомиздат, 2010. 391 с.

8. **Панкин А.М.** К созданию малогабаритной системы диагностирования электронных, электротехнических блоков на основе методики диагностирования электрических цепей // Создание новой техники для АЭС. Импортозамещение : II науч.-техн. конф. Сочи, 19–23 мая 2003 г. М., 2003. С. 75–83.

9. **Панкин А. М.** Введение в теорию диагностирования электротехнических систем. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2012. 264 с.

10. **ГОСТ 27.002-89**. Надежность в технике. Основные понятия. Термины и определения. М.: Изд-во стандартов, 1990.

11. **Панкин А.М., Башарин С.А.** Аспекты информативности измерений в задачах диа-гностирования параметров электрических цепей // Методы и средства технической диагностики : сб. научн. ст. Вып. 17. Йошкар-Ола, 2000. С. 65.

12. **Korovkin N.V., Adalev A.S., Hayakawa M.** Using linear relations between experimental character-istics in stiff identification problems of linear circuit theory // IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Fundamental Theory and Applications. 2008. Т. 55. № 5. P. 1237–1247.

13. **Korovkin N.V., Adalev A.S., Hayakawa M.** Identification of electric circuits described by ill-conditioned mathematical models // IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Fundamental Theory and Applications. 2006. Т. 53. № 1. P. 78–91.

14. **Korovkin N.V., Adalev A.S., Hayakawa M.** Identification of electric circuits: problems and meth-ods of solution accuracy enhancement. // Proceedings - IEEE International Symposium on Circuits and Systems “Proceedings - IEEE International Symposium on Circuits and Sys-tems 2005, ISCAS 2005” 2005. P. 980–983.

15. **Коровкин Н.В., Адалев А.С.** Метод локализации источника помехи в электрической схеме. // Известия Российской академии наук. Энергетика. 2009. № 4. С. 98.

16. **Коровкин Н.В., Лысенко Г.С.** Технология локализации источников помех в энергосистемах. // Известия Российской академии наук. Энергетика. 2013. № 2. С. 121–130.

17. **Коровкин Н.В., Приходченко Р.В., Тухас В.А.** Проблемы поиска источника помех в электросетях общего назначения // Технологии электромагнитной совместимости. 2011. № 1. С. 50–58.

18. **Коровкин Н.В., Миневич Т.Г.** Универсальный метод построения макромоделей устройств по частотным характеристикам // Изв. высших учебных заведений России. Радиоэлектроника. 2006. № 3. С. 54–61.

19. **Демирчян К.С., Ракитский Ю.В., Бутырин П.А.** Проблемы численного моделирования процессов в электрических цепях. // Известия Российской академии наук. Энергетика. 1982. № 2. С. 94.

20. **Боронин В.Н., Коровкин Н.В., Миневич Т.Г.** Определение параметров и расчетных процессов в линиях электропередач // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2006. № 2(44). С. 47–59.

21. **Коровкин Н.В., Сморгонский А.В.** Анализ электромагнитной обстановки на электрических подстанциях и станциях // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2010. № 2(95). С. 19–24.

22. **Силин Н.В., Коровкин Н.В., Шамкин И.С.** Электромагнитная паспортизация высоковольтного электроэнергетического оборудования. // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2010. № 2(95). С. 120–125.

23. **Силин Н.В., Коровкин Н.В., Шамкин И.С.** Об особенностях организации эксплуатационного обслуживания высоковольтного оборудования // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2010. № 2(100). Т. 2. С. 19–22.

REFERENCES

1. **Mozgalevskiy A.V., Kalyavin V.P.** Sistemy diagnostirovaniya sudovogo oborudovaniya: ucheb. Posobiye. L.: Sudostroyeniye, 1987. (rus)

2. Tekhnicheskiye sredstva diagnostirovaniya: Spravochnik / V.V. Klyuyev, P.P. Parkhomenko, V.P. Kalyavin [i dr]. M.: Mashinostroyeniye, 1989. 630 s. (rus)

3. 3. **Kalyavin V.P.** Osnovy teorii nadezhnosti i diagnostiki: Uchebnik. SPb.: Izd-vo «Elmor», 1998. 172 s. (rus)

4. **GOST 27.911-89**. Tekhnicheskaya diagnostika. Terminy i opredeleniya. – M.: Izd-vo standartov, 1990. (rus)

5. **Pankin A. M., Korovkin N.V.** Diagnostika elektroenergeticheskikh ustroystv i sistem: ucheb. Posobiye. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2013. 302 s. (rus)

6. **Arkadov G.V., Pavelko V.I., Usanov A.I.** Vibr shumovaya diagnostika VVER. M.: Energoatomizdat, 2004. 344 s. (rus)

7. **Arkadov G.V., Pavelko V.I., Finkel B .M.** Sistemy diagnostirovaniya VVER. M.: Energoatomizdat, 2010. 391 s. (rus)

8. **Pankin A. M.** K sozdaniyu malogabaritnoy sistemy diagnostirovaniya elektronnykh, elektrotekhnicheskikh blokov na osnove metodiki diagnostirovaniya elektricheskikh tsepey. *Sozdaniye novoy tekhniki dlya AES. Importozameshcheniye: II nauch.-tekhn. konf. Sochi, 19–23 maya 2003 g.* M., 2003. S. 75–83. (rus)

9. **Pankin A.M.** Vvedeniye v teoriyu diagnostirovaniya elektrotekhnicheskikh system. SPb.:Izd-vo Politekhn. un-ta, 2012. 264 s. (rus)

10. **GOST 27.002-89.** Nadezhnost v tekhnike. Osnovnye ponyatiya. Terminy i opredeleniya. M.: Izd-vo standartov, 1990. (rus)

11. **Pankin A. M., Basharin S.A.** Aspekty informativnosti izmereniy v zadachakh diagnostirovaniya parametrov elektricheskikh tsepey. *Metody i sredstva tekhnicheskoy diagnostiki :sb. nauchn. st.* Vyp. 17. Yoshkar-Ola, 2000. S. 65. (rus)

12. **Korovkin N.V., Adalev A.S., Hayakawa M**. Using linear relations between experimental characteristics in stiff identification problems of linear circuit theory. *IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Fundamental Theoryand Applications*. 2008. T. 55. № 5. S. 1237–1247. (eng)

13. **Korovkin N.V., Adalev A.S., Hayakawa M**. Identification of electric circuits described by ill-conditioned mathematical models. *IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Fundamental Theoryand Applications*. 2006. T. 53. № 1. S. 78–91. (eng)

14. **Korovkin N.V., Adalev A.S., Hayakawa M**. Identification of electric circuits: problems and methods of solution accuracy enhancement. M., Proceedings – IEEE International Symposium on Circuits and Systems "Proceedings. *IEEE International Symposium on Circuitsand Systems 2005, ISCAS 2005*" 2005. P. 980–983. (eng)

15. **Korovkin N.V., Adalev A.S.** Metod lokalizatsii istochnika pomekhi v elektricheskoy scheme. *Izvestiya Rossiyskoy akademi inauk. Energetika*. 2009. № 4. S. 98. (rus)

16. **Korovkin N.V., LysenkoG.S.** Tekhnologiya lokalizatsii istochnikov pomekh v energosistemakh. *Izvestiya Rossiyskoy akademii nauk. Energetika*. 2013. № 2. S. 121–130. (rus)

17. **Korovkin N.V., PrikhodchenkoR.V., TukhasV.A.** Problemy poiska istochnika pomekh v elektrosetyakh obshchego naznacheniya. *Tekhnologii elektromagnitnoy sovmestimosti*. 2011. № 1. S. 50–58. (rus)

18. **Korovkin N.V., Minevich T.G.** Universalnyy metod postroyeniya makromodeley ustroystv po chastotnym kharakteristikam. *Izv. Vysshikh uchebnykh zavedeniy Rossii. Radioelektronika*. 2006. № 3. S. 54–61. (rus.)

19. **Demirchyan K.S., RakitskiyYu.V., ButyrinP.A.** Problemy chislennogo modelirovaniya protsessov v elektricheskikh tsepyakh. *Izvestiya Rossiyskoy akademii nauk. Energetika*. 1982. № 2. S. 94. (rus)

20. **BoroninV.N., Korovkin N.V., Minevich T.G.** Opredeleniye parametrov i raschetnykh protsessov v liniyakh elektroperedach. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2006. № 2(44). S. 47–59. (rus)

21. **Korovkin N.V., Smorgonskiy A.V.** Analiz elektromagnitnoy obstanovki na elektricheskikh podstantsiyakh i stantsiyakh. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2010. № 2(95). S. 19–24. (rus)

22. **Silin N.V., Korovkin N.V., ShamkinI.S.** Elektromagnitnaya pasportizatsiya vysokovoltnogo elektroenergeticheskogo oborudovaniya. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2010. № 2(95). S. 120–125. (rus)

23. **Silin N.V., Korovkin N.V., ShamkinI.S.** Ob osobennostyakh organizatsii ekspluatatsionnogo ob-sluzhivaniya vysokovoltnogo oborudovaniya. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2010. № 1(100). T. 2. S. 19–22. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ПАНКИН Александр Михайлович – кандидат технических наук докторант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: panke@sbor.net

PANKIN Aleksandr M. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: panke@sbor.net

КОРОВКИН Николай Владимирович – доктор технических наук профессор, заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: nikolay.korovkin@gmail.com

KOROVKIN Nikolai V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: nikolay.korovkin@gmail.com

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.12
УДК 621.313.322

А.В. Недоливко, А.Н. Беляев

ПОВЫШЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ ТРАНЗИТНЫХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА НА ОСНОВЕ ПРИМЕНЕНИЯ ДАННЫХ МОНИТОРИНГА ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМОВ

A.V. Nedolivko, A.N. Belyaev

IMPROVING THE INTERTIE TRANSIENT STABILITY BASED ON WIDE AREA MEASUREMENT SYSTEM DATA

В работе исследованы возможности применения дополнительного регулирования возбуждения и мощности по взаимным углам между роторами синхронных машин на основе данных мониторинга переходных режимов (WAMS/СМПР) для повышения уровня статической и динамической устойчивости межсистемной линии электропередачи 330 кВ Кольская АЭС – Карельская энергосистема – Киришская ГРЭС. Разработана методика построения областей равного ускорения для произвольных параметров и конфигурации электроэнергетической системы, позволившая выбрать оптимальные с точки зрения динамической устойчивости характеристики дополнительных обратных связей в системах регулирования возбуждения и мощности генераторов по взаимному углу и его производным. Показано, что введение управления по взаимному углу с использованием системы GPS/ГЛОНАСС является технически оправданным средством по повышению динамической устойчивости межсистемных связей.

МЕЖСИСТЕМНАЯ ЛИНИЯ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ; СИСТЕМА МОНИТОРИНГА ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМОВ; СТАТИЧЕСКАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ; ДИНАМИЧЕСКАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ; СИНХРОННЫЙ ГЕНЕРАТОР; АВТОМАТИЧЕСКИЙ РЕГУЛЯТОР ВОЗБУЖДЕНИЯ; АВТОМАТИЧЕСКИЙ РЕГУЛЯТОР ЧАСТОТЫ И МОЩНОСТИ.

Transient stability enhancement is an important issue for all large power systems in the world, especially in case of widespread blackouts. In order to increase the transient stability level, various technical devices and methods are developed in electrical power systems, such as the wide area control system (WACS). We have proposed a method for assessing the transient stability level on the basis of calculating the equal acceleration/deceleration areas, similarly to D-decomposition in small-signal stability analysis, and used it for finding the optimal settings of excitation (AVR+PSS) and governing control (AGC) with additional signals from wide area measurement system (WAMS) in a 330 kV Kola-Karelian Intertie test model.

INTERTIE, SMALL SIGNAL STABILITY; TRANSIENT STABILITY; SYNCHRONOUS GENERATOR; AUTOMATIC VOLTAGE REGULATOR; POWER SYSTEM STABILIZER; AUTOMATIC LOAD-FREQUENCY CONTROL; WIDE AREA MEASUREMENT SYSTEM.

Введение

Система WAMS (от англ. «wide area measurement system»), или СМПР (система мониторинга переходных режимов), получила широкое распространение в энергетике многих стран мира [1, 2]. Опыт ее использования позволил выявить основные направления практического применения [3, 4], в числе которых верификация цифровых моделей энергосистем, мониторинг напряжений в узлах сети, анализ произошедших аварий и т. п.

Построение управления по параметрам переходного процесса – взаимным углам и скольжениям – непростая техническая задача. Это связано, главным образом, с неточностью измерений указанных параметров, ненадежностью используемых каналов телепередачи вследствие повышенной загрузки другой необходимой информацией, а также из-за наведенных электромагнитных помех [9, 10]. Благодаря синхронности измерений в СМПР появляется возможность контролировать параметры, которые для задачи управления переходными режимами обладают наибольшей информативностью (рис. 1).

Основная цель нашей работы – обосновать необходимость при управлении транзитной электропередачей переменного тока применять для повышения уровня статической и динамической устойчивости дополнительное регулирование возбуждения и мощности генераторов примыкающих электрических станций по данным систем мониторинга переходных режимов.

Решаются следующие основные задачи:

1. Исследование целесообразности внедрения дополнительных обратных связей по взаимному углу и его производным в системах регулирования (АРВ и АРЧМ) эквивалентных генераторов электростанций тестовой электроэнергетической системы (ЭЭС) и выбор настроечных параметров этих связей на основе совместного расчета областей *D*-разбиения и собственных значений матрицы переменных состояния.

2. Исследование влияния новых каналов регулирования по взаимным параметрам на динамическую устойчивость тестовой модели ЭЭС на основе совместного применения расчета переходных процессов и «правила площадей».

3. Верификация полученных алгоритмов управления на примере упрощенной схемы межсистемной электропередачи 330 кВ Кольская АЭС – Карельская энергосистема – Киришская ГРЭС.

Методика оценки запасов динамической устойчивости

Расчет динамической устойчивости требует решения существенно нелинейной задачи большой размерности с использованием методов численного интегрирования. Другим подходом к проблеме анализа динамической устойчивости является графический метод – «правило площадей». Этот метод заключается в оценке поведения произвольной системы на основе закона сохранения энергии без построения кривых качаний ротора. Все представленные далее расчеты выполнены при помощи разработанной авторами методики оценки запасов динамической устойчивости, основанной на совместном применении правила площадей и построении кривых переходных процессов во временной области. Расчет переходных процессов во временной области дает информацию о «критических» машинах, являющихся причиной потери синхронизма в системе. Эта информация позволяет быстро и точно оценить пределы устойчивости – предельные времена отключения и предельные взаимные углы роторов [5], а также проанализировать влияние тех или иных параметров на величину площадей ускорения и торможения и, как следствие,

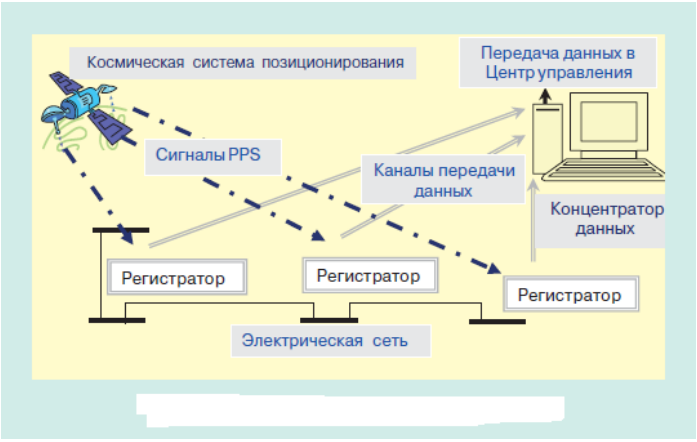


Рис. 1. Структурная схема системы мониторинга переходных режимов

изменение уровня динамической устойчивости. Визуализация полученной информации (по аналогии с построением областей *D*-разбиения при расчетах статической устойчивости) позволяет сформулировать минимально необходимые технические требования к силовому оборудования и его системам управления.

При возникновении возмущения с помощью программы расчетов переходных процессов во временной области производится анализ заданной аварийной ситуации для достаточно малых времен отключения коротких замыканий и далее выполняются следующие действия:

1) вычисляется кривая взаимного ускорения между двумя генераторами по следующей формуле:

$$\delta_{12}^{''} = \frac{d^2}{dt^2}\left(\delta_1 - \delta_2\right) = \frac{\omega_c}{T_{J1}}\left(P_{T1} - P_1\right) - \frac{\omega_c}{T_{J2}}\left(P_{T2} - P_2\right),$$

где δ_{12} – взаимный угол между поперечными осями базисного генератора и критической машины; ω_c – синхронная частота; T_{J1} – механическая инерционная постоянная базисного генератора; T_{J2} – механическая инерционная постоянная критической машины; P_{T1} – механическая мощность на валу базисного генератора; P_{T2} – мощность механизма, приводимого во вращение критической машиной; P_1 – электромагнитная мощность базисного генератора; P_2 – электромагнитная мощность критической машины;

2) интегрированием по взаимному углу кривой взаимного ускорения $\delta_{12}^{''}$ на интервалах времени, соответствующих ускорению и торможению роторов, с помощью правила площадей определяется, устойчива ли система динамически, а также рассчитываются величины площадей ускорения, торможения и их суммы для заданной комбинации искомых параметров (рис. 2);

3) варьируя два любых параметра исходной модели системы в некотором диапазоне величин, формируют соответствующие матрицы величин площадей, определяющие уровень динамической устойчивости ЭЭС.

Полученная таким образом информация об уровнях динамической устойчивости системы визуализируется на плоскости линиями равных значений, причем оси абсцисс и ординат соответствуют искомым параметрам, например коэффициентам регулирования, а по виртуальной оси *Z* откладывается какая-либо из рассчитанных величин (по умолчанию таковой является площадь ускорения). Диапазон оптимальных значений искомых параметров будет определяться минимальными уровнями взаимного ускорения роторов генераторов.

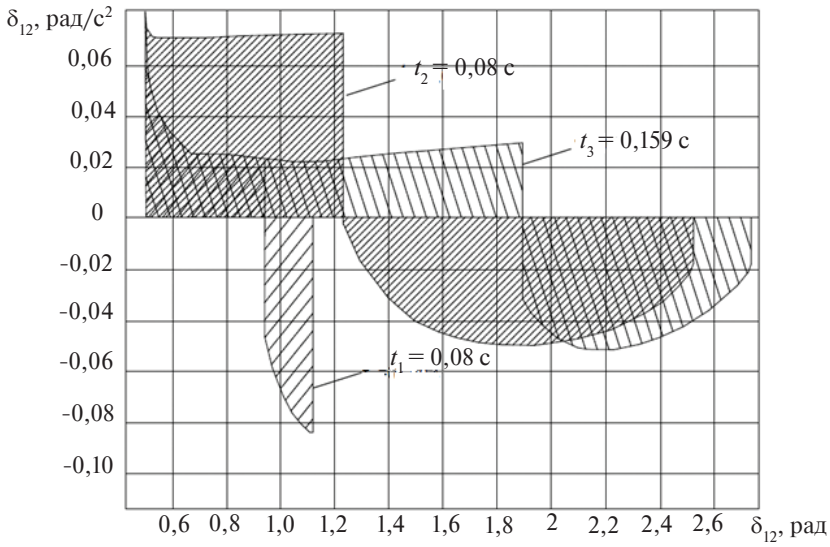


Рис. 2. График зависимости ускорения от взаимного угла: t_1 – предельная длительность трехфазного короткого замыкания (0,08 с) без регулирования по взаимным параметрам; t_2 – та же длительность трехфазного короткого замыкания (0,08 с) с регулированием по взаимным параметрам; t_3 – предельная длительность трехфазного короткого замыкания (0,159 с) с регулированием по взаимным параметрам

Тестовая модель межсистемной линии электропередачи 330 кВ Кольская АЭС – Киришская ГРЭС

Покажем возможность применения систем регулирования по данным СМПР для межсистемной электропередачи 330 кВ Кольская АЭС – Карельская энергосистема – Киришская ГРЭС (энергосистема Ленинградской области). Эквивалентная схема Кола-Карельского транзита представлена на рис. 3.

Из-за недостаточной пропускной способности транзита имеет место недоиспользование возможной выработки электроэнергии Кольской АЭС и «запертая» мощность в Кольской и Карельской энергосистемах. Транзит загружен в направлении выдачи мощности в энергосистему Республики Карелия и далее в энергосистему Санкт-Петербурга и Ленинградской области. Большую часть времени его загрузка достигает максимально возможной величины 550–580 МВт.

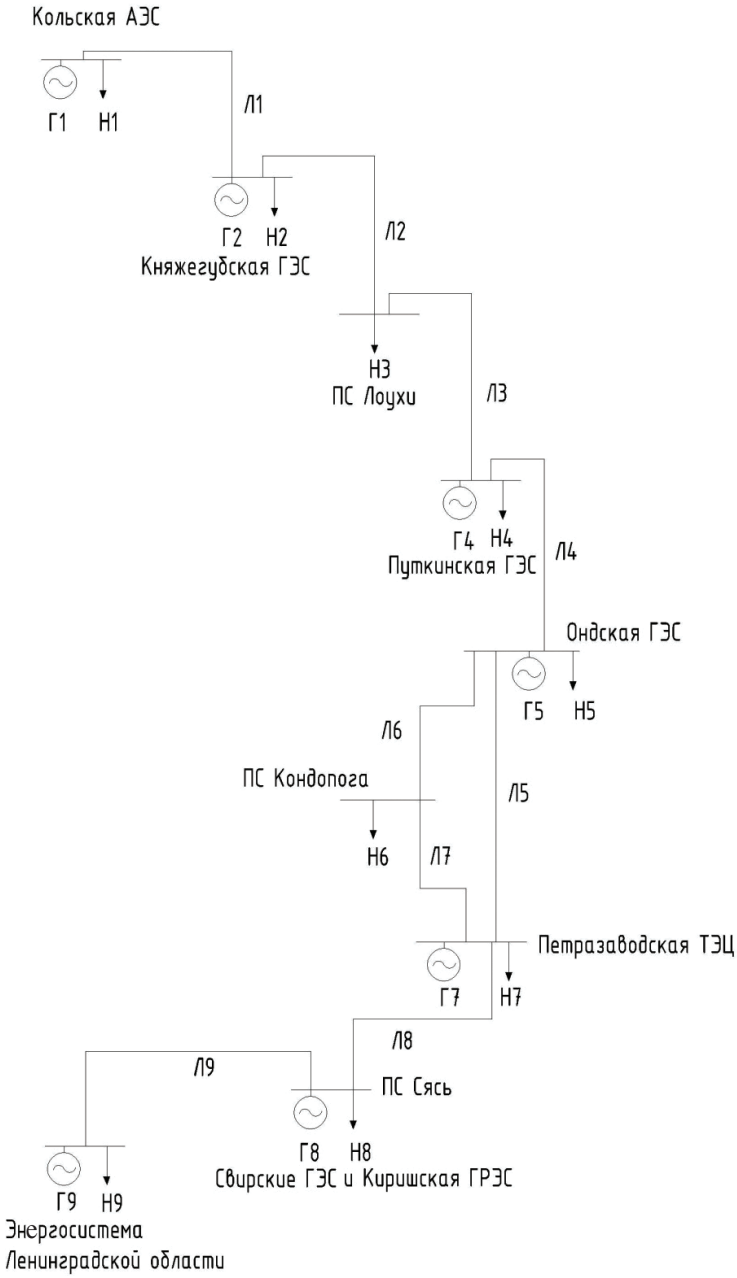


Рис. 3. Эквивалентная схема Кола-Карельского транзита

При таком достаточно плотном графике использования пропускной способности электрической сети (около 7000 час.) на транзите Колэнерго – Карелэнерго – Ленэнерго затруднен вывод в ремонт ВЛ 330 кВ, формирующих этот транзит. Кроме того, большинство аварийных отключений ВЛ 330 кВ, отходящих от шин Кольской АЭС, требует вывода из работы одного–трёх турбогенераторов АЭС. Однако в настоящее время для повышения пропускной способности указанного транзита осуществляется сооружение второй ВЛ 330 кВ. Поэтому будем рассматривать случай двухцепного исполнения транзита и полной выдачи мощности Кольской АЭС.

Описание переходных процессов в синхронных генераторах выполнено на основании системы уравнений Парка–Горева в относительных единицах взаимного типа без учета влияния быстропереходных процессов в статорных контурах [5]. Для участков линий электропередачи сравнительно небольшой длины можно использовать модель с сосредоточенными параметрами: активное и реактивное сопротивление линии $r_л$ и $x_л$, активную и емкостную проводимости линии $g_л$ и $b_л$. В первом приближении достаточно представить нагрузку постоянной проводимостью. Перераспределение величины нагрузок соответствует изменению режима работы межсистемной электропередачи, а также дает возможность моделировать режимы зимнего максимума и летнего минимума нагрузок. Упрощенная модель автоматического регулятора возбуждения сильного действия, разработанная ВНИИЭлектромаш [6], дополнена каналом по отклонению абсолютного угла между поперечными осями роторов синхронных генераторов (рис. 4, *а*). Для уточненного моделирования процессов в паровых турбинах используется, как известно, набор из 15 дифференциальных уравнений [8]. Однако для предварительной оценки целесообразности применения в управлении возбуждением и мощностью генераторов данных СМПР в работе используется упрощенная модель (рис. 4, *б*). Канал по отклонению абсолютного угла – инерционным звеном первого порядка, канал второй производной угла представляется инерционным дифференцирующим звеном второго порядка, причем их постоянные времени определяют запаздывание в цепях измерения, преобразования и передачи сигналов векторов напряжения между разными частями энергообъединения (они составляют величину порядка 0,2 с). Предполагается введение управления по взаимным параметрам на Кольской АЭС (эквивалентный генератор Г1) и Киришской ГРЭС (эквивалентный генератор Г8), как наиболее мощных, современных и режимообразующих станциях данного района.

Оценка статической устойчивости исходной модели ЭЭС при наличии традиционных каналов регулирования с оптимальными настройками и отсутствии регулирования по взаимным параметрам выполнена с помощью расчета корней характеристического полинома системы уравнений исследуемой модели, которые равны следующим значениям:

-0,837 ± *j*6,020;	-0,558 ± *j*6,981;	-0,405;
-0,706 ± *j*2,893;	-0,525 ± *j*0,124;	-0,370;
-0,666;	-0,492 ± *j*10,241;	-0,347;
-0,653 ± *j*9,986;	-0,491 ± *j*5,357;	-0,239.

По полученным значениям можно сделать вывод о том, что система обладает высокой степенью демпфирования колебаний, поскольку в реальных ЭЭС качество регулирования варьируется в диапазоне $|\alpha| \approx 0{,}1–0{,}2$ 1/с.

Можно показать, что введение дополнительных обратных связей не приведет к существенному улучшению показателей колебательной устойчивости [7]. Регулирование по углу в автоматическом регуляторе возбуждения аналогично применению пропорционально-дифференциального регулятора по напряжению и может повлиять главным образом на апериодическую устойчивость. В таких условиях применение дополнительной обратной связи будет избыточным. Стоит отметить, что результат не изменяется при уменьшении постоянных времени каналов АРВ генераторов.

Применение данных СМПР для управления Кола-Карельским транзитом

Определим влияние обратной связи по взаимным параметрам на динамическую устойчивость Кола-Карельского транзита. Вначале рассчитаем предельное время отключения трехфазного короткого замыкания на шинах

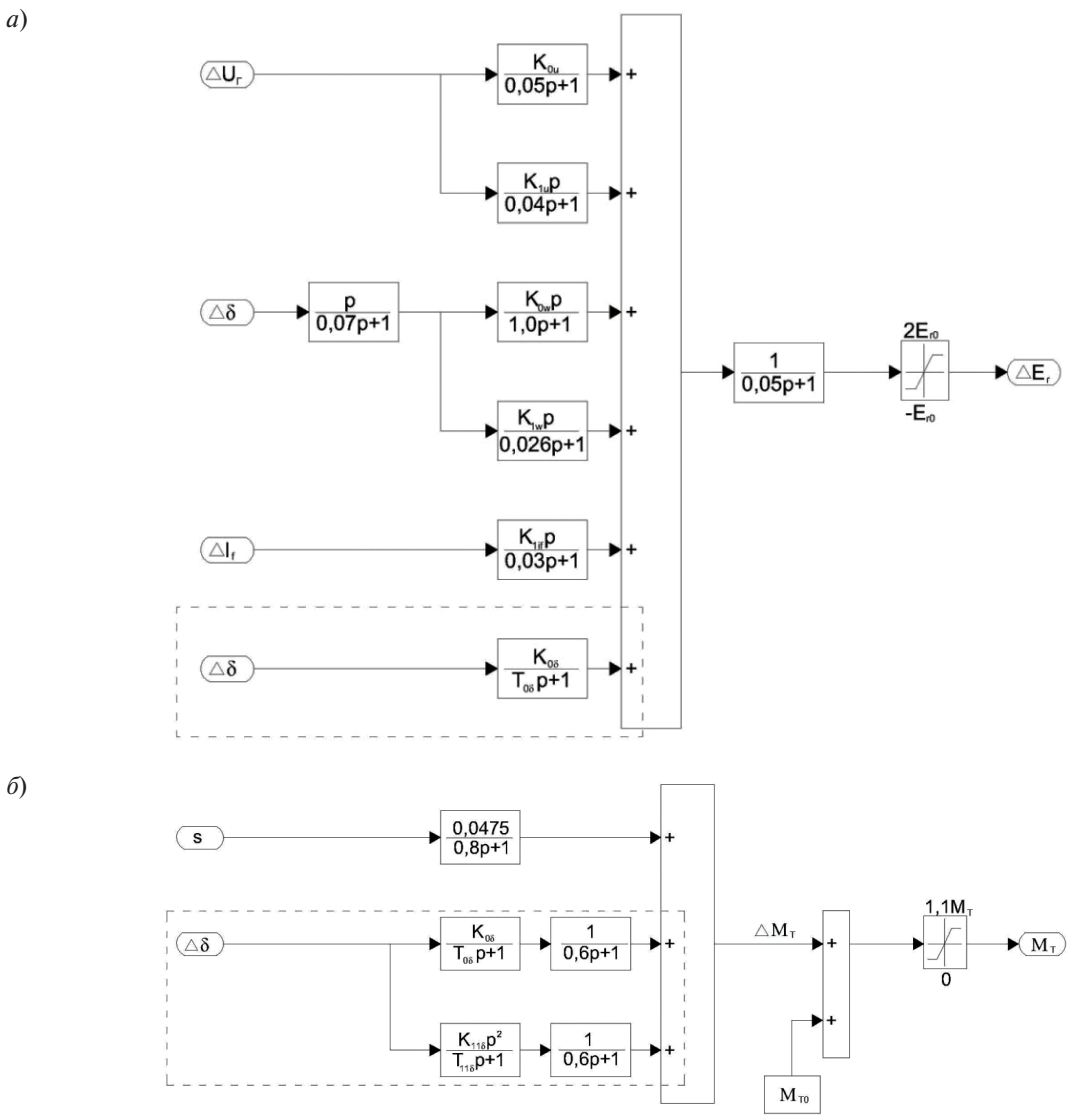


Рис. 4. Упрощенные схемы АРВ (*а*) и АРЧМ (*б*)

определенных станций (с наименьшим временем отключения; см. таблицу, первую строку).

Из таблицы видно, что наименьшее предельное время короткого замыкания – на шинах Кольской АЭС, однако и при повреждениях в других местах предельное время мало. Поэтому для этих случаев и будем рассматривать влияние дополнительных обратных связей по взаимным параметрам.

Построим кривые равных площадок ускорения в плоскости коэффициентов по отклонению угла и его второй производной в АРЧМ Г1 и Г8 (рис. 5) при коротком замыкании на шинах Кольской АЭС (Г1).

В верхней части рис. 5 располагаются области с наибольшей площадью ускорения. Рассматривая их совместно с кривыми равного затухания (здесь не показаны), можно сделать вывод, что эти области либо соответствуют статической неустойчивости, либо располагаются близко к границе устойчивости [7]. Поэтому данные параметры не могут быть использованы.

При увеличении (по модулю) коэффициента обратной связи по второй производной угла происходит уменьшение площади ускорения, однако такие большие величины ведут к избыточности сигналов управления. Например, при трехфазных коротких замыканиях будут происходить резкие

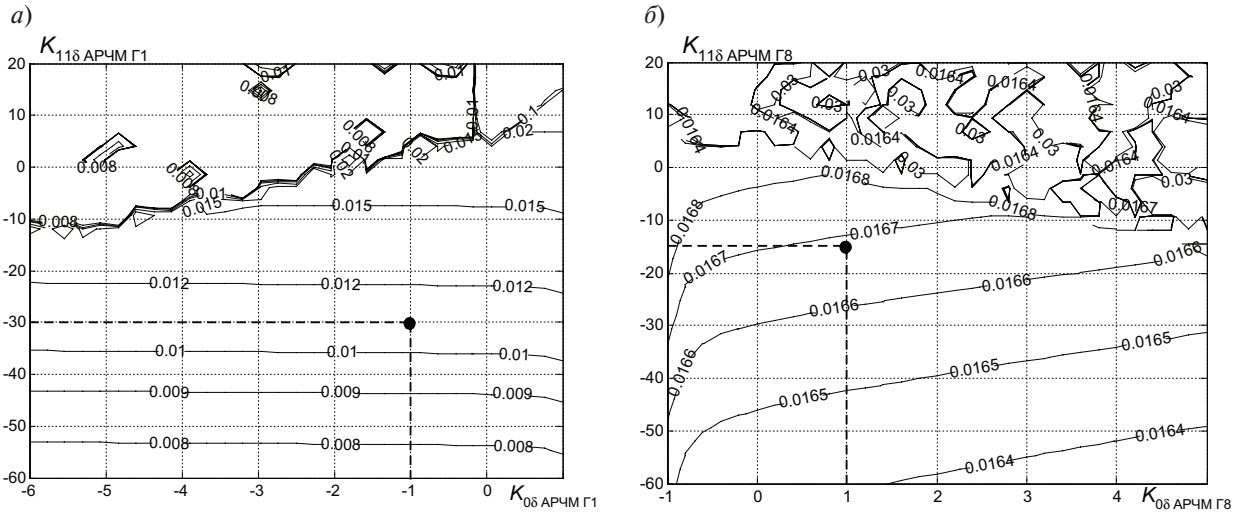


Рис. 5. Кривые равных площадок ускорения в плоскости коэффициентов по отклонению угла и его второй производной в АРЧМ Г1 (*а*) и Г8 (*б*)

колебания механического момента турбины, и такой режим работы турбины не может считаться оптимальным, особенно при учете различных значений постоянных времени на сброс и набор мощности.

Рис. 5 показывает влияние изменения коэффициентов на величину площадей ускорения. Наиболее существенный эффект вносит управление на генераторе Г1, однако для достижения оптимальных условий работы оборудования целесообразно одновременно использовать управление по взаимным параметрам на генераторах Г1 и Г8. Исходя из вышеизложенного выберем следующий набор коэффициентов:

$$K_{0\delta\ АРЧМ\ Г1} = -1\ ;\ K_{11\delta\ АРЧМ} = -30;\ K_{0\delta\ АРЧМ\ Г8} = 1;$$
$$K_{11\delta\ АРЧМ\ Г8} = -15.$$

Для поиска возможности обеспечения более высокого качества демпфирования построим области колебательной устойчивости и кривые равного затухания в пространстве следующих параметров: коэффициентов регулирования каналов по отклонению угла в системах АРЧМ и АРВ Г1 (рис. 6, *а*) и коэффициентов регулирования каналов по отклонению угла и частоты АРВ Г1 (рис. 6, *б*).

Для улучшения качества демпфирования колебаний введем обратную связь по отклонению угла в АРВ, а также скорректируем коэффициент обратной связи по отклонению частоты:

$$K_{0\delta\ АРВ\ Г1} = 12;\ K_{0\omega\ АРВ\ Г1} = 1.$$

Аналогично можно показать, что ни введение дополнительного канала, ни корректировки коэффициента обратной связи по отклонению частоты на эквивалентом генераторе Г8 не требуется.

Рассчитаем предельное время отключения трехфазного короткого замыкания при наличии управления по взаимным параметрам. Из нижней строки таблицы видно, что введение такого управления на двух станциях Кола-Карельского транзита увеличивает предельное время отключения трехфазного короткого замыкания на шинах станций практически в два раза.

Предельное время отключения короткого замыкания

Наличие регулирования по взаимным параметрам	$\Delta t_{КЗ}$, с, для разных мест короткого замыкания		
	на шинах Г1	на шинах Г2	на шинах Г8
Без регулирования	0,080	0,117	0,133
С регулированием	0,159	0,212	0,211

На рис. 7 изображены взаимные углы генераторов при трехфазном коротком замыкании на шинах эквивалентного генератора Г1 продолжительностью 0,159 с, иллюстрирующие сохранение динамической устойчивости.

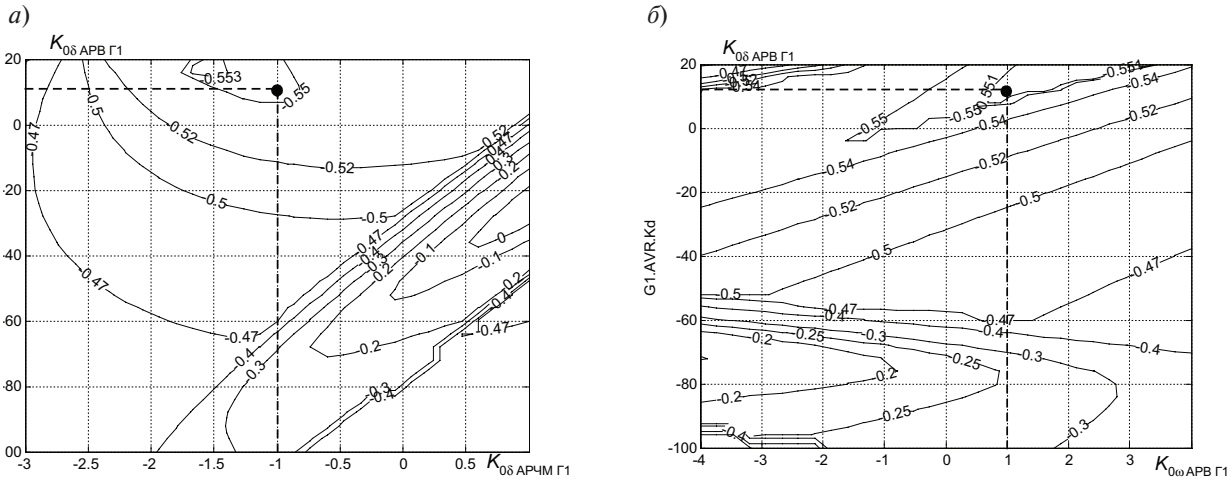


Рис. 6. Области колебательной устойчивости и кривые равного затухания в пространстве следующих параметров: коэффициентов регулирования АРЧМ и АРВ-СД Г1 по отклонению угла *(а)* и коэффициентов регулирования АРВ-СД Г1 по каналам отклонений угла и частоты *(б)*

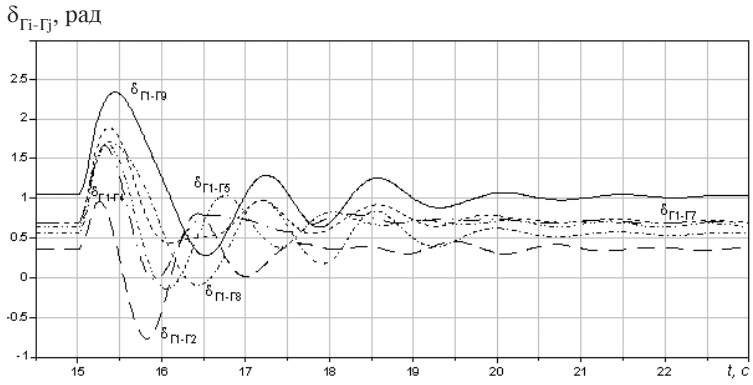


Рис. 7. Изменение взаимных углов между роторами генераторов при трехфазном коротком замыкании предельной длительности

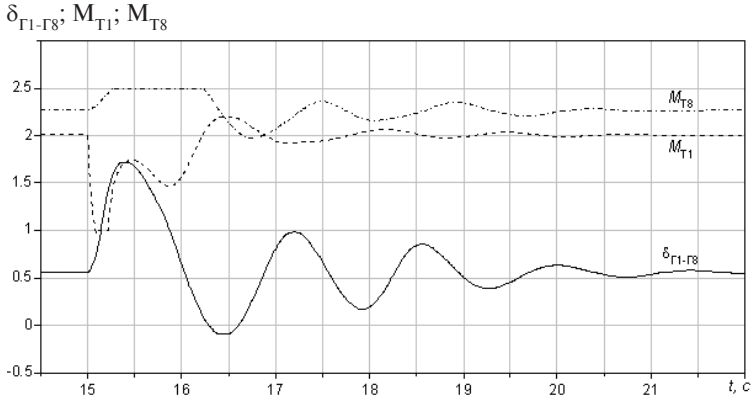


Рис. 8. Изменения во времени механического момента турбины Г1 (- - -) и Г8 (- · - · -) и взаимного угла (———)

Повышение динамической устойчивости также можно увидеть и по взаимному ускорению роторов генераторов (Г1 и Г8) от угла на рис. 2. На нем показаны площади ускорения и торможения

при трехфазном коротком замыкании на шинах Кольской АЭС длительностью 0,08 с для случаев без регулирования (▨) и с ним (▨). Из графика видно, что введение управления направлено главным образом на изменение площади ускорения, которая уменьшается в 0,048/0,022 = 2,2 раза.

Рассмотрим поведение при трехфазном коротком замыкании на шинах Г1 продолжительностью 0,159 сек. механических моментов турбины генераторов Г1 и Г8 и взаимного угла между роторами данных генераторов (рис. 8).

Из представленного графика видно влияние дополнительных обратных связей на момент турбины каждого генератора. С увеличением угла происходит быстрый набор мощности генератора Г8 и разгрузка Г1, причем скорость изменения мощности в первоначальный момент разная, а затем выравнивается, что объясняется разными величинами коэффициентов обратных связей по взаимным параметрам, главным образом – по второй производной угла.

Введение одновременного регулирования на двух станциях существенно уменьшает продолжительность разгрузки турбины генератора Г1 (почти в 2 раза). При этом происходит увеличение до предельного значения момента турбины генератора Г8 на 1 с, что требует резерва мощности приемной части системы. Поэтому выбор места управления зависит от нахождения баланса между приемлемыми режимами работы оборудования станции и уровнем динамической устойчивости.

По истечении 7 с после аварийного возмущения система возвращается в исходный режим, что свидетельствует о высоком качестве демпфирования колебаний.

Выводы

1. Расчетами статической и динамической устойчивости упрощенного эквивалента межсистемной линии электропередачи 330 кВ Кольская АЭС – Карельская энергосистема – Киришская ГРЭС обоснована необходимость применения систем регулирования по взаимным параметрам с использованием данных мониторинга переходных режимов (WAMS/СМПР).

2. Разработана методика построения областей равного ускорения для произвольных параметров систем регулирования и конфигурации ЭЭС, позволившая выбрать оптимальные с точки зрения динамической устойчивости характеристики дополнительных обратных связей АРВ и АРЧМ генераторов по взаимному углу и его производным.

3. Показано, что максимальные показатели статической устойчивости могут быть получены только регулированием по традиционным местным параметрам (напряжение, частота и их производные) без применения данных СМПР. Однако внедрение дополнительного регулирования по взаимным параметрам позволяет повысить уровень динамической устойчивости в два раза.

4. На примере упрощенной схемы межсистемной электропередачи 330 кВ Кольская АЭС – Карельская энергосистема – Киришская ГРЭС верифицирован алгоритм управления и доказан положительный эффект от него.

Таким образом, введение управления по взаимному углу с использованием системы GPS/ГЛОНАСС – технически оправданное средство повышения динамической устойчивости межсистемных связей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **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.

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

3. **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. № 3. P. 1643–1650.

4. **Куликов Ю. А.** Технология векторной регистрации параметров и ее применение для управления режимами ЕЭС России // Электро. Электротехника. Электроэнергетика. Электротехническая промышленность. 2011. № 2. С. 2–5.

5. **Беляев А.Н.** Повышение динамической устойчивости автономных энергосистем нефтегазодобывающих комплексов на основе электрического

торможения // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Основной выпуск. 2008. № 4(63). С. 163–169.

6. **Юрганов А.А., Кожевников В.А**. Регулирование возбуждения синхронных генераторов. СПб.: Наука, 1996. 138 с.

7. **Недоливко А.В., Стогов А.Ю., Беляев А.Н.** Повышение управляемости объединенных и автономных электроэнергетических систем по данным СМПР // Материалы VII международной научно-технической конференции «Электроэнергетика глазами молодежи». Казань: Казан. гос. энерг. ун-т, 2016. Т. 2. С. 339–342.

8. **Дорошенко Г.А., Любан Е.А.** Уточнение уравнений динамики регулирования турбин К-300-240 ЛМЗ при больших возмущениях // Теплоэнергетика. 1970. № 7. С. 28–37.

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

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

REFERENCES

1. **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.

2. **Zhukov A., Kulikov Yu., Demchuk A., Matskevich I.** Sistema monitoringa perekhodnykh. *Elektroenergiya. Peredacha i raspredeleniye*. 2010. № 2. P. 52–57. (rus)

3. **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. № 3. P. 1643–1650.

4. **Kulikov Yu.A.** Tekhnologiya vektornoy registratsii parametrov i yeye primeneniye dlya upravleniya rezhimami YeES Rossii. *Elektro. Elektrotekhnika. Elektroenergetika. Elektrotekhnicheskaya promyshlennost*. 2011. № 2. P. 2–5.(rus)

5. **Belyayev A.N.** Povysheniye dinamicheskoy ustoychivosti avtonomnykh energosistem neftegazodobyvayushchikh kompleksov na osnove elektricheskogo tormozheniya. *St.Petersburg State Polytechnical University Journal*. St.Petersburg: SPbGPU Publ. 2008. № 4(63). P. 163–169. (rus)

6. **Yurganov A.A., Kozhevnikov V.A.** Regulirovaniye vozbuzhdeniya sinkhronnykh generatorov. SPb.:Nauka, 1996. 138 p. (rus)

7. **Nedolivko A.V., Stogov A.Yu., Belyayev A.N.** Povysheniye upravlyayemosti obyedinennykh i avtonomnykh elektroenergeticheskikh sistem po dannym SMPR. *Materialy VII mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii «Elektroenergetika glazami molodezhi – 2016»*. Kazan: Kazan. gos. energ. un-t, 2016. T. 2. S. 339–342. (rus.)

8. **Doroshenko G.A., Lyuban Ye.A.** Utochneniye uravneniy dinamiki regulirovaniya turbin K-300-240 LMZ pri bolshikh vozmushcheniyakh. *Teploenergetika. 1970*. № 7. P. 28–37. (rus)

9. **Andreyuk V.A.** Ispolzovaniye absolyutnogo ugla dlya upravleniya perekhodnymi rezhimami energosistemy. *Izvestiya NII postoyannogo toka*. 2011. № 65. P. 27–42. (rus.)

10. **Ayuyev B.** O sisteme monitoringa perekhodnykh rezhimov. *EnergoRynok*. 2006. № 2. P. 13–17. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

НЕДОЛИВКО Алексей Владимирович – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: nedolivko@gmail.com

NEDOLIVKO Aleksei V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: nedolivko@gmail.com

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

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

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.13
УДК 621.3

Г.В. Грешняков, Д.А. Селезнёв, Н.В. Коровкин

РЕГУЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ПОЛЯ В УСИЛИВАЮЩЕЙ ИЗОЛЯЦИИ СОЕДИНИТЕЛЬНЫХ КАБЕЛЬНЫХ МУФТ НА НАПРЯЖЕНИЕ 110 КВ

G.V. Greshnyakov, D.A. Seleznev, N.V. Korovkin

ELECTRIC FIELD REGULATION IN INCREASING ISOLATION CONNECTING CABLE JOINTS ON 110 KV

В статье речь идет о кабельной арматуре с емкостным методом регулирования. Рассматриваются ключевые аспекты моделирования конструкции элемента управления полем, выполненного в виде силиконового стресс-конуса соединительной кабельной муфты. Анализ выполнен при помощи компьютерного моделирования с использованием метода конечных элементов в специализированном программном комплексе Elcut Professional. В статье определены наиболее проблемные зоны в конструкции конуса. Рассчитаны зависимости напряжённости электрического поля в этих критических зонах от характерных геометрических и физических параметров конуса. Показана картина касательной и суммарной напряженностей электрического поля реально полученной конструкции стресс-конуса. Даны рекомендации по конструкции для получения оптимальной картины распределения напряженности электрического поля в кабельной разделке.

СТРЕСС-КОНУС; КАБЕЛЬНАЯ МУФТА; КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; РЕГУЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ПОЛЯ; УСИЛИВАЮЩАЯ ИЗОЛЯЦИЯ.

In this article, we will focus on cable accessories with a capacitive control method. It examines the key aspects of modeling the structure of the control field, made in the form of silicone stress cone connecting cable joint. The analysis is conducted with help a computer simulation using the finite element method in Elcut professional program. The article defines the problem areas in a design. Dependence to the electric field intensity calculated in the problem areas of the characteristic geometric and physical parameters of the stress cone. Recommendations give for optimal distribution pattern of the electric field in the cable cutting.

STRESS CONE; CABLE JOINT; COMPUTER MODELING; REGULATION OF THE ELECTRIC FIELD; REINFORCING ISOLATION.

Введение

Кабельная арматура высокого напряжения – один из наиболее ответственных элементов кабельной линии. Надёжность концевых и соединительных муфт напрямую зависит от совершенства их конструкции. Поэтому весьма актуален анализ неравномерности распределения электрического поля [1] и возможности ее снижения в усиливающей изоляции современных кабельных муфт, где материалом изоляции кабеля является сшитый полиэтилен (СПЭ), а в качестве материала усиливающей изоляции муфты используется эластомер – силиконовая резина. Цель такого анализа – оптимизация параметров ключевых элементов усиливающей изоляции муфты и конструкции муфты в целом. Для проведения анализа в теле муфты выделяются так называемые критические зоны, где существенно повышены напряженность и неоднородность электрического поля. Снижение и выравнивание поля в этих зонах представляет значительный практический интерес.

Вопросам анализа электрического поля в усиливающей изоляции кабельных муфт посвящено достаточное количество работ. В [2] изложена методология конструирования усиливающей изоляции концевых кабельных муфт на примере анализа электрического поля в кабельных разделках для кабелей с бумажно-пропитанной и масляно-бумажной изоляцией. В качестве материала усиливающей изоляции концевой муфты рассматривается кабельная бумага, пропитанная маслом. В [3] рассмотрены конструкции – соединительные муфты с эластомерной усиливающей изоляцией, которые могут применяться для соединения строительных длин кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена. При этом распределение электрического поля исследуется с помощью интегральных уравнений. В результате получена эмпирическая формула для расчёта тангенциальной составляющей напряжённости поля на границе раздела изоляции кабеля и эластомерной изоляции муфты (усиливающей изоляции). В [3] изложен общий подход, без привязки к конкретной конструкции усиливающей изоляции соединительной муфты, а следовательно, без выделения критических зон и анализа поля в них.

В настоящей статье рассматривается кабельная арматура с емкостным методом регулирования электрического поля. В качестве элемента регулирования в кабельной разделке используется двухкомпонентный эластомерный стресс-конус конкретной конструкции. Важно, что у соединительных муфт (рис. 1) по сравнению с концевыми [4–7] количество зон, где напряженность поля может превысить допустимые значения, увеличивается, а именно: появляется дополнительная зона – на границах полимерного высоковольтного электрода, расположенного над соединительной гильзой. Кроме того, в зависимости от соотношения между длиной гильзы и длиной высоковольтного полимерного электрода может возникнуть ещё одна критическая зона – у края гильзы.

Цель настоящей работы – получить на базе численного моделирования электрического поля оптимальную конструкцию стресс-конуса и соединительной муфты. Рассматриваемый критерий оптимальности – минимальное значение напряженности электрического поля (его тангенциальной составляющей) в выделенных критических зонах.

Методология

Формулировка задачи анализа электрического поля [8] для численного решения [9] основана на уравнении Пуассона [1]

$$\nabla(\varepsilon \cdot E) = \rho, \qquad (1)$$

а также на уравнении растекания токов в проводящей среде

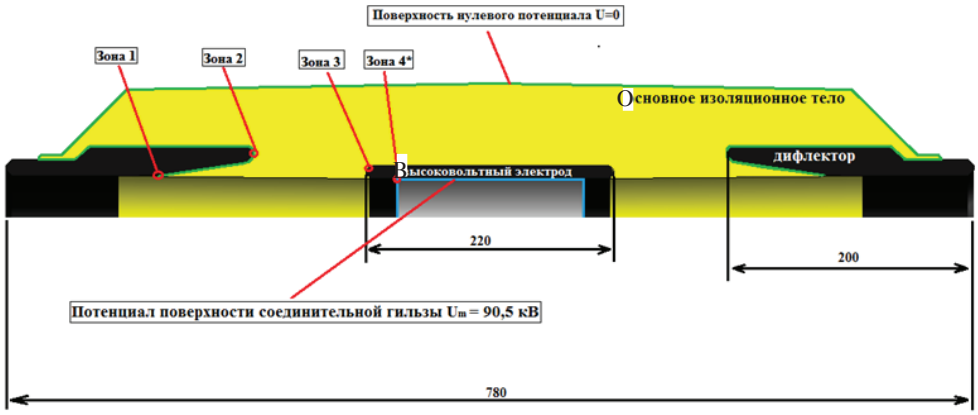


Рис. 1. Элементы конструкции стресс-конуса и критические зоны напряжённости поля:
зона 1– граница полимерного экрана по изоляции кабеля и дифлектора;
зона 2 – край дифлектора; *зона 3* – край полимерного высоковольтного электрода;
*зона 4** – край поверхности соединительной гильзы.
В задаче рассматривался наихудший вариант, когда нет скругления
(при несогласованном выборе длины высоковольтного электрода)

$$\nabla j = -i\omega\ \sigma, \qquad (2)$$

при учете закона Ома

$$j = \sigma\ E. \qquad (3)$$

Тогда уравнение для потенциала U приобретает вид

$$\nabla([\varepsilon - i\sigma / \omega]\nabla U) = 0. \qquad (4)$$

Здесь $\sigma = (\sigma_z, \sigma_r)$ – удельная проводимость, См/м; $\varepsilon = (\varepsilon_z, \sigma_r)$– абсолютная диэлектрическая проницаемость, Ф/м; j – комплекс вектора плотности тока, А/м^2; E – комплекс вектора напряженности электрического поля, В/м; U – комплексный электрический потенциал, В; $\omega = 2\pi\ f$ – циклическая частота, рад/с; i – мнимая единица. Решив (4) и используя связь

$$\mathbf{E} = -\mathrm{grad}\, U, \qquad (5)$$

можно рассчитать напряжённость электрического поля в любой точке модели. Задача (4) решается в цилиндрической системе координат. Граничные условия Дирихле заданы следующим образом: $U = U_m = 64\sqrt{2}$ кВ на поверхности жилы (соответственно и на поверхности соединительной гильзы); $U = 0$ на поверхности экрана кабеля. На остальных границах предполагаются естественные граничные условия, соответствующие нулевой нормальной составляющей электрического поля $E_n = 0$.

Решение уравнений (1)–(5) проводится с помощью метода конечных элементов (МКЭ). Программным продуктом, генерирующим сетку конечных элементов и реализующим на ней решение уравнений, является специализированный комплекс на базе диалоговой вычислительной системы ELCUT [9, 10].

Типичные зависимости от длины высоковольтного электрода напряженности электрического поля в зонах 3 и 4 представлены на рис. 2. Если соединительная гильза короче высоковольтного электрода менее чем на 10 мм, происходит резкое увеличение напряженности в критической зоне 3. При длине гильзы большей, чем длина высоковольтного электрода, появляется новая критическая зона (у края гильзы), значение напряженности в которой много больше значения напряженности у края высоковольтного электрода.

Исследование зависимости напряженности в зонах 3,4 от длины высоковольтного электрода при фиксированной длине дифлектора

Значения напряжённости поля в зонах 3, 4 для соединительной муфты класса 110 кВ в зависимости от длины высоковольтного электрода при фиксированном размере соединительной гильзы (150 мм) сведены в табл. 1.

При сравнении зависимости напряженности электрического поля от длины высоковольтного электрода при разных длинах соединительной гильзы было обнаружено, что характер зависимостей при длине гильзы 150 мм и при длине 160 мм практически один и тот же (рис. 3).

Анализ зависимостей, представленных на рис. 2, показывает, что при фиксированной длине дифлектора увеличение длины высоковольтного полимерного электрода начиная с определенного значения (зависящего от длины дифлектора) приводит к резкому увеличению напряжённости поля на краю электрода (зона 3).

При этом на краю соединительной гильзы (зона 4; см. рис. 2) с увеличением длины электрода напряжённость поля уменьшается. Наоборот, при укорочении электрода начиная

Таблица 1

Напряжённость *E* поля в зонах 3, 4 в зависимости от длины высоковольтного электрода для соединительной муфты класса 110 кВ

Длина высоковольтного электрода, мм	*E*, кВ/мм	
	Зона 3	Зона 4
280	5,11	0,0001
260	4,8	0,0008
200	4,79	0,0024
180	4,71	0,017
160	4,75	0,2
140	4,61	7,84

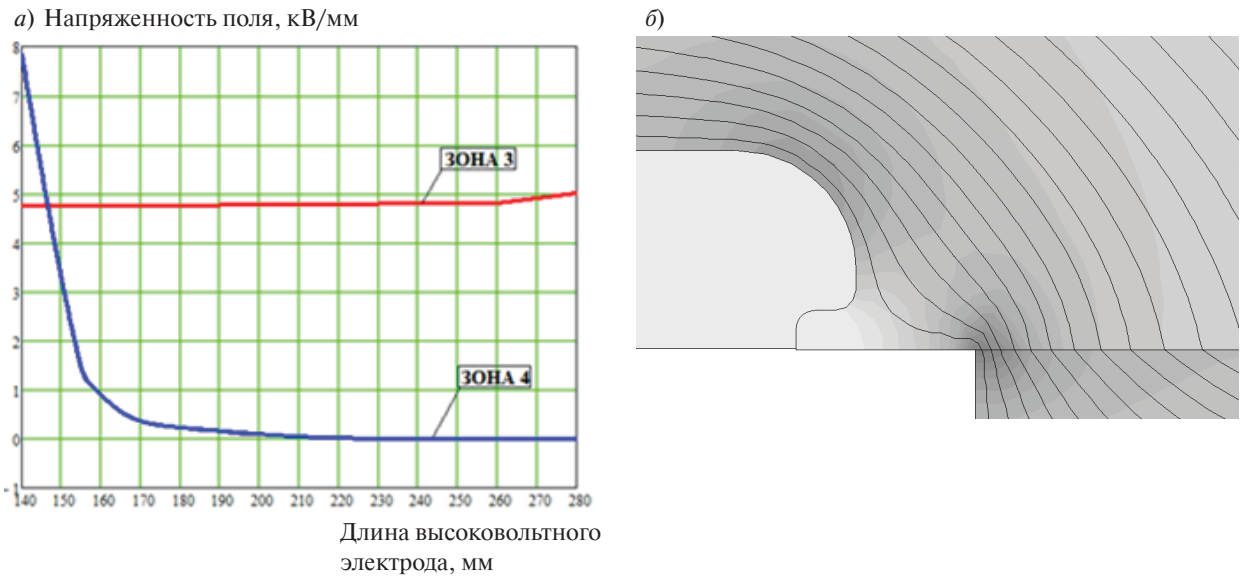


Рис. 2. Зависимости напряженностей электрического поля от длины высоковольтного электрода в зонах 3 и 4 (*а*) и цветовая диаграмма распределение напряженности электрического поля у края высоковольтного электрода (зона 3)(*б*). Длина электрода 140 мм

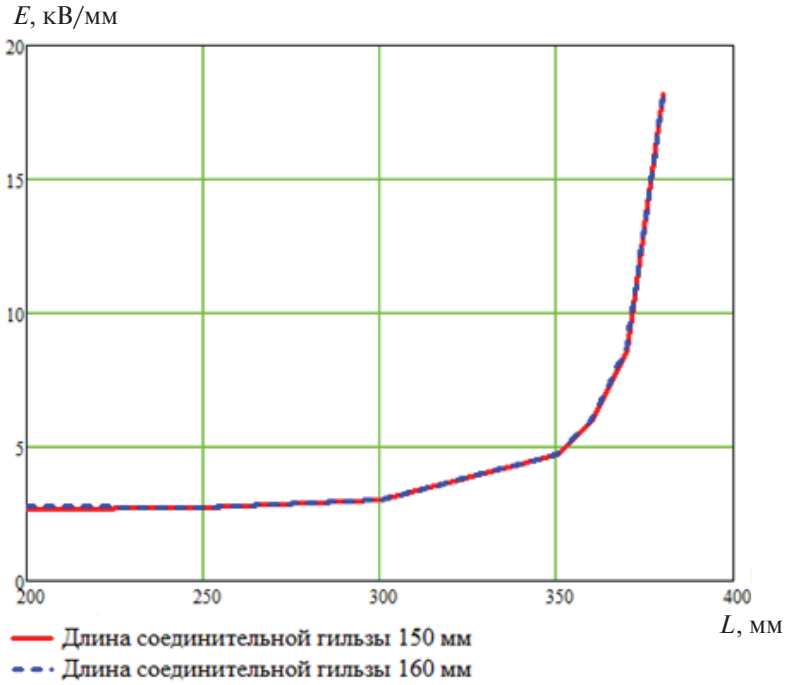


Рис. 3. Зависимости напряженностей электрического поля в зоне 3 (*б*) от длины *L* и 4 (*а*) высоковольтного электрода при длине соединительной гильзы 150 и 160 мм

с некоторого значения его длины происходит резкое увеличение напряжённости поля на краю гильзы (зона 4).

Таким образом при проектировании муфты необходимо согласовывать длину соединительной гильзы с длиной высоковольтного электрода, а длину высоковольтного электрода – с длиной проекции дифлектора на ось кабеля.

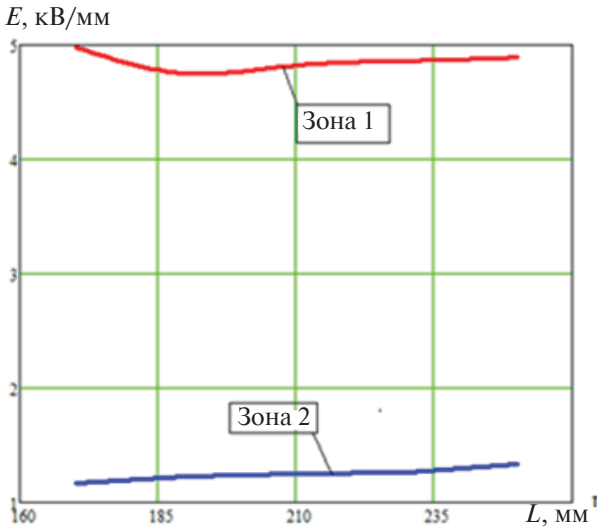


Рис. 4. Зависимость напряжённости поля в зонах 1,2 от длины дифлектора

Исследование зависимости напряженности электрического поля в зонах 1 и 2 от длины дифлектора при фиксированной длине высоковольтного электрода

Зависимости значений напряжённости поля в зонах 1 и 2 при разной длине дифлектора (имеется в виду проекция дифлектора на ось кабеля) сведены в табл. 2 и представлены на рис. 4.

Анализ зависимости, представленной на рис. 4, позволяет сделать вывод, что интенсивность поля в зоне 1 (граница дифлектора и изоляции кабеля) и в зоне 2 (край дифлектора) слабо зависит от длины последнего до определённого значения, начиная с которого (например, при длине полимерного электрода 180 мм – начиная с 200 мм) возрастает (сближение дифлектора и высоковольтного электрода). Следовательно, из соображений ограничения интенсивности поля не только в зонах 3, 4, но и в зонах 1, 2 длина проекции дифлектора на ось кабеля при фиксированной длине высоковольтного электрода не должна превышать некоторого критического значения. Это необходимо учитывать при проектировании усиливающей изоляции муфты.

Исследование зависимости напряжённости электрического поля от угла наклона дифлектора к оси кабеля (зона 1)

Анализ распределения напряженности поля показывает [6], что ее значение прямо пропорционально углу между касательной к начальному участку дифлектора и осью кабеля (углу наклона). Поэтому этот угол следует делать по возможности малым (критерий – возможности технологии изготовления).

Исследование зависимости напряжённости *E* электрического поля в зонах 1 и 2 от расстояния между высоковольтным электродом и дифлектором

В табл. 3 сведены данные по зависимости величины напряжённости электрического поля в критических зонах 1 и 2 от расстояния между краем дифлектора и высоковольтного электрода.

На рис. 5 приведена цветовая диаграмма распределения поля между дифлектором и высоковольтным электродом при расстоянии между ними равном 10 мм [6, 11].

Анализ данных из табл. 3 и цветовой диаграммы рис. 5 позволяет сделать вывод, что конструкция с расстоянием между дифлектором и высоковольтным электродом в 65 мм с точки зрения интенсивности поля в зонах 1 (начало дифлектора – граница с изоляцией кабеля) и 2 (окончание дифлектора) обеспечивает величину тангенциальной составляющей напряжённости электрического поля в зоне 1 – не более 1,1 кВ/мм, в зоне 2 – не более 2,78 кВ/мм.

Таблица 2

Напряжённость поля в зонах 1 и 2 при разной длине дифлектора

Длина дифлектора, мм	*E*, кВ/мм	
	зона 1 (п/п)	зона 2 (у края)
250	4,89	1,17
230	4,86	1,23
210	4,82	1,25
190	4,75	1,26
170	4,98	1,33

Таблица 3

Напряжённость электрического поля в зонах 1 и 2 от расстояния между краем дифлектора и высоковольтного электрода

Расстояние между дифлектором и высоковольтным электродом, мм	Напряженность поля вблизи дифлектора (зона 1) *E*, кВ/мм	Напряженность поля у высоковольтного электрода (зона 2) *E*, кВ/мм
65	1,10	2,78
55	1,20	2,80
45	1,47	2,93
35	1,91	3,12
25	2,67	3,51
10	5,50	6,00

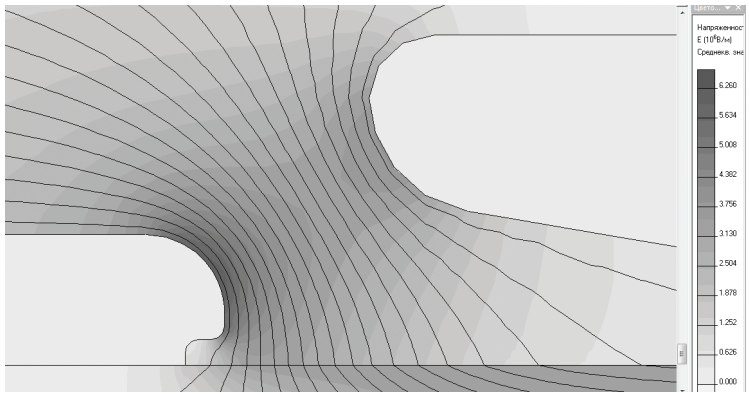


Рис. 5. Распределение напряженности электрического поля между дифлектором и высоковольтным электродом

Влияние проводимости материала дифлектора на напряженность поля в зоне 2

График зависимости величины напряжённости *E* электрического поля в зоне 1 от величины активной проводимости материала дифлектора представлен на рис. 6.

График демонстрирует, что увеличение проводимости сверх значения $2 \cdot 10^{-4}$ См/м не приводит к существенному снижению напряженности поля в критической зоне 1. Очевидно, что эти результаты можно распространить и на критическую зону 2 [12].

Далее, нами была проведена оценка конструктивных размеров стресс-конуса соединительной муфты, изготовленного из кремнийорганической резины известного производителя [13–15], для кабелей класса напряжения 110 кВ. В результате оптимизации поля в проблемных зонах по описанному выше алгоритму можно предложить следующие параметры двухкомпонентного стресс-конуса (электрические и механические свойства эластомерных изоляционных и проводящих материалов известны) [15] при длине соединительной гильзы (сплав меди) 160 мм:

общая длина стресс конуса – 780 мм;

длина дифлектора (проекция на ось кабеля) – 200 мм (с каждой стороны);

длина полимерного высоковольтного электрода – 220 мм;

расстояние между высоковольтным электродом и дифлектором – 80 мм.

При этом максимальное расчётное значение тангенциальной составляющей напряженности поля E_τ – 2,45 кВ/мм (зона 3).

Анализ распределения модуля и тангенциальной составляющей напряжённости электрического поля при оптимальной конструкции усиливающей изоляции соединительной муфты

Проанализируем распределение интенсивности электрического поля в усиливающей изоляции муфты в виде двухкомпонентного стресс-конуса с указанными выше оптимальными геометрическими характеристиками. Для этого выделим линии (рис. 7), вдоль которых будем исследовать

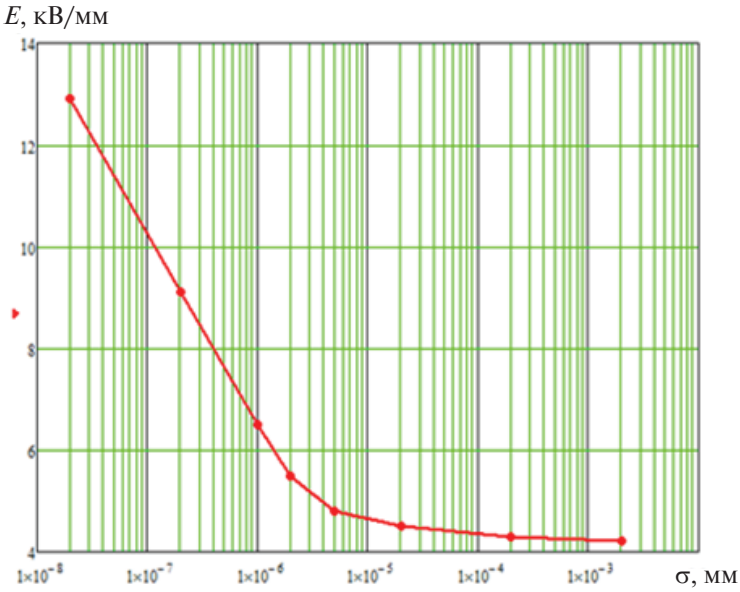


Рис. 6. Зависимость напряжённости поля в зоне 1 от активной составляющей проводимости дифлектора

распределение напряжённости электрического поля – как модуля E_{Σ}, так и тангенциальной составляющей E_{τ}:

«AB» – линия, проходящая по поверхности высоковольтного электрода и заканчивающаяся в месте стыка его с изоляцией кабеля (проходит через критическую зону 3);

«BC» – линия от стыка высоковольтного электрода и изоляции кабеля до стыка дифлектора и полимерного экрана по изоляции кабеля, проходящая по поверхности изоляции кабеля (проходит через критическую зону 1);

«CD» – линия, проходящая по поверхности дифлектора (проходит через критическую зону 2).

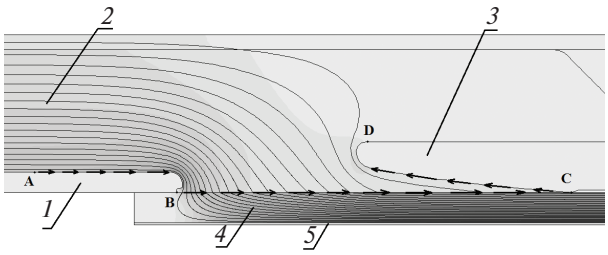


Рис. 7. Диаграмма распределения модуля напряжённости электрического поля (*1* – Высоковольтный электрод стресс конуса; *2* – основное изоляционное тело стресс-конуса; *3* – дифлектор стресс-конуса; *4* – изоляция кабеля; *5* – полимерный экран по жиле кабеля

Ниже приведены зависимости модуля напряжённости и её касательной составляющей, построенные вдоль выбранных линий (рис. 8, 9).

Таким образом, мы видим, что максимальные значения модуль напряжённости электрического поля и его тангенциальная составляющая принимают на линии AB в критической зоне 3, т.е. на краях полимерного высоковольтного электрода, находящегося над соединительной гильзой. Учитывая то обстоятельство, что для более высоких классов напряжения конструкции усиливающей изоляции и соединительной гильзы будут подобны рассматриваемым, можно предположить, что наибольшая концентрация поля будет также на краях высоковольтного полимерного электрода.

Обсуждение результатов

Численное моделирование электрического поля в усиливающей изоляции соединительной муфты позволило определить проблемные зоны (критические точки) с наибольшей амплитудой и неоднородностью распределения поля: место обрыва полимерного экрана по изоляции кабеля (зона 1); окончания дифлектора стресс-конуса (зона 2); края полимерного высоковольтного электрода (зона 3).

Оптимизация конструкции стресс-конуса осуществляется за счёт минимизации тангенциальной

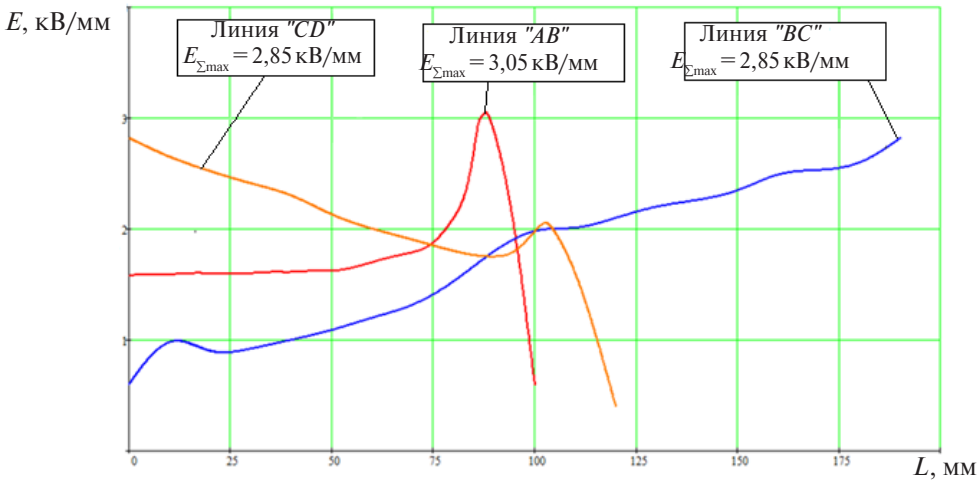


Рис. 8. Распределение модуля напряжённости электрического поля вдоль расчётных контуров усиливающей изоляции

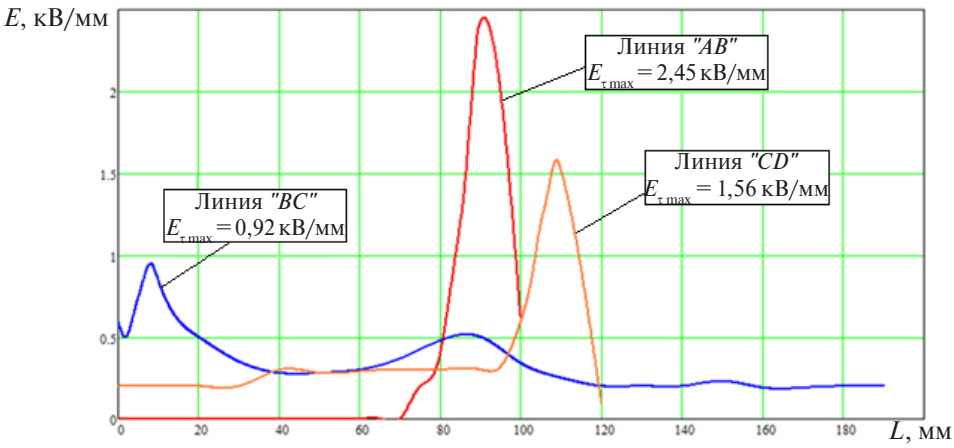


Рис. 9. Распределение тангенциальной составляющей напряженности электрического поля вдоль расчётных контуров усиливающей изоляции

альной составляющей электрического поля в проблемных зонах путём выбора геометрии как дифлектора (угол наклона касательной к начальному участку дифлектора; длина проекции дифлектора на ось кабеля), так и полимерного высоковольтного электрода над соединительной гильзой. Причём все размеры должны быть согласованы между собой.

Удельная проводимость полимерного материала, из которого изготовлены дифлектор и полимерный высоковольтный электрод, должна быть не менее $2 \cdot 10^{-4}$ См/м.

Длина соединительной гильзы должна быть короче полимерного высоковольтного электрода не менее, чем на 10 мм (по 5 мм с каждой стороны). Если это не выполняется, то происходит резкое увеличение напряженности в критической зоне 3. При длине гильзы большей, чем длина высоковольтного электрода, появляется новая критическая зона – 4 (у края гильзы), значение напряженности в которой много больше значения напряженности у края высоковольтного электрода.

Анализ распределения напряжённости поля показывает, что её значение прямо пропорционально углу между касательной к начальному участку дифлектора и осью кабеля (углу наклона), и этот угол следует делать по-возможности меньшим (критерий – возможности технологии изготовления).

Задачи, рассмотренные в настоящей статье, актуальны, так как место соединения кабелей

остаётся одним из слабых звеньев в кабельной линии. Ряд авторов, например [4], проводили анализ распределения напряжённости поля в соединительной муфте, однако конструкции стресс-конуса и высоковольтного полимерного электрода отличались от варианта, обсуждаемого в настоящей статье.

Вывод

В результате анализа распределения электрического поля в усиливающей изоляции получены оптимальные геометрические параметры элементов стресс-конуса и соединительной кабельной муфты в целом. Эти параметры обеспечивают наиболее эффективное снижение амплитуды и неравномерности распределения электрического поля в конструкции усиливающей изоляции (двухкомпонентного стресс-конуса) соединительной муфты для кабельных линий класса 110 кВ. Параметры при длине соединительной гильзы (сплав меди) 160 мм следующие: общая длина стресс-конуса – 780 мм; длина дифлектора (проекция на ось кабеля) – 200 мм длина полимерного высоковольтного электрода – 220 мм; расстояние между высоковольтным электродом и дифлектором – 80 мм.

При этих размерах обеспечивается минимальное значение тангенциальной составляющей электрического поля в зоне 3 (зона максимальной концентрации поля) на уровне 2,45 кВ/мм.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Демирчян К.С., Нейман Л.Р., Коровкин Н.В.** Теоретические основы электротехники: В 2 томах. СПб.: Питер, 2009.

2. **Шварцман Л.Г.** Регулирование электрического поля в концевых муфтах кабелей высокого напряжения // Труды ВНИИКП. 1969. №13. С. 11–33.

3. **Ветлугаев С.С, Макаров Л.Е., Образцов Ю.В., Фурсов П.В.** Электрическое поле в соединительных муфтах с эластомерной изоляцией на напряжение 110 кВ // Кабели и провода. 2004. № 1. С.15–18.

4. **Патент на полезную модель № 97013**. Соединительная муфта для силового кабеля / Г.В. Грешняков, И.В. Журавлёв, А.В. Матвеев. Зарегистрирована в Государственном реестре полезных моделей 20 августа 2010 г. Срок действия патента истекает 29 декабря 2019 г.

5. **Greshnyakov G., Dubitskiy S., Korovkin N.** Optimization of Capacative and Resistive Field Grading Devices for Cable Joint and Termination // International Journal of Energy. 2015. Vol. 9. P. 24–30.

6. **Грешняков Г.В., Селезнёв Д.А.** Некоторые аспекты конструирования соединительных муфт высокого напряжения // Силовая электроника. 2014. № 4. С. 66–68.

7. **Патент на полезную модель № 160436.** Концевая муфта силового кабеля с пластмассовой изоляцией / Г.В. Грешняков, Г.Г. Ковалёв, С.Д. Дубицкий, Н.В. Коровкин. Зарегистрирована в Государственном реестре полезных моделей 20 февраля 2016 г. Срок действия патента истекает 01 апреля 2025 г.

8. **Грешняков Г.В., Коровкин Н.В., Дубицкий С.Д., Ковалёв Г.Г.** Численное моделирование электрического поля в усиливающей изоляции кабельной муфты // Кабели и провода. 2013. № 6. С. 9–14.

9. **Грешняков Г.В., Ковалёв Г.Г., Коровкин Н.В., Дубицкий С.Д.** Полевые методы в кабельных задачах // Исследование компьютерного моделирования и численных расчётов для решения инженерных задач в различных областях проектирования и разработки на основе применения программы ELCUT. СПб.: Любавич, 2015, С. 5–74.

10. **Грешняков Г.В., Дубицкий С.Д., Коровкин Н.В.** К вопросу о конструировании кабельных муфт высокого напряжения // Силовая электроника. 2014. № 1. С. 76–79.

11. **Greshnyakov G. V., Dubitskiy S. D., Korovkin N. V.** Capacitance and Impedance Methods of Electric Field Grading in Cable Joint and Termination // International Conference on Energy, Environment and Material Science (EEMAS 2014). State Politechnic University. S-Peterburg, Russia, September 23-25, 2014. S. 95–99.

12. **Грешняков Г.В.** К вопросу о разработке и производстве высоковольтной кабельной арматуры // Материалы Международной заочной научно-практической конференции «Перспективы развития науки и образования. 2013. Часть 4. С. 38–41.

13. **Ларина Э.Т.** Силовые кабели и высоковольтные кабельные линии. М., 1996.

14. Кабели, провода и шнуры: Справочник. М.: Изд-во ВНИИКП, 2002.

15. **Котов Р.В.** Распределение электрического поля в кабельных муфтах холодной усадки // Электро. 2006. № 5. С. 40–44.

REFERENCES

1. **Demirchian K.S., Neyman L.R., Korovkin N.V.** Teoreticheskiye osnovy elektrotekhniki: V 2 tomakh. SPb.: Piter, 2009. (rus.)

2. **Shvartsman L.G.** Regulirovaniye elektricheskogo polya v kontsevykh muftakh kabeley vysokogo napryazheniya. *Trudy VNIIKP.* 1969, № 13. S.11–33. (rus.)

3. **Vetlugayev S.S, Makarov L.Ye., Obraztsov Yu.V., Fursov P.V.** Elektricheskoye pole v soyedinitelnykh muftakh s elastomernoy izolyatsiyey na napryazheniye 110 kV. *Kabeli i provoda*. 2004. № 1. S. 15–18. (rus.)

4. **Patent na poleznuyu model № 97013**. Soyedinitelnaya mufta dlya silovogo kabelya / Greshnyakov G.V., Zhuravlev I.V., Matveyev A.V. – Zaregistrirovana v Gosudarstvennom reyestre poleznykh modeley 20 avgusta 2010 g. Srok deystviya patenta istekayet 29 dekabrya 2019 g.

5. **Greshnyakov G., Dubitskiy S., Korovkin N.** Sochetanie emkostnogo i rezistivnogo metodov vyravnivaniya polya v konstruktsiyakh soedinitelnoy i kontsevoy muft [Optimization of Capacative and Resistive Field Grading Devices for Cable Joint and Termination]. *International Journal of Energy*. 2015. Vol. 9. P. 24–30.

6. **Greshnyakov G.V., Seleznev D.A.** Nekotoryye aspekty konstruirovaniya soyedinitelnykh muft vysokogo napryazheniya. *Silovaya Elektronika*. 2014. № 4. S. 66–68. (rus.)

7. **Patent na poleznuyu model № 160436**. Kontsevaya mufta silovogo kabelya s plastmassovoy izolyatsiyey / G.V. Greshnyakov, G.G. Kovalev, S.D. Dubitskiy, N.V. Korovkin. – Zaregistrirovana v Gosudarstvennom reyestre poleznykh modeley 20 fevralya 2016 g. Srok deystviya patenta istekayet 01 aprelya 2025 g. (rus.)

8. **Greshnyakov G.V., Korovkin N.V., Dubitskiy S.D., Kovalev G.G.** Chislennoye modelirovaniye elektricheskogo polya v usilivayushchey izolyatsii kabelnoy mufty. *Kabeli i provoda*. 2013. № 6. S. 76–79. (rus.)

9. **Greshnyakov G.V., Kovalev G.G., Korovkin N.V., Dubitskiy S.D.** Polevyye metody v kabelnykh zadachakh» v sb. Statey. *Issledovaniye kompyuternogo modelirovaniya i chislennykh raschetov dlya resheniya inzhenernykh zadach v razlichnykh oblastyakh proyektirovaniya i razrabotki na osnove primeneniya programmy ELCUT*. SPb.: Lyubavich, 2015. S. 5–74. (rus.)

10. **Greshnyakov G.V., Dubitskiy S.D., Korovkin N.V.** K voprosu o konstruirovanii kabelnykh muft vysokogo napryazheniya. *Silovaya Elektronika*. 2014. № 1. S. 95–99. (rus.)

11. **Greshnyakov G.V., Dubitskiy S.D., Korovkin N.V.** Capacitance and Impedance Methods of Electric Field Grading in Cable Joint and Termination. *International Conference on Energy, Environment and Material Science (EEMAS 2014)*. State Politechnic University. S-Peterburg. Russia. September 23–25, 2014. S. (rus.)

12. **Greshnyakov G.V.** K voprosu o razrabotke i proizvodstve vysokovoltnoy kabelnoy armatury. Materialy Mezhdunarodnoy zaochnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii «Perspektivy razvitiya nauki i obrazovaniya. 2013. Chast 4. S. 38–41. (rus.)

13. **Larina E.T.** Silovyye kabeli i vysokovoltnyye kabelnyye linii. M., 1996. (rus.)

14. Kabeli, provoda i shnury: Spravochnik. M.: Izd-vo VNIIKP, 2002. (rus.)

15. **Kotov R.V.** Raspredeleniye elektricheskogo polya v kabelnykh muftakh kholodnoy usadki. *Elektro*. 2006 g. № 5. S. 40–44. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ГРЕШНЯКОВ Георгий Викторович – кандидат технических наук заведующий лабораторией ООО НИИ «Севкабель».
199106, Санкт Петербург, Кожевенная линия,40.
E-mail: g.greshnyakov@gmail.com

GRESHNYAKOV Georgii V. – Research institute “Sevkabel”.
40, Kozhevennaia line, St. Petersburg, 199106.
E-mail: g.greshnyakov@gmail.com

СЕЛЕЗНЁВ Дмитрий Александрович – младший научный сотрудник НИИ «Севкабель».
199106, Санкт-Петербург, Кожевенная линия, д. 40.
E-mail: Selezneff.mitia2012@yandex.ru

SELEZNEV Dmitrii A. – *Research institute «sevkabel»*
40, kozhevennaia linia, St. Petersburg, Russia, 199106.
E-mail: Selezneff.mitia2012@yandex.ru

КОРОВКИН Николай Владимирович – доктор технических наук профессор, заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: nikolay.korovkin@gmail.com

KOROVKIN Nikolai V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: nikolay.korovkin@gmail.com

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.14
УДК 531.8

А.Н. Евграфов, П.А. Андриенко

ВКЛАД УЧЕНЫХ САНКТ-ПЕТЕРБУРГА XVIII–XIX ВЕКОВ В РАЗВИТИЕ ТЕОРИИ МЕХАНИЗМОВ И МАШИН

A.N. Evgrafov, P.A. Andrienko

THE ROLE OF ST. PETERSBURG SCIENTISTS OF THE XVIII-XIX CENTURIES IN THE DEVELOPMENT OF THE THEORY OF MECHANISMS AND MACHINES

В XVIII–XIX веках в Санкт-Петербурге работали выдающиеся ученые и инженеры, которые внесли заметный вклад в развитие теории механизмов и машин. Некоторые из их работ опережали свое время и оказывались забытыми, какие-то заново открывались в другое время и в другом месте. Возникшая путаница привела к спорам о приоритетах в научных открытиях и инженерных решениях. В данной статье обсуждается вклад ученых Санкт-Петербурга в науку о механизмах и машинах в столичный период истории города.

ТЕОРИЯ МЕХАНИЗМОВ И МАШИН; УЧЕНЫЕ САНКТ-ПЕТЕРБУРГА; НАРТОВ; ЭЙЛЕР; ЧЕБЫШЕВ; АССУР.

In 1712 Peter the Great has moved the capital of the Russian Empire from Moscow to Saint Petersburg. Following the change, official state institutions, civil servants, highly skilled workers, and builders moved in. For two centuries, from 1712 to 1918, St. Petersburg served as the capital of Russia and attracted countless talented, energetic and ambitious individuals, who have contributed to the diverse areas of art and science. This paper discusses contribution of St. Petersburg scientists within the scope of mechanisms and machines discipline.

THEORY OF MECHANISMS AND MACHINES; A. NARTOV; L.EULER; P. CHEBYSHEV; L. ASSUR.

Введение

В 1712 году Петр I перенес столицу Российского государства из Москвы в Санкт-Петербург. Вслед за официальными государственными учреждениями сюда переехали государственные служащие, высококвалифицированные рабочие, строители. В течение двух столетий (1712–1918 гг.) Санкт-Петербург был столицей России и привлекал к себе много талантливых, энергичных, амбициозных людей, которые внесли свой вклад в различные области искусства и науки. Очень скоро после своего основания Петербург стал и одним из важнейших промышленных центров России. Большую роль в становлении машиностроения играли ученые и инженеры Петербурга. Они создавали невиданные станки и машины, изумлявшие современников, разрабатывали новые научные теории. Некоторые из этих работ опережали свое время и оказывались забытыми, какие-то заново были открыты в другое время и

в другом месте. Возникшая путаница привела к спорам о приоритетах в научных открытиях и инженерных решениях.

Наша цель – рассмотреть вклад ученых Санкт-Петербурга в науку о механизмах и машинах, сделанный в столичный период истории города.

Андрей Константинович Нартов (1683–1756)

Рис. 1. А.К. Нартов

В 1712 году по личному указанию Петра I в Санкт-Петербург в собственную дворцовую «токарню» (токарная мастерская) был вызван Андрей Нартов (рис. 1) – молодой высококвалифицированный токарь, работавший в Московской школе математических и навигацких наук. Школа была открыта в 1701 году по указу Петра I для подготовки моряков и штурманов. Нартов работал в токарной мастерской, где изготавливались приборы и оборудование для обучения.

Назначение Нартова в дворцовую токарню свидетельствовало о признании его мастерства. Здесь уже работали выдающиеся мастера высокой квалификации: Георг Занепенс из Англии, Франц Зингер – немец по происхождению, приехавший из Италии, и др. Токарня была оснащена первоклассным оборудованием, в ней создавались преимущественно токарно-копировальные станки [1].

За короткое время работы в Петербурге Нартов сконструировал и построил ряд сложных по конструкции токарно-копировальных станков. Они предназначались для дипломатических подарков. Один из станков Петр I подарил во время своего визита во Францию в 1717 году Генеральному управляющему почт и сообщений Pajot d’Ons on Bray. В 1718 году Петр I послал Нартова в Пруссию, Голландию, Англию и Францию для «приобретения знаний в механике и математике». За границей Нартов знакомился с производством, посещал арсеналы, монетные дворы, мануфактуры. В Париже Нартов демонстрировал работу на токарном станке с механическим резцедержателем, который он создал в 1717 году. В 1745 году станок попал к Людовику XV, а в 1807-м поступил в Musée National des Techniques в Париже, где и хранится до сих пор (рис. 2) [2].

Рис. 2. Токарно-копировальный станок Нартова (Musée National des Techniques, Paris)

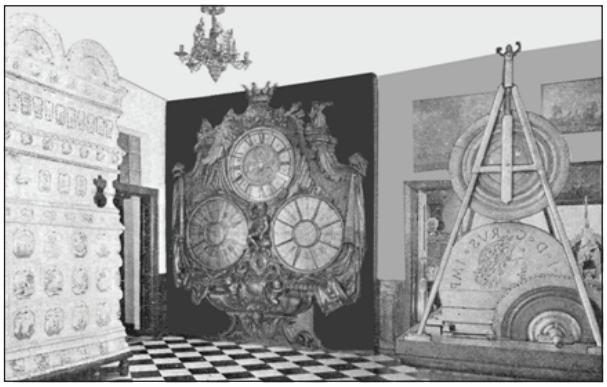


Рис. 3. Токарная комната

В 1720 году Нартов вернулся в Санкт-Петербург. Петр I поручил ему заведовать дворцовой токарней, которую Нартов расширил и пополнил новыми машинами, вывезенными и выписанными им из-за границы. Токарня располагалась рядом с царскими покоями и часто служила Петру I кабинетом (рис. 3) [3].

Главным занятием Нартова стало конструирование и сооружение различных станков и механизмов. В 1721 году в мастерских Адмиралтейства по чертежам Нартова было построено два станка. Первый предназначался для копирования рельефных изображений на медалях, футлярах, шкатулках и т. д., второй – для нарезания зубьев на колесах в часовых механизмах. Через год был создан сверлильный станок для труб фонтанной системы Петергофа. Особый интерес представляет токарно-копировальный станок для обработки цилиндрических рельефных поверхностей. Он соединял в себе большие технологические возможности с высокохудожественным внешним оформлением: корпус обрамляла резьба по дереву, сочетавшаяся с гравировкой металлической станины и медалями-барельефами, украшавшими цоколи несущих колонн.

В 1733 году Нартов был направлен в Москву на Московский монетный двор. Там он наладил работу монетного двора и создал ряд оригинальных штамповочных прессов. В 1735 году он вернулся в Санкт-Петербург, где работал в Артиллерийском ведомстве и в Петербургской академии наук. Нартов скончался 16 апреля 1756 года в чине статского советника*.

* Соответствует высокому положению среди государственных служащих России.

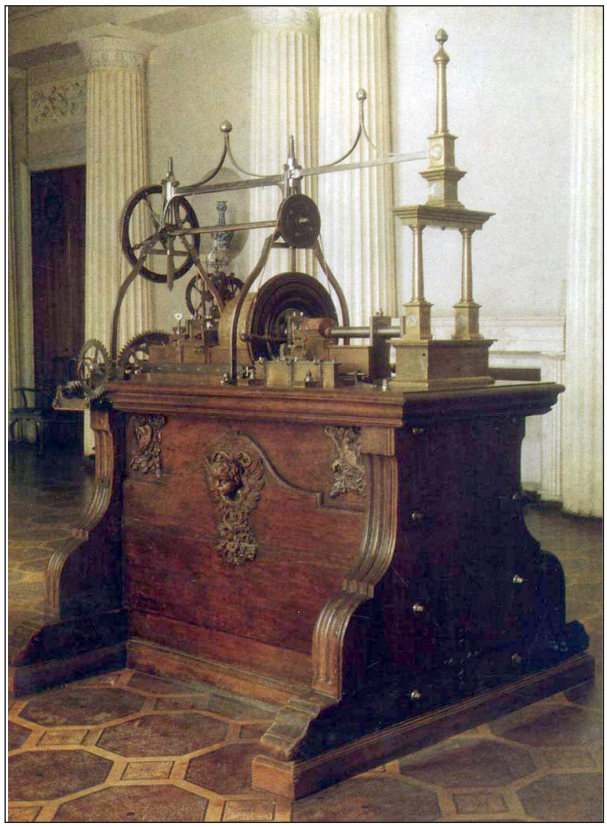


Рис. 4. Большой токарно-копировальный станок Нартова (Эрмитаж, Санкт-Петербург)

Многолетняя работа Нартова в мастерских привела к созданию целого ряда токарных, копировально-токарных, винторезных, зуборезных, строгальных станков. Некоторые из станков Нартова хранятся в коллекции Эрмитажа как шедевры инженерного искусства XVIII века (рис. 4).

В то время для нарезания зубчатых колес использовали метод копирования. В качестве инструмента применяли дисковую фрезу. Профиль режущих кромок фрезы имел форму впадины между двумя соседними зубьями нарезаемого колеса. После нарезания одной впадины заготовку (нарезаемое колесо) поворачивали на угол, равный угловому шагу колеса. В 1721 году Нартов изготовил зубофрезерный станок, предназначенный для нарезания зубчатых колес любых машин. На рис. 5 показана схема станка.

На станине *A* установлены два узла: узел подачи и поворота заготовки и узел подвода и вращения фрезы.

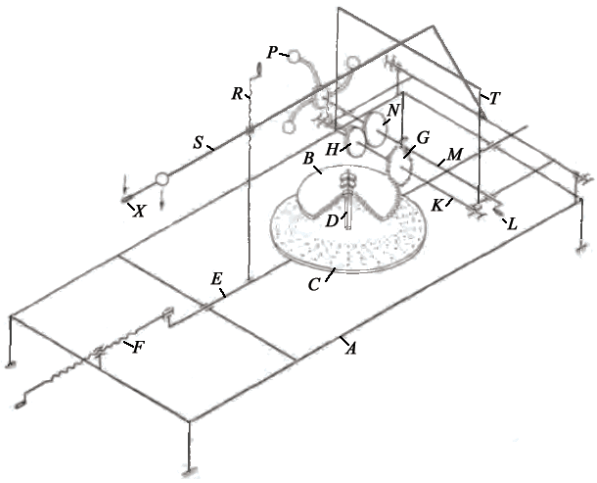


Рис. 5. Схема станка для нарезания зубчатых колес

Заготовка *B* вместе с делительным диском *C* закреплены на вертикальном валу *D*, который установлен на планке *E*. Перемещение планки *E* вместе с заготовкой и делительным диском осуществляется с помощью винта *F*.

Инструмент – фреза *G* – вместе с колесом *H* установлена на валу *K*. Вращение инструменту передается от рукоятки *L* через вал *M* и зубчатые колеса *N* и *H*. На другом конце вала *M* помещен маховик *P*. Вертикальное перемещение фрезы *G* осуществляется с помощью винта *R*. Он приводит в движение рамную конструкцию *S*, *T* с фрезой.

Делительный диск *E* имеет несколько концентрических окружностей. На каждой окружности нанесены лунки (метки), число которых соответствует числу нарезаемых зубьев: 48, 56, 64, 72, 80, 88, 96 и 104. Поворачивая делительный диск на одну метку (на одно деление), заготовку поворачивают на один угловой шаг.

Нарезание зубьев происходило так. С помощью винта *F* заготовку подводили к траектории движения фрезы *G*. Фрезу *G* опускали до упора в заготовку и приводили во вращение с помощью рукоятки *L*. Для удержания конструкции в этом положении и уменьшения вибрации нажимали на рычаг *X*. Нарезав одну впадину, заготовку поворачивали на угловой шаг, и процесс повторялся снова.

В 1738 году А.К. Нартов создал проект токарно-винторезного станка с механизированным суппортом (резцедержателем) на основе винтовой пары и с набором сменных зубчатых колес.

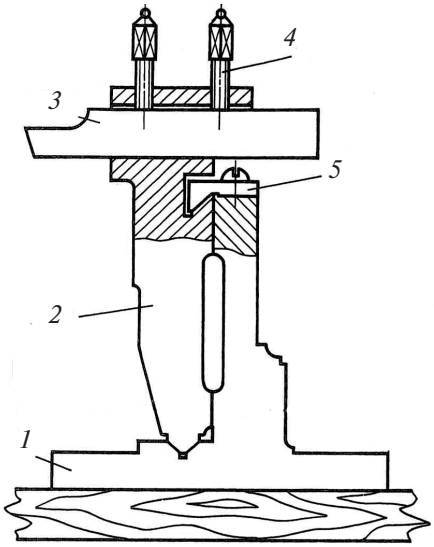


Рис. 6. Схема суппорта Нартова (1714)

На рис. 6 изображена схема суппорта, созданного А.К. Нартовым. На основании *1* по направляющим перемещается суппорт *2*, на котором закреплен резец *3* с помощью винтов *4*. Планка *5* обеспечивает силовое замыкание системы. Суппорт перемещается в плоскости, перпендикулярной чертежу. Основание станка выполнено из бронзы, а суппорт – из стали.

На рис. 7 показана схема токарно-винторезного станка Нартова с механизированным суппортом и набором сменных колес. Маховое колесо вращается вручную с помощью рукоятки и вращает вал *1*. Вал *1* с помощью пары «винт–гайка» соединен с суппортом *S*, на котором закреплен резец. Суппорт перемещается по направляющей *A*. Через сменные зубчатые колеса *B* и *C* вращение от вала *1* передается на обрабатываемую деталь (заготовку).

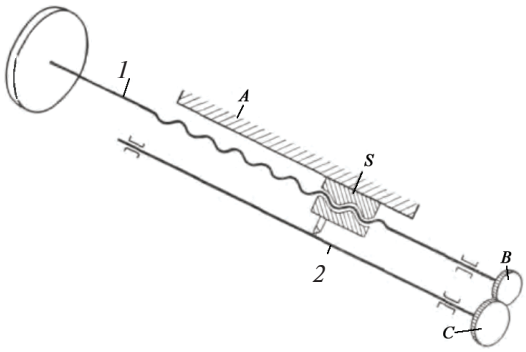


Рис. 7. Схема токарно-винторезного станка Нартова с механизированным суппортом

В 1749 году руководитель Петергофской гранильной фабрики О.О. Ботон построил модель с усовершенствованным суппортом, в котором было предусмотрено получение движения подачи от главного движения. В том же году станок был построен на Тульском оружейном заводе. В 1772 году в «Энциклопедии» Дидро и Даламбера был опубликован чертеж крестового суппорта. Два десятилетия спустя, на рубеже XVIII и XIX веков Г. Модсли (Henry Maudslay) использовал разработанные до него идеи во всех создаваемых им станках.

Итогом своей деятельности Нартов считал книгу, которую он закончил в 1755 году. Сокращенное название этой книги: «Театрум махинарум, то есть ясное зрелище махин и преудивительных разных родов механических инструментов» (рис. 8) [4].

«Театрум махинарум» представляет собой рукописную книгу в парчовом переплете с золотым обрезом формата 528 × 363 мм. В ней 104 листа, из них 24 заполнены текстом, остальные – таблицы: рисунки станков, инструментов и вытачиваемых из них художественных изделий. В книге подробно и профессионально описаны копировально-токарные, токарные, строгальные, винторезные, зуборезные, сверлильные станки и прессы, великолепно выполнены иллюстрации.

На рис. 9 показана схема одного из самых совершенных токарно-копировальных станков Нартова, предназначенного для объемно-копировальных работ (1718–1729). На нем выполнялась фасонная обработка поверхностей с вытачиванием сложных рельефов.

Станок приводится в действие руками рабочего. От рукоятки *A* вращение передается валу *K* с ходовым винтом через зубчатые колеса, две червячные пары *C–E* и *E–F* и ортогональную зубчатую пару *G–H*. Ходовой винт *K* с помощью пары винт-гайка приводит в движение два суппорта *N*, на которых закреплены копирный палец-щуп *T* и резец *S*. Шаг винта под суппортами разный и зависит от масштаба копирования. Копир *M* и заготовка *R* закреплены на шпинделе *L*. Шпиндель установлен на подпружиненной раме-балансе. Пружины *U* обеспечивают прижатие копира *M* к пальцу-щупу *T*, а заготовки *R* к резцу *S*.

Вращение заготовке *R* и копиру *M* передается от рукоятки *A* через две круглоременные передачи *B* и *P*, что и обеспечивает рабочее движение – резание.

Резец *S* воспроизводит на вращающейся заготовке *R* изображение рельефа, ощупываемого копирным пальцем-щупом *T*.

Труд Нартова был сдан в коллекцию рукописей библиотеки Эрмитажа. В 1852 году книга передана из Эрмитажа в Российскую национальную библиотеку, где хранится в Отделе рукописей. Эта книга – первая российская книга о станкостроении. Она может быть поставлена в ряд с такими книгами по станкостроению, как Charles Plumier «L ’Art De Tourner Ou De Faire En

ПРЕМУДРАГО ГОСУДАРЯ ИМПЕРАТОРА
ПЕТРА ВЕЛИКАГО
АВГУСТѢЙШАГО МОНАРХА И ИСТИННА-
ГО ЛЮБИТЕЛЯ ВСѢХЪ ВЫСОКИХЪ НАУКЪ
ТЕАТРУМЪ МАХИНАРУМЪ
то есть,
ЯСНОЕ ЗРѢЛИЩЕ МАХИНЪ
И ПРЕУДИВИТЕЛЬНЫХЪ РАЗНЫХЪ РОДОВЪ МЕХАНИЧЕСКИХЪ ИН-
СТРУМЕНТОВЪ, ПРИ ТОМЪ МНОГОДОСТОХВАЛЬНЫХЪ ВЕЩЕЙ ВЫСО-
КАГО РАЗУМА, ВЫТОЧЕННЫХЪ НА СЛОНОВЫХЪ КОСТЯХЪ МНОГО
ТРУДНЫМИ РУКАМИ ЕГО ПРЕСВѢТЛАГО ВЕЛИЧЕСТВА ПРЕД-
СТАВЛЯЕТСЯ ВЪ БЕЗСМЕРТНУЮ СЛАВУ СЕГО
ГЕРОЯ.

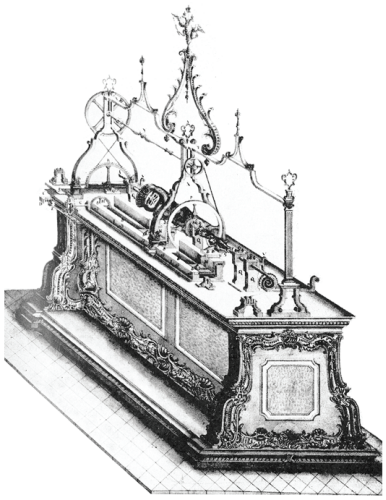


Рис. 8. Книга «Театрум махинарум» Нартова: *а* – титульный лист; *б* – иллюстрация из книги (токарный станок)

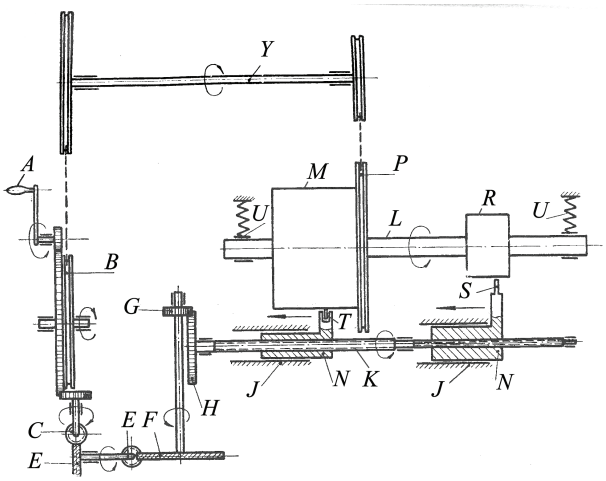


Рис. 9. Схема большого токарно-копировального станка Нартова с механизированным суппортом

Perfection Toutes Sortes D'Ouvrages Au Tour» (Lyons, 1701; Paris, 1749); Jacob Leupold «Theatrum Machinarum» (Leipzig, 1724–1727); James Nasmith «Remarks on the Introduction of the Slide Principle in Tools and Machines Employed in the Production of Machinery» In: Robertson Buchanan «Practical Essays on Mill Work and Other Machinery» (London, 1841).

В последнее время возобновился интерес к работам Нартова. В 1990-е годы в Санкт-Петербурге в галерее «Петрополь» был создан творческий коллектив, соединивший исследователей, архитекторов-реставраторов, конструкторов, механиков, столяров, скульпторов-художников и токарей. Одной из задач коллектива было создание копии копировально-токарного станка Нартова, основанной на научном изучении сохранившихся документов. В результате проделанной в 1990–1993 годах работы был воссоздан в масштабе 1:1 копировально-токарный медальерный станок Нартова (рис. 10) [5]. Это работающий станок, на котором можно обрабатывать (вытачивать) детали, проверить возникающие нагрузки, скорости резания, колебательные процессы при резании, устойчивость всей конструкции [6].

Действующую модель медальерно-гильоширного токарного станка Нартова в масштабе 1:3 создал в 2000-х годах Григорий Цыпин в мастерской «Макетбург» (рис. 11). Модель прекрасно работает: Г.Цыпин создал на ней плакетки, шкатулки, украшения из бивня мамонта, янтаря и дерева.

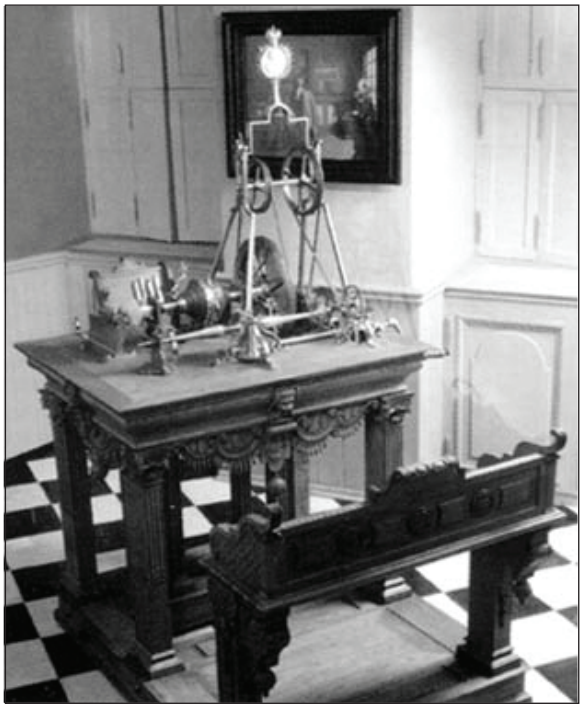


Рис. 10. Копия копировально-токарного медальерного и гильоширного станка Нартова (Галерея «Петрополь»)

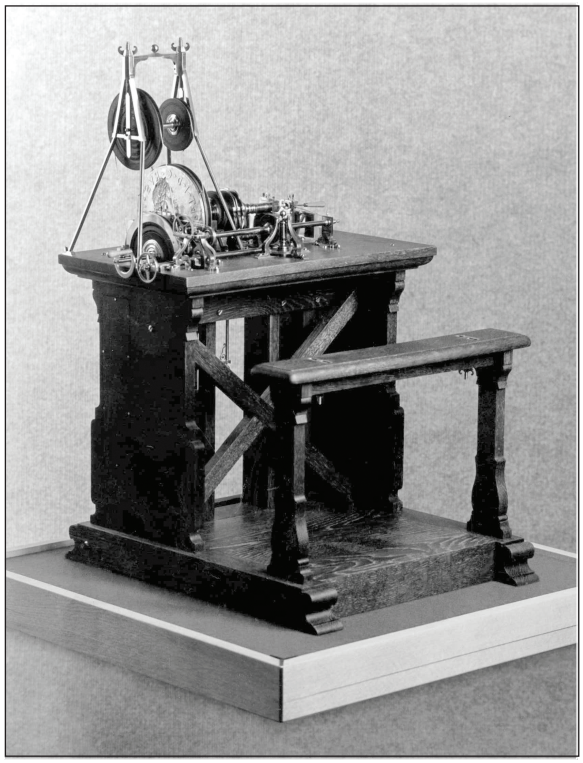


Рис. 11. Действующая модель медальерно-гильоширного токарного станка Нартова (Мастерская «Макетбург»)

Спустя почти три века после создания станки Нартова поражают точностью конструкторских решений технических задач и эстетическим совершенством исполнения.

Большое количество машин и станков, относящихся к разным областям деятельности, характеризуют А.К. Нартова как одного из лучших специалистов в области механики машин своего времени.

Леонард Эйлер (1707–1783)

Леонард Эйлер (рис. 12) родился 14 апреля 1707 года в Швейцарии, в Базеле. В 1725 году он окончил Базельский унивесритет. В 1726 году по рекомендации Даниила и Николая Бернулли получил приглашение в Санкт-Петербургскую Академию наук. В 1727 году он приехал в Санкт–Петербург и очень быстро прошел путь от адъюнкта до профессора и действительного члена Академии наук.

В Санкт-Петербургской Академии наук Эйлер нашел хорошие условия для работы. Он быстро (за 1 год) изучил русский язык, читал студентам лекции, писал книги, статьи, учебники, работал над составлением карт России [7].

Рис. 12. Леонард Эйлер

В конце 1740 года после смерти Анны Иоанновны власть в России перешла в руки Анны Леопольдовны. Петербургская Академия наук в эти годы пришла в запустение.

В это же время прусский король Фридрих II задумал возродить Общество наук в Берлине. Через своего посла в Петербурге король пригласил Эйлера переехать в Берлин, и ученый подал заявление об отставке. В июне 1741 года Эйлер с семьей переехал в Берлин, где прожил 25 лет, работая в Берлинской Академии наук [8].

Во время семилетней войны России с Пруссией русские войска заняли Берлин. Дом Эйлера пострадал. Русское командование принесло ему извинения и возместило убыток, а кроме того, императрица Елизавета прислала ему крупную сумму денег.

В 1766 году он с семьей по приглашению императрицы Екатерины II вернулся в Санкт-Петербург, где и прожил уже до конца жизни, продолжая плодотворно работать.

Список работ Эйлера содержит примерно 850 названий. Работы Эйлера относятся к разным отраслям математики, механики, физики, астрономии, в том числе и к прикладным наукам. Ряд работ Эйлера посвящен вопросам механики машин. В мемуаре «О наивыгоднейшем применении простых и сложных машин» (1747) Эйлер предложил вести изучение машин не в состоянии покоя, а в состоянии движения. Этот новый, «динамический» подход Эйлер обосновал и развил в мемуаре «О машинах вообще» [9]. В этом труде он впервые в истории науки указал на три составные части машины, которые в XIX веке были определены как двигатель, передача и рабочий орган. В мемуаре «Принципы теории машин» [10] Эйлер показал, что при расчете динамических характеристик машин в случае их ускоренного движения нужно учитывать не только силы сопротивления и инерцию полезной нагрузки, но и инерцию всех составных частей машины [11].

Эйлер занимался также и прикладными вопросами теории механизмов и машин: вопросами теории гидравлических машин и ветряных мельниц, исследованием трения частей машин, вопросами профилирования зубчатых колес (здесь он обосновал и развил аналитическую теорию эвольвентного зацепления, которое

впоследствии заняло доминирующее положение среди зубчатых зацеплений) [12]. В 1769, 1771, 1776 были опубликованы его работы, в которых он заложил основы теории трения гибких тросов [13–16]. В отечественной литературе** соотношение между силами натяжения троса в сбегающей и набегающей ветвях называют формулой Эйлера. Оно выглядит так:

$$\frac{F_1}{F_2} = e^{f\alpha}, \qquad (1)$$

где F_1 – сила в сбегающей ветви гибкой нити; F_2 – сила в набегающей ветви гибкой нити; α – угол обхвата; f – коэффициент трения. Однако в англоязычной и германоязычной литературе формулу (1) называют формулой Айтельвайна (Eytelwein), который опубликовал ее в 1808 году в «Справочнике по статике твердых тел». Споры о вкладе каждого из ученых в механику нити привели к тому, что в последнее время формулу стали называть формулой Эйлера–Айтельвайна***.

Л. Эйлер скончался в 1783 году в Санкт-Петербурге. Его прах покоится в Александро-Невской Лавре.

6 февраля 1899 года на общем собрании Академии наук обсуждалось предложение отделения физико-математических наук о сооружении памятника Эйлеру в Петербурге. Вопрос был поставлен на голосование. Голоса разделились поровну, поэтому предложение не прошло. И все же Эйлера в Петербурге не забыли. В 1988 году в составе Санкт-Петербургского отделения Математического отделения института имени В. А. Стеклова Российской Академии наук был создан Международный математический институт, носящей имя Эйлера. В 2007 году перед зданием института на Песочной набережной был установлен бюст ученого.

Пафнутий Львович Чебышёв (1821–1894)

П. Чебышёв (рис. 13) в 1841 году окончил Московский университет. В 1846 году он защитил там же магистерскую диссертацию «Опыт элементарного анализа теории вероятностей». В 1847 году он переехал в Санкт-Петербург, поступил в Петербургский университет на должность адъюнкт-профессора и начал чтение лекций по алгебре и теории чисел. В 1849 году Чебышёв защитил докторскую диссертацию, за которую получил Демидовскую премию Петербургской академии наук. В 1850 году, в 29 лет, стал профессором Санкт-Петербургского университета. В 1852 году Чебышёв был направлен в командировку в Великобританию и во Францию [17].

На одном из заводов во Франции Чебышёв предложил провести небольшой опыт: в параллелограмме Уатта заменить несколько деталей на детали с другими размерами, рассчитанными молодым ученым. Дело в том, что Чебышёва интересовали шарнирно-рычажные механизмы,

Рис. 13. Пафнутий Львович Чебышёв

** См., например: **Артоболевский И.И.** Теория механизмов и машин. М.: Наука, 1975, С. 249;

Бать М.И., Джанелидзе Г.Ю., Кельзон А.С. Теоретическая механика в примерах и задачах. Т. 1. М.: Наука, 1984. С. 122.

*** См., например: **Konyukhov A., Schweizerhof K.** Frictional Interaction of a Spiral Rope and a Cylinder – 3D-Generalization of the Euler-Eytelwein Formula Considering Pitch;

Metzger A. Seile mit Kontakt und Reibung: Finite Elemente Implementierung für das Euler-Eytelwein-Problem und weiterführende Anwendung bei der FE-Modellierung von Seemannsknoten;

Marcus O. Weber & Andrea Ehrmann. Necessary modification of the Euler–Eytelwein formula for knitting machines.

служащие для приближенного преобразования кругового движения в прямолинейное и наоборот. К числу таких механизмов относится параллелограмм Уатта, который он сконструировал для своей паровой машины. Параллелограмм Уатта должен был преобразовывать прямолинейное возвратно-поступательное движение штока (жестко связанного с поршнем паровой машины) в качательное движение конца балансира. Известно, что Уатт подбирал размеры звеньев эмпирически. Он прикреплял карандаш к концу штока и приставлял доску с бумагой так, чтобы на ней наносился след карандаша – траектория этой точки штока. Уатт менял размеры звеньев, добиваясь того, чтобы линия, очерченная карандашом, как можно ближе приблизилась к прямой. Вплоть до середины XIX века неизбежные неточности подобных механизмов приводили к росту потерь на трение и быстрому изнашиванию звеньев.

Так же, как когда-то Уатт, Чебышёв установил на конце штока карандаш и подложил доску с бумагой. Когда машину остановили и сняли доску с бумагой, то увидели, что карандаш начертил прямую линию (рис. 14). Этот опыт подтвердил теорию молодого ученого [18].

Чебышёв решал задачу целенаправленного нахождения параметров искомого механизма с тем, чтобы на некотором заданном отрезке максимальное отклонение траектории рабочей точки механизма от ее касательной в средней точке наименее уклонялось от нуля по сравнению с другими аналогичными траекториями. Полученные результаты Чебышёв изложил в работе «Теория механизмов, известных под названием параллелограммов» (1854) [19], став основоположником математической теории синтеза механизмов.

Несколько позже Чебышёв опубликовал новый научный труд: «О функциях, наименее отличающихся от нуля» [20]. В нем он искал средства математического анализа, с помощью которых можно определять форму механизмов и размеры их звеньев для воспроизведения любых заданных движений. Эта работа П.Л. Чебышёва заложила теоретические основы аналитического синтеза механизмов.

Чебышёв за свои научные труды был избран членом Петербургской академии наук (1856), Берлинской АН (1871), Болонской АН (1873), Парижской АН (1874), Шведской АН (1893), Лондонского королевского общества (1877) и почетным членом многих российских и иностранных научных обществ, академий и университетов.

Умер Чебышёв в своем родовом имении в Калужской области в 1894 году.

П.Л. Чебышёв был математиком и механиком. В области механики его интересовали вопросы теории механизмов. Методы теории функций, наименее уклоняющихся от нуля, П.Л. Чебышёв применил также в работах о зубчатых колесах (для построения при помощи дуг окружностей профиля зуба, позволяющего добиться близости отношения угловых скоростей колес к требуемому значению).

Чебышёв положил также начало теории структуры плоских механизмов. В работе

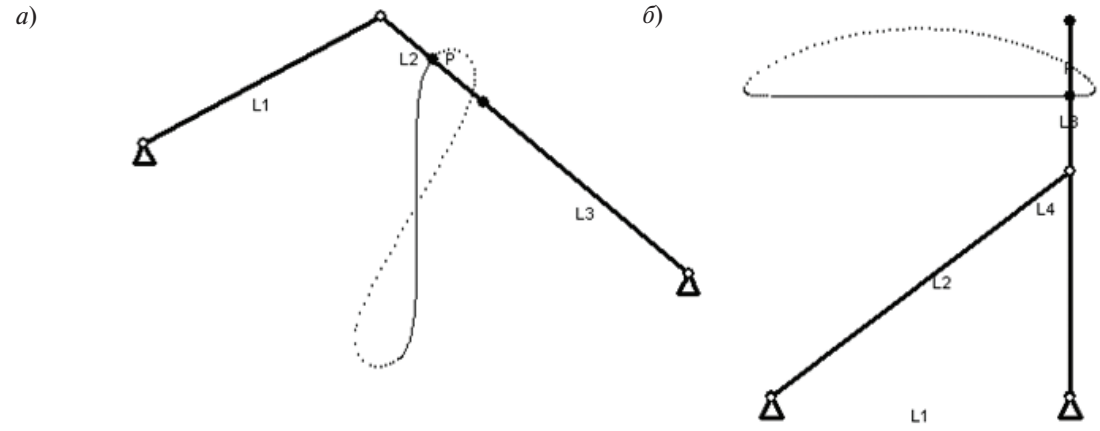


Рис. 14. Параллелограмм Уатта (*а*) *и* ламбда-механизм Чебышёва (*б*)

«О параллелограммах» (1869) [21] он для рычажных механизмов с вращательными кинематическими парами и одной степенью свободы вывел структурную формулу (ныне известную как «формула Чебышёва») – тождество, которому должен удовлетворять каждый такой механизм:

$$3m-2(n+v)=1, \qquad (2)$$

где m – число подвижных звеньев; n и υ – число соответственно подвижных и неподвижных шарниров. Через 14 лет формула (2) была переоткрыта немецким механиком М. Грюблером [22]. В 1887 году ученик Чебышёва П.О. Сомов получил аналогичную структурную формулу для пространственных механизмов.

Используя разработанные им методы синтеза механизмов, Чебышёв создал свыше 40 новых механизмов и около 80 их модификаций. Среди них – механизмы с остановками, механизмы выпрямителей и ускорителей движения, приближенно-направляющие механизмы. Некоторые механизмы нашли применение в современном авто-, мото- и приборостроении.

Один из наиболее известных механизмов Чебышёва — «стопоходящая машина», имитировавшая движение животного при ходьбе (рис. 15). Эта машина была с успехом показана на Всемирной выставке в Париже в 1878 году, а в настоящее время хранится в московском Политехническом музее.

Среди других известных механизмов Чебышёва – модель инвалидной коляски (самокатное кресло), которая была показана на Всемирной выставке в Чикаго в 1893 году (рис. 16).

Изобретенный Чебышёвым автоматический арифмометр стал первым арифмометром непрерывного действия (рис. 17).

Модели Чебышёва хранятся в Политехническом музее (Москва, Россия), в Музее истории Санкт-Петербургского университета (Санкт-Петербург, Россия), в Музее истории Санкт-Петербурга (Санкт-Петербург, Россия), в Московском государственном техническом университете им. Н.Э. Баумана (Москва, Россия), в Музее П.Л. Чебышева Спас-Прогнанской школы (Калужская область, Россия), в Musée des Arts et Métiers du Conservatoire National des Arts et Métiers (Paris, France), в Science Museum (London, UK).

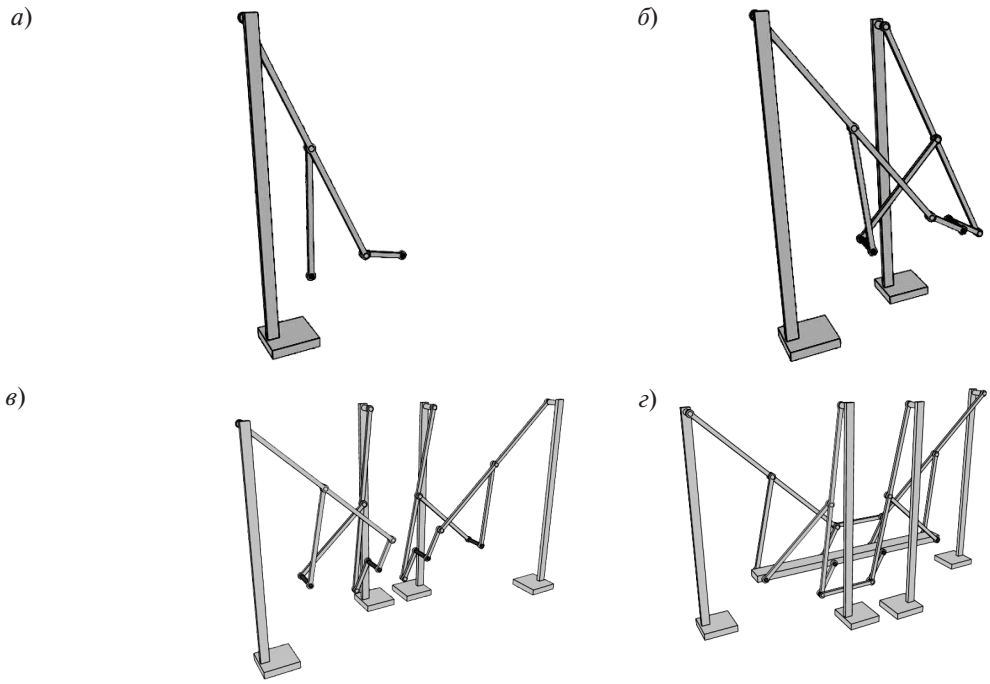


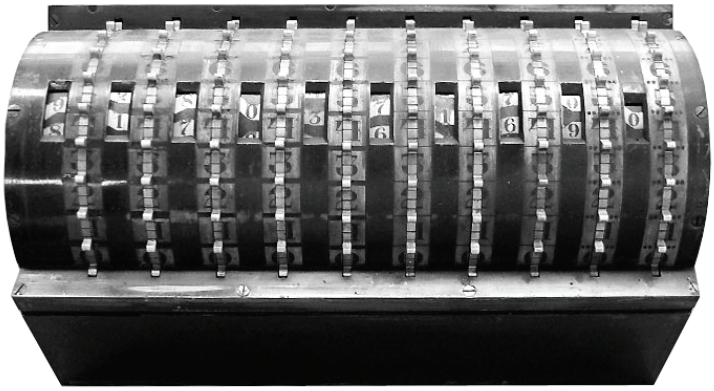
Рис. 15. Стопоходящая машина Чебышёва: *а* – одна нога; *б* – две ноги; *в* – четыре ноги; *г* – кинематическая схема. (Реконструкция фонда «Математические этюды» [23])

а)

б)

Рис. 16. Ручной привод инвалидной коляски: *а* – реконструкция фонда «Математические этюды; *б* – фотография из архива Musée des arts et métiers du Conservatoire national des arts métiers (Paris, France); CNAM № 12179-0003

а)



б)

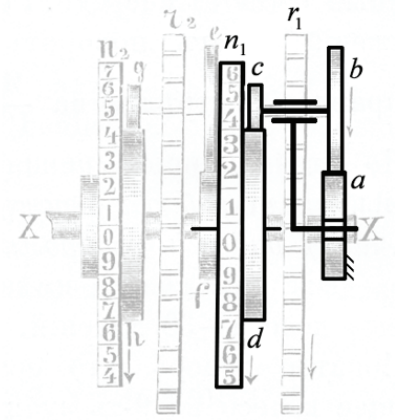


Рис. 17. Арифмометр Чебышёва: экспонат из Musée des arts et métiers du Conservatoire national des arts métiers (Paris, France) (*а*) и схема зубчатой передачи (планетарный эпициклический механизм) (*б*)

Леонид Владимирович Ассур (1878–1920)

В 1901 году Леонид Ассур (рис. 18) окончил Московский университет и сразу поступил на второй курс механического отделения Московского технического училища (сейчас – Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана). Окончив его в 1906 году и получив звание инженера-механика, Ассур переехал в столицу России – Санкт-Петербург. Здесь в 1907 году он получил приглашение на работу в Политехнический институт, где стал вести занятия сначала по машиностроительному черчению, потом по теоретической и прикладной механике.

Рис. 18. Леонид Владимирович Ассур

Готовясь к чтению курса «Теория механизмов», Ассур увлекся идеей создания стройной классификации рычажных механизмов, основанной на их структуре. Задача оказалась очень сложной и потребовала нескольких лет напряженной работы для ее решения. Ассуру очень помогла его прекрасная математическая подготовка, полученная им на математическом отделении физико-математического факультета Московского университета, и знания инженерных наук, полученные в Московском техническом училище. Знание языков (латынь, греческий, французский, немецкий и английский) позволило ему знакомиться с новейшими публикациями в области прикладной механики [24].

Наконец, в 1914 и 1915 годах Ассур опубликовал в «Известиях» Санкт-Петербургского политехнического института свою диссертацию на ученую степень адъюнкта: «Исследование плоских стержневых механизмов с низшими парами с точки зрения их структуры и классификации». Работа вышла в двух частях: «Учение о нормальных многоповодковых цепях и роль их в образовании механизмов» (часть 1, 1914 г.) [25] и «Приложение учения о нормальных цепях к общей теории механизмов» (часть 2, 1915 г.) [26].

В 1916 году на заседании Ученого совета Санкт-Петербургского политехнического института Ассур защитил диссертацию и получил ученую степень адъюнкта по кафедре прикладной механики. Однако он не мог дальше продолжать интенсивно заниматься наукой: шла Первая мировая война, затем – две революции, Гражданская война. Ассуру пришлось очень много работать, он преподавал сразу в двух институтах – Политехническом и Лесном. Здоровье Ассура ухудшилось. В июне 1919 года он уехал в Воронеж, где в это время жила его семья у родственников. В мае 1920 года он лег в клинику, где ему были сделаны две операции. 19 мая после второй операции он умер, не приходя в сознание.

Главный труд Ассура был оценен после его смерти. В 1952 году в издательстве Академии наук СССР в очень престижной серии «Классики науки» под редакцией академика И.И. Артоболевского было опубликовано второе издание книги «Исследование плоских стержневых механизмов с низшими парами с точки зрения их структуры и классификации» [27].

Книга включала в себя титульный трактат, два дополнения, написанных Ассуром в 1915 и 1918 годах, а также приложение: отзыв Н.Е. Жуковского о трактате Ассура, статью Артоболевского «Л.В. Ассур и его работы по теории механизмов», примечания и список научных трудов Ассура. Книга имела довольно большой для научной монографии тираж (2500 экз.). Ассур был признан классиком теории механизмов.

Издание книги пробудило волну интереса к идеям Ассура. Классификация Ассура стала исходной системой структурной классификации для дальнейших исследований российской школы теории механизмов и машин. Ее использовали почти во всех учебниках по теории механизмов:

С.Н. Кожевников («Теория механизмов и машин», первое издание в 1947 г.; переведено на польский, чешский, венгерский и китайский языки), Н.И. Колчин («Механика машин» в 5-ти частях, первое издание в 1948–1957 гг.), Вл.А. Зиновьев («Теория механизмов и машин», первое издание в 1955 году, переведено на английский язык в 1963 г.) и др.

Исследование структурных групп Ассура продолжается и в наши дни в России и за рубежом [28–30].

В последнее время появились публикации с использованием классификации Ассура как общеизвестной, без ссылок на первоисточник. Это является своеобразным подтверждением признания заслуг Ассура в области теории механизмов.

Заключение

Представленные в данной статье ученые, жившие в разные годы в Санкт-Петербурге, работали в благоприятной среде. Их окружали коллеги, подчас не менее крупные фигуры, чем они сами, ученики, последователи. Они основали научные и инженерные школы, их имена сохранились в книгах, теориях, формулах, моделях. Они внесли свой заметный вклад в развитие науки о механизмах и машинах.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Гизе М.Э.** Нартов в Петербурге. Ленинград: Лениздат, 1988. 174 с.

2. **Луазо Ж.** Токарный станок А.К. Нартова во Французском Национальном хранилище искусств и ремесел // Вопросы истории естествознания и техники. Вып. 3. Москва: Изд. АН СССР, 1957. С. 212–216.

3. **Загорский Ф.Н.** Андрей Константинович Нартов. 1693–1756. Ленинград: Наука, 1969. 166 с.

4. **Дружинский И.А., Федосеева Е.П.** «Театрум махинарум» А.К. Нартова: К 200-летию со дня смерти А.К. Нартова – автора первого русского труда о станках. Ленинград: Изд-во Государственной публичной библиотеки им. М. Е. Салтыкова-Щедрина, 1956. 89 с.

5. **Мокеева В.И.** Парадный станок А.К. Нартова – предположение или реальность? // «Театрум Махинарум, или три эпохи искусства резьбы по кости в Санкт-Петербурге»: Каталог выставки. СПб.: Петрополь, 1993. С. 215–219.

6. **Дружинский И.А.** Воосоздание технологической части станка А.К. Нартова // «Театрум Махинарум, или три эпохи искусства резьбы по кости в Санкт-Петербурге»: Каталог выставки. СПб.: Петрополь, 1993. С. 231–237.

7. **Bogolyubov N., Mikhaïlov G., Yushkevich A**. Euler and Modern Science. Translated by Robert Burns // Mathematical Association of America. 2007. ISBN 978-0-88385-564-5.

8. **Dunham William** The Genius of Euler: Reflections on his Life and Work. Mathematical Association of America. 2007. ISBN 978-0-88385-558-4.

9. **Euler L.** De machinis in genere // Novi Commentarii Acad. Sci. Imp. Petrop., Vol. 3. P. 254–285. 1753.

10. **Euler L.** Principia theoriae machinarum // Novi Commentarii Acad. Sci. Imp. Petrop., Vol. 18. P. 230–253. 1763.

11. **Подольский М.Е.** О методе Эйлера в применении к кинематике и динамике твердого тела // Теория механизмов и машин. 2013. Т. 11. № 2(22). С. 38–45.

12. **Едунов В.В., Едунов А.В.** К вопросу об использовании уравнения Эйлера-Савари в задачах механики машин // Теория механизмов и машин. 2012. Т. 10. № 2(20). С. 33–40.

13. **Euler L.** Remarques sur l'effet du frottement dans l'equilibre // Memoires de l'Academie des Sciences de Berlin. 1769. Vol. 18. P. 265–278.

14. **Euler L.** Genuina principia doctrinae de statu aequilibrii et motu corporum tam perfecte flesibilium quam elasticorum // Novi Commentarii Acad. Sci. Petrop. 1771. Vol. 15. P. 381–413.

15. **Euler L.** De gemina methodo tam aequilibrium quam motum corporum flexibilium determinandi et utriusque egregio consensus // Novi Commentarii Acad. Sci. Petrop. 1776. Vol. 20. P. 286–303.

16. **Euler L.** De pressione funium tensorum in corpora subiecta eorumque motu a frictione impedito // Novi Commentarii Acad. Sci. Petrop. 1776. Vol. 20. P. 304–342.

17. **Прудников В.Е.** Пафнутий Львович Чебышев. 1821–1894. Л.: Наука, 1976. 283 с.

18. **Chebyshev P.** Sur une modification du paralllogramme articul de Watte. In Bull. Phys.-math. de l'Acadmie Impriale Sciences de St.-Ptersbourg, 1861. T. IV. P. 433–438.

19. **Chebyshev P.** Theory of the mechanisms known as parallelograms. In Mmoires prsents l'Acadmie Impriale Scienes de St.-Ptersbourg par divers savants. 1854. Vol. VII. P. 539–568.

20. **Chebyshev P.** Functions deviating least from zero. In Journ. de math. pures et appl., II seri, 1874. Vol. XIX P. 319–346.

21. **Chebyshev P.** On parallelograms // In Proceedings of the Second Congress of Russian Natural Scientists. Aug. 20–30 1869. M., 1869.

22. **Grübler M.** Allgemeine Eigenschaften der zwangsläufigen ebenen kinematischen Ketten // Zivilingenieur. 1883. Vol. 29. P. 167–199.

23. Механизмы П.Л.Чебышева. Математические этюды. [Электронный ресурс.] // http://tcheb.ru/.

24. **Евграфов А.Н., Козликин Д.П.** Леонид Владимирович Ассур // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. №4 (183). Т. 1. С. 405–414.

25. **Ассур Л.В.** Исследование плоских стержневых механизмов с низшими парами с точки зрения их структуры и классификации. Часть 1: Учение о нормальных многоповодковых цепях и роль их в образовании механизмов // Известия Санкт-Петербургского политехнического института. 1914. Т. 20–21; Дополнение ко второй главе первой части // Там же. 1915. Т. 24.

26. **Ассур Л.В.** Исследование плоских стержневых механизмов с низшими парами с точки зрения их структуры и классификации. Часть 2: Приложение учения о нормальных цепях к общей теории механизмов // Известия Санкт-Петербургского политехнического института. 1914. Т. 21–23; Дополнение к первой главе второй части // Там же. 1918. Т. 24.

27. **Ассур Л.** Исследование плоских стержневых механизмов с низшими парами с точки зрения их структуры и классификации. 2-е изд. М.: Изд-во АН СССР, 1952.

28. **Пейсах Э.Е.** Классификация плоских групп Ассура // Теория механизмов и машин. 2007. Т. 5. №1(9). С. 5–17.

29. **Дворников Л.Т.** Основы всеобщей (универсальной) классификации механизмов // Теория механизмов и машин. 2011. Т. 9. № 2 (18). С.18–29.

30. **Bouzakis K.D., Mansour G., Mitsi S., Popescu I.** Position analysis in polynomial form of class-three Assur // Mech. and Mach. Theory. 2008. Vol. 43. P. 1401–1415.

REFERENCES

1. **Gize M.E.** Nartov in St. Petersburg. Leningrad: Lenizdat, 1988. 174 p. (rus.)

2. **Loiseau J.** Nartov's lathe in the French national arts and crafts store. *Questions of History of Science and Technology*. 1957. Vol. 3. USSR Academy of Sciences. Moscow. P. 212–216. (rus.).

3. **Zagorski F.** Andrey Nartov. 1693–1756. Leningrad: Nauka, 1969. 166 p. (rus.)

4. **Druzhinsky I., Fedoseyeva E.** "Theatrum machinarum" of A. Nartov: the 200th anniversary of the death of A. Nartov – author of the first Russian work on the machines / National Library of Russia. Leningrad, 1956. 89 p. (rus.)

5. **Mokeeva V.I.** Nartov's machine – an assumption or a reality? "*Theatrum Machinarum, or the three epochs in the art of bone-carving in St. Petersburg." Exhibition* Catalogue: The 300th anniversary of the birth of Andrej Nartov. 1993, Saint Petersburg / Scientific editor V. Yu. Matveev. Saint Petersburg: "Petropol" gallery. 1993. P. 215–219. (rus.)

6. **Druzhinskiy I.A.** Reconstruction of technological part of Nartov's machine. "*Theatrum Machinarum, or the three epochs in the art of bone-carving in St. Petersburg."* Exhibition. Catalogue: The 300th anniversary of the birth of Andrej Nartov / Scientific editor V. Yu. Matveev. Saint Petersburg: "Petropol" gallery. 1993. P. 231–237 (rus.)

7. **Bogolyubov N., Mikhaïlov G., Yushkevich A.** Euler and Modern Science. Translated by Robert Burns. *Mathematical Association of America*. 2007. ISBN 978-0-88385-564-5.

8. **Dunham William** The Genius of Euler: Reflections on his Life and Work. *Mathematical Association of America*. 2007. ISBN 978-0-88385-558-4.

9. **Euler L.** De machinis in genere. *Novi Commentarii Acad. Sci. Imp. Petrop*. 1753. Vol. 3. P. 254–285.

10. **Euler L.** Principia theoriae machinarum. *Novi Commentarii Acad. Sci. Imp. Petrop*. 1753. Vol. 8. P. 230–253.

11. **Podolsky M.E.** On application of Euler's approach to kinematics and dynamics of rigid body. *Theory of Mechanisms and Machines*. 2013. Vol. 11. № 2(22). P. 38–45. (rus.).

12. **Edunov VV., Edunov A.V.** The use the equation of Euler-Savary in problems of mechanics of machines. *Theory of Mechanisms and Machines*. 2012. Vol. 10. № 2(20). P. 33–40. (rus.).

13. **Euler L.** Remarques sur l'effet du frottement dans l'equilibre. *Memoires de l'Academie des Sciences de Berlin*. 1769. Vol. 18. P. 265–278.

14. **Euler L.** Genuina principia doctrinae de statu aequilibrii et motu corporum tam perfecte flesibilium quam elasticorum. *Novi Commentarii Acad. Sci. Petrop*. 1771. Vol. 15. P. 381–413.

15. **Euler L**. De gemina methodo tam aequilibrium quam motum corporum flexibilium determinandi et utriusque egregio consensu. *Novi Commentarii Acad. Sci. Petrop*. 1776. Vol. 20. P. 286–303.

16. **Euler L.** De pressione funium tensorum in corpora subiecta eorumque motu a frictione impedito. *Novi Commentarii Acad. Sci. Petrop*. 1776. Vol. 20. P. 304–342.

17. **Prudnikov V.** Pafnuty Chebyshev. 1821–1894. Moscow: Science, 1976. (rus.).

18. **Chebyshev P.** Sur une modification du paralllogramme articul de Watte. *Bull. Phys.-math. de l'Acadmie Impriale Sciences de St.-Ptersbourg*, 1861. T. IV. P. 433–438.

19. **Chebyshev P.** Theory of the mechanisms known as parallelograms. *Memoires presents l'Acadmie Impriale Scienes de St.-Ptersbourg par divers savants*. 1854. Vol. VII. P. 539–568.

20. **Chebyshev P.** Functions deviating least from zero. *Journ. de math. pures et appl.*, II serie, 1874. Vol. XIX. P. 319–346.

21. **Chebyshev P.** On parallelograms. *Proceedings of the Second Congress of Russian Natural Scientists*. Aug. 20–30, 1869. M., 1869.

22. **Grübler M.** Allgemeine Eigenschaften der zwangsläufigen ebenen kinematischen Ketten. *Zivilingenieur*. 1883. Vol. 29. P. 167–199.

23. Mekhanizmy P.L.Chebysheva. Matematicheskiye etyudy. [Elektronnyy resurs]. *http://tcheb.ru/*. (rus.)

24. **Evgrafov A.N., Kozlikin D.P.** Leonid Vladimirovich Assur. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. № 4 (183). T. 1. S. 405–414.

25. **Assur L.** Research of planar linkages with lower pairs on the basis of their structure and classification. Part 1: The doctrine of normal chains and their role in the formation mechanisms. *Proceedings of the St. Petersburg Polytechnic Institute*. *1914. Vol. 20–21*; Addition to the second chapter of the first part. *Ibid*, *1915, Vol. 24.* (rus.)

26. **Assur L.** Research of planar linkages with lower pairs on the basis of their structure and classification. Part 2:The application of the doctrine of the normal chains of the general theory of mechanisms. *Proceedings of the St. Petersburg Polytechnic Institute*. 1914. T. 21–23; Addition to the first chapter of the second part. *Ibid*. 1918. T. 24. (rus.)

27. **Assur L.** Research of planar linkages with lower pairs on the basis of their structure and classification. 2nd ed. / USSR Academy of Sciences, 1952. (rus.)

28. **Peisach E.E** Classification of planar Assur groups. *Theory of mechanisms and machines*. 2007. Vol. 5. № 1 (9). P. 5–17. (rus.).

29. **Dvornikov LT.** Bases of general classifications of mechanisms. *Theory of mechanisms and machines*. 2011. Vol. 9. № 2 (18). P.18–29. (rus.).

30. **Bouzakis KD, Mansour G, Mitsi S, Popescu I** Position analysis in polynomial form of class-three Assur. *Mech. and Mach. Theory*. 2008. Vol. 43. P. 1401–1415.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ЕВГРАФОВ Александр Николаевич – кандидат технических наук заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: a.evgrafov@spbstu.ru

EVGRAFOV Aleksandr N.– Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: a.evgrafov@spbstu.ru

АНДРИЕНКО Павел Александрович – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: andrienko-p@mail.ru

ANDRIENKO Pavel A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: andrienko-p@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.15
УДК 621.78

А.И. Попов, М.И. Тюхтяев, М.М. Радкевич, В.И. Новиков

АНАЛИЗ ТЕПЛОВЫХ ЯВЛЕНИЙ ПРИ СТРУЙНОЙ ФОКУСИРОВАННОЙ ЭЛЕКТРОЛИТНО-ПЛАЗМЕННОЙ ОБРАБОТКЕ

A.I. Popov, M.I. Tyukhtyaev, M.M. Radkevich, V.I. Novikov

THE ANALYSIS OF THERMAL PHENOMENA OCCURING UNDER JET FOCUSED ELECTROLYTIC PLASMA PROCESSING

Исследованы нагрев активного расходуемого анода и распределения тепловых потоков в процессе струйной фокусированной электролитно-плазменной обработки. Проведена оценка распределения температур на поверхности анода методами измерения искусственной термопарой и плавкими индикаторами. Замерена температура основных элементов системы анода, катода, электролита в момент стекания с образца, электролита в приемной ванне, парогазовой среды в уловителе пара, в корпусе рабочей камеры. Установлено, что в случае локализованного фокусированного пучка на поверхности анода, значительно превышающей площадь катода, в условиях малых скоростей струи электролита имеет место низкотемпературная обработка поверхностного слоя материала, обеспечивающая полирование сталей без прохождения фазовых превращений. Проанализировано распределение тепловых потоков в процессе струйной фокусированной электролитно-плазменной обработки.

СТРУЙНАЯ, ФОКУСИРОВАННАЯ, ЭЛЕКТРОЛИТНО-ПЛАЗМЕННАЯ ОБРАБОТКА; АКТИВНЫЙ РАСХОДУЕМЫЙ АНОД; НАГРЕВ; ТЕПЛОВОЙ ПОТОК; УРАВНЕНИЕ ТЕПЛОВОГО БАЛАНСА; МАРТЕНСИТНО-ФЕРРИТНАЯ СТАЛЬ.

The paper has studied the phenomena of heating of the active sacrificial anode and the distribution of heat flow under jet focused electrolytic-plasma treatment. We have assessed the temperature distribution on the anode surface using measurements by an artificial thermocouple and by fuse indicators. We have measured the temperature of the basic elements of the system consisting of the anode, the cathode, the electrolyte (under drainage from the sample and in the receiving tank), and the vapor-gas medium (in the vapor trap and in the working chamber housing). It was found that if the localized beam was focused on the anode surface area substantially greater than that of the cathode, occurs low-temperature processing of the surface layer of the material occurred in a low-velocity electrolyte jet, which provides polishing of the steels without undergoing phase transformations. The distribution of heat flows under jet focused electrolytic-plasma treatment was analyzed.

JET; FOCUSED; ELECTROLYTIC PLASMA PROCESSING; ACTIVE SACRIFICIAL ANODE; HEATING; THERMAL STREAM; EQUATION OF THERMAL BALANCE; MARTENSITE FERRITE STEEL.

Введение

Практическое использование известных электрохимических процессов с целью управления шероховатостью поверхности детали невозможно без оценки тепловых явлений, происходящих в рабочей зоне «материал – инструмент» и сильно сказывающихся на конечном результате обработки.

Тепло, выделяющееся в локальной зоне обработки, приводит к нагреву материала, а охлаждение его электролитом может привести к фазовым превращениям, изменяющим структуру, что, в конечном счете, отрицательно скажется на работоспособности изделия. Во многом это касается электролитно-плазменной обработки при полировании ответственных деталей. Результаты исследований авторов [1, 2] показали, что при обработке в ванне погружением изделия в электролит или в потоке электролита в трубе температура обработки для катодного и анодного процессов электролиза составляет от 400 до 1100 °С. В отдельных случаях [1] может иметь место температура процесса, сопоставимая с температурой плавления обрабатываемого материала. При обработке в струйных течениях электролита [3] на активном расходуемом аноде большой площади также фиксируются значительные температуры, способные привести к фазовым превращениям в материале детали. В процессе капельно-струйных режимов обработки поверхности с электролитическим катодом [4] формируется плазменный столб с температурой в интервале 1000–5000 К [4]. Известные результаты требуют установления данных о температурах, возникающих в процессе фокусированной электролитно-плазменной обработки. Фокусирование плазменного столба магнитными системами также влияет на температуру процесса.

Цель работы

Цель нашей работы – анализ тепловых явлений, возникающих в области активного расходуемого анода большой площади при капельно-струйной фокусированной электролитно-плазменной обработке.

Анализ литературных данных [1–5] показывает, что температура анода зависит от нескольких основных параметров процесса: соотношения площадей активного и пассивного электродов, формы, состава, концентрации, объема, скорости потока электролита; глубины погружения электрода в электролит; точки замера температуры по глубине; расстояния между электродами.

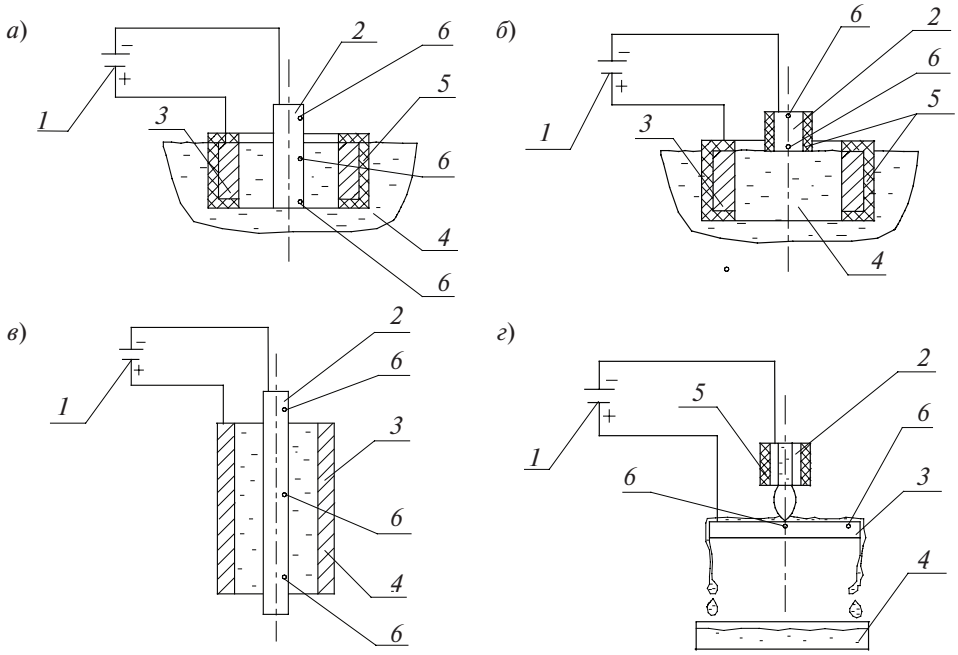


Рис. 1. Схемы определения температуры анода в электролитной плазме: (*а* – погружением цилиндрического анода в неподвижный электролит; *б* – погружением торцевой части анода в неподвижный электролит; *в* – погружением цилиндрического анода в проточный электролит) и положение катода над поверхностью анода (*г*) (*1* – источник питания; *2* – катод; *3* – анод; *4* – электролит; *5* – изолятор; *6* – место замера температуры)

Известны следующие схемы измерения температуры анода при электролитно-плазменной обработке (рис. 1).

В соответствии со схемами (рис. 1,*а*,*б*,*в*) фиксировалась температура на активном аноде. В данных работах использовались неподвижные электролиты значительного объема или электролиты со скоростями потока от 1,2 до 8 л/мин и высокой плотностью тока (от 0,15 до 7,0 А/см^2) [6], что определяет температуру, при которой могут происходить не только фазовые превращения, но и оплавление материала анода. Авторами [3] были проведены исследования температуры анода по схеме (рис. 1, *г*) при условии активного катода и струйных течений электролита. При этом температура анода достигала до 400 °С. Принимая во внимание тот факт, что наблюдается значительный разброс температур на поверхности анода, требуется установить режимы струйной фокусированной электролитно-плазменной обработки, которые бы обеспечивали низкую температуру поверхности изделия, исключающую фазовые переходы.

Материал и методика работы

Для изучения тепловых явлений использовался источник питания, собранный по схеме Ларионова [7]. В качестве электролита использовали водный раствор соли Na_2SO_4 с весовым содержанием 14,2 г/л. Электролит пропускался через отверстие в катодном модуле в капельно-струйном режиме [4,10] с объемным расходом 0,02–0,28 л/мин при формировании фокусированного столба электролитной плазмы между срезом катодного модуля и обрабатываемой поверхностью в режиме активного катода.

При этом мы определяли температуры основных элементов системы: анода, катода, электролита в момент стекания с образца, электролита в приемной ванне, парогазовой среды в уловителе пара, в корпусе рабочей камеры.

Для повышения достоверности результатов измерение температур процесса проводилось двумя способами: методом искусственной термопары и методом плавких индикаторов. Использовались три хромель-алюмелевые термопары: одна – соединенная с аналоговым прибором, две – с цифровыми. Погрешность измерения, °С, составляла соответственно 0,1; 0,1 и 0,01. Фиксирование температуры проводили при установившемся тепловом потоке с интервалом замеров не менее 7 минут, с шагом напряжения между электродами – 20 вольт.

В качестве плавкого индикатора выполняющего роль анода использовали олово в виде тонкой пластины толщиной 0,5 мм.

Экспериментальное исследование

Нами проведен сравнительный анализ температурных зависимостей, полученных разными авторами [1-3, 8, 9] для анодного нагрева.

Зависимость, полученная авторами [2, 8] (рис. 2, кривая *1*) характеризует изменение температуры при погружении образца в электролит. Отмечено, что совпадение по температуре двух процессов идет в интервале напряжений, описываемых законами Фарадея (участок АВ). На остальных участках при исследуемых температурах анода наблюдается значительное различие. Участок ВС кривой *1* характеризует нестабильный режим коммутации [9] и резкий скачок температуры. При этом на участке CD отмечено увеличение температуры более 800 °С. Участок DE характеризует резкое падение температуры, что соответствует процессу разбрызгивания электролита.

Зависимость, полученная авторами [3] (рис. 2, кривая *2*) характеризует изменение температуры при струйных течениях электролита на неактивном аноде.

Исследование, проведенное нами (рис. 2, кривая *3*), характеризует изменение температуры при струйной фокусированной обработке на неактивном аноде. Зависимость рабочих температур анода при напряжениях в интервале от 0–500 В показывает, что температура анода не поднимается выше 110 °С (кривая *3* на рис. 2). При этом максимальная температура анода наблюдается при 180–220 В, что соответствует максимальной мощности, выделяемой на межэлектродном промежутке. Вместе с тем установлено, что в интервале напряжений 300–500 В наблюдается резкое снижение температуры, что, по-видимому, связано с режимом коммутации, резким падением мощности и стабилизацией вольт-амперной характеристики по току.

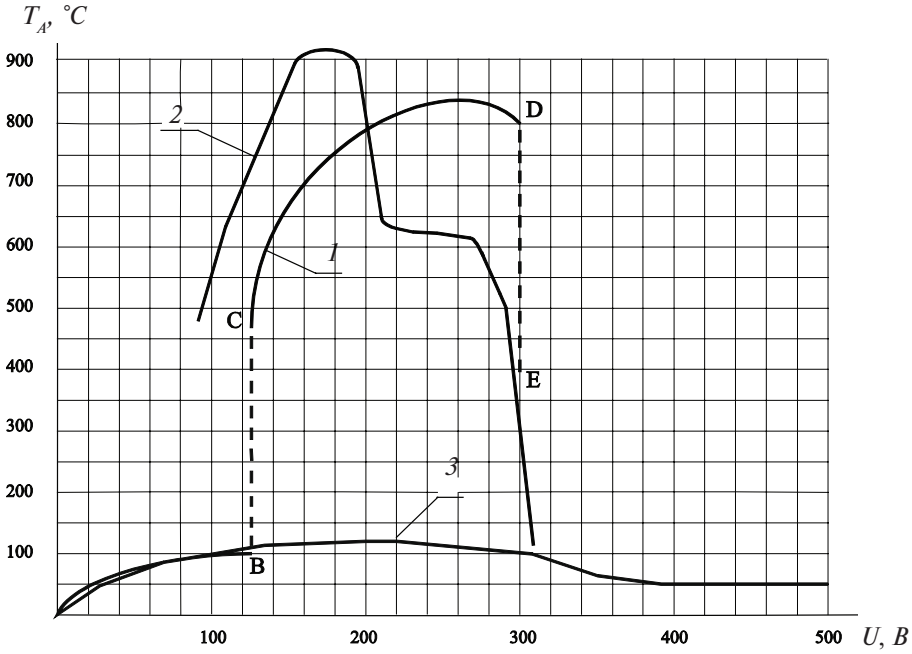


Рис. 2. Изменение температуры анода в зависимости от напряжения между электродами: *1* – температура на активном аноде при погружении образца в электролит [2, 8] (участок AB – режим электролиза; BC – нестабильный режим коммутации; CD – участок максимальных температур; DE – неустойчивый режим разбрызгивания электролита); *2* – температура на неактивном аноде при струйных течениях электролита [3]; *3* – температура на неактивном аноде при струйной фокусированной обработке

Оценка температуры методом плавких индикаторов позволила подтвердить фактические температуры на поверхности изделия.

Для стали 20Х13 после закалки (980–1030 °С) и отпуска (670–720 °С) [11] характерны рабочие температуры до 600 °С, связанные с плавным нагревом и охлаждением, однако резкий нагрев и охлаждение в интервале 250–350 °С приводит к повторной закалочной структуре этой стали.

Наличие оплавления или проплавления на пластине из олова ($T_{пл}$ = 231,9 °С) подтвердило бы факт достижения в рабочей зоне обработки температур, которые соответствуют температуре фазового превращения.

Исследования показали, что во всем диапазоне 0–500 В режимов струйной фокусированной электролитно-плазменной обработки на пластине из олова не наблюдалось блестящих зон оплавления, локальных мест проплавления или расплавления кромок в зоне разряда и местах стекания электролита. Этот факт подтверждает: при обработке в капельно-струйном режиме при объемном расходе 0,02–0,28 л/мин отсутствуют температуры, превышающие $T_{пл}$ = = 231,9 °С в поверхностном слое детали, что обеспечивает отсутствие фазовых превращений при обработки стали 20Х13.

Таким образом в процессе струйной фокусированной электролитно-плазменной обработки с малыми скоростями потока электролита наблюдается значительно меньшая температура по сравнению со струйной электролитно-плазменной обработкой при высоких скоростях протекания электролита или с электролитно-плазменной обработкой погружением в ванну.

Для оценки температурных полей анода, электролита, стекающего с образца, электролита в приемной ванне, парогазовой среды в уловителе пара, в корпусе рабочей камеры, мы измеряли температуры основных элементов системы в зоне обработки при фокусированной электролитно-плазменной обработке. Результаты измерения температур, °С, следующие:

Анод.....(24–110) ± 5
Приемная ванна с электролитом... (24–87) ± 5
Корпус рабочей камеры.....(24–100) ± 5
Сток электролита с анода.....(24–90) ± 5
Приемная ванна..... (24–64) ± 5
Уловитель пара.....(24–110) ± 5

Источником теплоты является зона разряда фокусированного пятна электролитной плазмы с поверхностью. В этой области происходит максимальное выделение тепла, величина которого изменяется в зависимости от разности приложенных потенциалов.

Расчетное исследование

Нами рассмотрена область, характеризующая максимальную плотность теплового потока, формируемую в объеме $V = U \cdot 1$ см^2 [5] за счет выделяемой мощности, которую можно оценить так:

$$q\Sigma = \frac{I}{S} U,$$

где U – величина напряжения между поверхностью изделия и срезом катодного модуля, соответствующая максимальной силе тока; $U = 220$ В; I – максимальная сила тока, $I = 5{,}5$А; S – площадь поверхности контакта электролитной плазмы и анода.

Тогда выделяемая на поверхности детали мощность составляет

$$q\Sigma = \frac{I}{S} U = \frac{5{,}5}{\pi r^2} \; 220 = 1528 \, \frac{\text{Вт}}{\text{см}^2}.$$

Соотношение, связывающее выделение и расход теплоты в процессе струйной фокусированной электролитно-плазменной обработки, отражает баланс теплоты, который можно записать так:

$$Q_{\text{тока}} + Q_{\text{окис}} = Q_{\text{А}} + Q_{\text{К}} + Q_{\text{Э}} + Q_{\text{ок ср пар}} + Q_{\text{Ок ср изл}}.$$

Здесь левая часть уравнения соответствует количеству теплоты, выделяемой в процессе полирования; $Q_{\text{тока}}$ – количество теплоты, выделяющееся при прохождении электрического тока; $Q_{\text{окис}}$ – количество теплоты, выделяющееся при окислении железа.

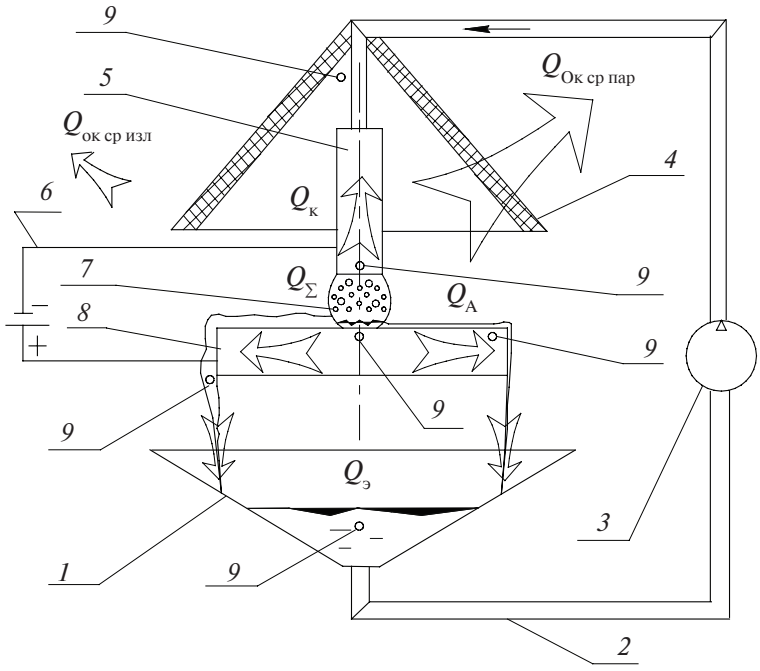


Рис. 3. Схема тепловых потоков при струйной фокусированной электролитно-плазменной обработке:
1 – приемная ванна с электролитом; *2* – трубопровод; *3* – насос; *4* – уловитель пара; *5* – катодный модуль; *6* – источник питания; *7* – область фокусированного электролитно-плазменного разряда; *8* – анод; *9* – место замера температуры

Правая часть уравнения соответствует распределению тепловой энергии в процессе полирования; $Q_А$ – тепловой поток, направленный в анод (обрабатываемый материал); $Q_к$ – тепловой поток, направленный в катод; $Q_э$ – тепловой поток, направленный в стекающий электролит; $Q_{ок\ ср}$ – тепловой поток, направленный в окружающую среду в виде пара; $Q_{ок\ ср\ изл}$ – тепловой поток, направленный в окружающую среду в виде излучения.

При проведении расчетов мы использовали методики, предложенные в работах [12–13].

Количество теплоты $Q_{тока}$, выделяющееся при прохождении электрического тока, в соответствии с законом Джоуля–Ленца:

$$Q_{тока} = U\,I\,t,$$

где t – время процесса соответствующее достижению полированной поверхности; $t = 30$ с. Откуда

$$Q_{тока} = 220 \cdot 5{,}5 \cdot 30 = 36300 \text{ Вт}.$$

Количество теплоты $Q_{окис}$, выделяющееся при окислении железа:

$$Q_{окис} = \frac{q\,V}{t},$$

где q – теплота реакции окисления железа в соответствии с формулой [14]

$$Fe + \frac{1}{2}O_2 \rightarrow FeO + q,$$

где q = 822кДж/моль; V – количество железа, удаленного с поверхностного слоя в процессе обработки, моль,

$$V = m_1 / M;$$

m_1 – масса железа удаленного с поверхностного слоя в процессе обработки, кг;

$$m_1 = p_1\,V = p_1\,\pi\,R^2\,L =$$
$$= 7800 \cdot 3{,}14 \cdot 0{,}00003 \cdot 0{,}01 = 0{,}0024 \text{ кг},$$

где $p_1 = 7800$ кг/м³ – плотность железа; V – объем материала удаленного полировкой.

Таким образом,

$$V = \frac{m_1}{M} = \frac{0{,}0024}{0{,}056} = 0{,}0429\,\frac{\text{кг} \cdot \text{моль}}{\text{кг}} = 0{,}0429 \text{ моль},$$

где $M = 0{,}056$ кг/моль.

Тогда

$$Q_{окис} = \frac{q \cdot V}{t} = \frac{822{,}0 \cdot 10^3 \cdot 0{,}0429}{30} =$$
$$= 392\,\frac{\text{Дж} \cdot \text{моль}}{\text{моль} \cdot \text{с}} = 1175 \text{ Вт},$$

где t – время полировки поверхности; $t = 30$ сек.

Количество теплоты $Q_{эл}$, поглощенное электролитом:

$$Q_э = C\,m\,\Delta T,$$

где C – массовая теплоемкость электролита; поскольку основной составляющей электролита является вода, принимаем $C = 4200$ Дж/кг · К;

m – масса нагреваемого электролита,

$$m = pV;$$

p – плотность электролита Na_2SO_4; $\rho = 1070$ кг/м³; V – объем электролита, в нашем случае замерен мерной посудой и составил $V = 0{,}0001375$ м³ за время обработки, равное $t = 30$ сек.

Из формулы

$$V = \pi\,\frac{d^2}{4}\,v\,t,$$

где d – внутренний диаметр трубки подачи электролита, $d = 0{,}003$ м; v – скорость течения электролита, $\frac{\text{м}}{\text{с}}$, t – время полировки поверхности, $t = 30$ сек; рассчитаем скорость течения электролита:

$$v = \frac{V\,4}{\pi\,d^2\,t} = \frac{0{,}0001375 \cdot 4}{3{,}14 \cdot 0{,}003^2 \cdot 30} = 0{,}65\,\frac{\text{м}}{\text{с}}.$$

ΔT – допустимое изменение температуры, в нашем случае $\Delta T = 30$ °С.

Вычислим количество теплоты, направленное в электролит:

$$Q_э = C\,m\,\Delta T =$$
$$= 4200 \cdot (1070 \cdot 0{,}00012375) \cdot 30 = 18538 \text{ Вт}.$$

Количество теплоты Q_A, направленное в анод (обрабатываемый материал):

Рассмотрим количество теплоты, поступающее в обрабатываемый материал при электролитно-плазменном полировании площади $S = 3{,}14$ см² на образце из стали 20Х13.

Уточним, что сопротивление разряда электролитно-плазменного полирования складывается из трех частей:

$$R_{\text{разряда}} = R_{\Sigma} - R_{\text{пр}} - R_{\text{э}},$$

где R_{Σ} – общее сопротивление цепи; $R_{\text{пр}}$ – сопротивление на проводах, принято $R_{\text{пр}} = 5$ Ом; $R_{\text{э}}$ – сопротивление электролита. Тогда суммарное сопротивление найдем из закона Ома:

$$R_{\Sigma} = \frac{U}{I} = \frac{U}{(J\ S)} = \frac{220}{1{,}75 \cdot 3{,}14} = 40 \text{ Ом}.$$

Рассмотрим сопротивление электролита

$$R_{\text{э}} = k\ l,$$

где k – удельная электропроводность, вычисляемая по следующей формуле:

$$k = k_{18}\ (1 + \beta\ (t_{\text{э}} - 18));$$

k_{18} – электропроводность, Ом/м, электролита при температуре 18 °С; β – температурный коэффициент; $t_{\text{э}}$ – температура электролита, °С.

Рассчитаем удельную электропроводность электролита:

$$k = 2{,}03 \cdot \left(1 + 0{,}0022 \cdot (90 - 18)\right) = 5{,}25 \frac{\text{Ом}}{\text{м}}.$$

С учетом расстояния между катодом и анодом $l = 0{,}6$ см.

$$R_{\text{э}} = k\ l = 5{,}25 \cdot 0{,}006 = 0{,}0315 \text{ Ом}.$$

Сопротивление разряда с учетом потерь на проводах и электролите

$$R_{\text{разр}} = R_{\Sigma} - R_{\text{пр}} - R_{\text{э}} = 40 - 5 - 0{,}0315 = 34{,}97 \text{ Ом}.$$

Отсюда количество теплоты $Q_{\text{А}}$, направленное в анод, равно

$$Q_{\text{А}} = R_{\text{разр}}\ I^2 = 34{,}97 \cdot 5{,}5^2 = 1058 \text{ Вт}.$$

Количество теплоты $Q_{\text{Ок ср}}$, направленное в окружающую среду в виде пара. Плотность теплового потока при пленочном кипении можно оценить по формуле

$$Q_{\text{окср-пар}} = \alpha\ (t_{\text{п}} - t_{\text{ж}}),$$

где $t_{\text{п}}$ – температура пара, °С; $t_{\text{ж}}$ – температура жидкости, °С; α – коэффициент теплоотдачи конвекцией, Вт/(м^2 · °С).

Тогда коэффициент теплоотдачи «жидкость – окружающая среда» равен

$$\alpha = \frac{\text{Nu} \cdot \lambda_{\text{ж}}}{X},$$

где Nu – число Нуссельта; $X = 0{,}01$ – характеристическая длина анода, м.

Число Нуссельта при пленочном кипении

$$\text{Nu} = 0{,}25 \left[\frac{\left(X^3\ \rho_{\text{пар}}\ (\rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{пар}})\ g\ C_{\text{р пар}}\right)}{\mu_{\text{пар}}\ \lambda_{\text{пар}}} \right]^{\frac{1}{3}},$$

где $\rho_{\text{пар}} = 0{,}5863$ – плотность пара, кг/м^3; g = 9,8 – ускорение свободного падения, м/с^2; $\rho_{\text{ж}} = 1070$ – плотность жидкости, кг/м^3; $C_{\text{р пар}} = 2060$ – удельная теплоемкость пара, Дж/(кг · °С); $\mu_{\text{пар}} = 1{,}27 \cdot 10^{-5}$ – динамическая вязкость пара, Н · с/м^2; $\lambda_{\text{пар}} = 0{,}0246$ – коэффициент теплопроводности пара, Вт/(м · °С).

Тогда число Нуссельта

$$\text{Nu} = 0{,}25 \left[\frac{(0{,}01^3\ 0{,}5863\ (1070 - 0{,}5863)\ 9{,}8\ 2060)}{1{,}27 \cdot 10^{-5} \cdot 0{,}0246} \right]^{\frac{1}{3}} = 249{,}3.$$

Коэффициент теплоотдачи конвекцией находим так:

$$\alpha = \frac{249{,}3 \cdot 0{,}68}{0{,}01} = 5652 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot {}^\circ\text{С}}.$$

Плотность теплового потока:

$$q_{\text{окср}} = 5652(110 - 90) = 113040 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2}.$$

Тепловой поток от жидкости в окружающую среду в виде пара:

$$Q_{\text{окср}} = q_{\text{окср}}\ S = 113040 \cdot 0{,}0314 = 3549 \text{ Вт}.$$

где $S = 0{,}0314$ площадь заготовки, м^2.

Количество теплоты $Q_{\text{изл}}$, направленное в окружающую среду в виде излучения. Дополнительно к этому составляющей теплового потока является излучение формирующееся в области исследуемых напряжений (280–500 В). Однако по литературным данным [1] вклад его в общий тепловой поток незначителен – не превышает 5 %.

Количество теплоты $Q_{\text{к}}$, направленное в катод. Запишем полученное уравнение общего теплового баланса:

$$Q_{\text{тока}} + Q_{\text{окис}} = Q_{\text{А}} + Q_{\text{К}} + Q_{\text{Э}} + Q_{\text{ок ср пар}} + Q_{\text{ок ср изл}} =$$
$$= 1175 + 36300 = 1058 + Q_{\text{К}} + 18538 + 3549 + 1835.$$

Отсюда

$$Q_{\text{к}} = 37475 - 25025 = 12450 \text{ Вт}.$$

Обсуждение результатов

Расчет показывает, что значительная часть теплового потока идет на нагрев катодного модуля. Это в определенной мере подтверждается поведением материалов, используемых в качестве материала катода. Поверхность алюминия в процессе работы покрывается белым окислом, а поверхность меди приобретает темно-красный оттенок как в процессе отжига.

В целом распределение теплового потока от общего источника тепла в виде струи фокусированной электролитной плазмы при капельно-струйной подаче электролита представлено на рис. 4.

Процентное распределение тепловых потоков на входе процесса:

тепловой поток, формирующийся при прохождении электрического тока, составляет 95–99 %;

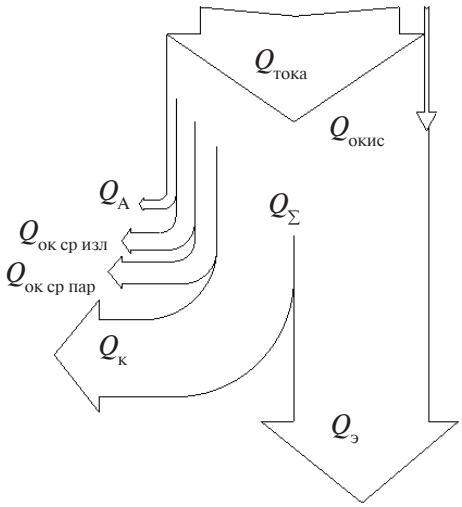


Рис. 4. Распределение тепловых потоков при струйной фокусированной электролитно-плазменной обработке

тепловой поток, формирующийся при окислении железа, составляет 1–5 %.

Процентное распределение тепловых потоков на выходе процесса:

тепловой поток, направленный в анод, составляет 3–8 %;

тепловой поток, направленный в катод (катодный модуль), составляет 30–35 %;

тепловой поток, направленный в стекающий электролит, составляет 50–55 %;

тепловой поток, направленный в окружающую среду в виде пара, составляет 10–15 %;

тепловой поток, направленный в окружающую среду в виде инфракрасного излучения, составляет 1–5 %.

Таким образом, показано, что существует технологическая возможность применения струйной фокусированной обработки для полирования поверхности стали 20Х13 без изменения ее фазового состава в процессе обработки.

Выводы

Выявлены отличия в температуре между формированием электролитной плазмы погружением, протоком и струйной фокусированной обработкой, показано существенное снижение температуры анода в процессе обработки.

Рассмотрены основные закономерности распределения температуры в зоне обработки.

Предложена физическая модель теплового процесса струйной фокусированной электролитно-плазменной обработки.

Показана технологическая возможность применения струйной фокусированной обработки для полирования поверхности изделий из стали 20Х13.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Словецкий Д.И., Терентьев С.Д.** Параметры электрического разряда в электролитах и физико-химические процессы в электролитной плазме // Химия высоких энергий. 2003. Т. 37. № 5. С. 355–362.

2. **Суминов И.В., Белкин П.Н., Эпельфельд А.В., Людин В.Б., Крит Б.Л., Борисов А.М.** Плазменно-электролитическое модифицирование поверхности металлов и сплавов. М.: Техносфера, 2011. 464 с.

3. **Куликов И. С., Ващенко С. В., Каменев А. Я**. Электролитно-плазменная обработка материалов. – Минск: Беларус. навука, 2010. 232 с. ISBN 978-985-08-1215-5.

4. **Гайсин Ал.Ф., Гайсин А.Ф., Гайсин Ф.М.** Многоканальный разряд между твердым и электролитическим электродами в процессах модификации материалов при атмосферном давлении // «Низкотемпературная плазма в процессах нанесения функциональных покрытий». Научно-техническая конференция с элементами школы: сборник статей / Казанский государственный технологический университет. Казань: Изд-во КГТУ, 2010. С. 9–20.

5. **Григорьев А.И.** О переносе энергии и формировании электрического тока в окрестности опущенного в электролит, сильно нагретого протекающим током электрода // Журнал технической физики. 2004. Т. 74. Вып. 5. С. 38–43.

6. **Патент RU 2357019.** Способ электролитно-плазменной обработки деталей.

7. **Веселовский А.П., Ушомирская Л.А.** Интенсификация технологических процессов изготовления деталей машин при использовании различных видов энергии // Металлообработка. 2010. № 2. С. 46–49. ISSN 1684-6702.

8. **Плотников Н.В., Смыслов А.М., Таминдаров Д.Р.** К вопросу о модели электролитно-плазменного полирования поверхности // Вестник УГАТУ. 2013. Т. 17. № 4 (57). Уфа: Изд-во УГАТУ, 2013. С. 90–95.

9. **Дураджи В.Н., Капуткин Д.Е.** Обработка алюминия в электролитной плазме при анодном процессе // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. 2015. Т. 3, № 3. С. 38–41.

10. **Гайсин Ал.Ф., Сон Э.Е.** Паровоздушные разряды между струйным электролитическим катодом и металлическим анодом при пониженных давлениях // Теплофизика высоких температур. 2010. Т. 48. Вып. 3. С. 470–472.

11. **Корнеев А.Е., Громов А.Ф., Киселев А.М.** Влияние δ–феррита на свойства мартенситных сталей // Металловедение и термическая обработка металлов. 2013. № 8. С. 46-50.

12. **Шаталов В.К., Штокал А.О., Блатов А.А.** Микроволновое оксидирование поверхностей изделий вне ванны // Наука и Образование. МГТУ имени Н.Э. Баумана. Электрон. журн. 2015. № 3. С.1–4.

13. **Новиков В.И.** Повышение эффективности изготовления сложно-профильных деталей из легированных сталей методом электролитно-плазменного полирования: Диссертация ... кандидата технических наук: 05.02.07 / Новиков В. И.: С.-Петерб. гос. политехн. ун-т. Санкт-Петербург, 2010. 177 с.

14. **Ермолаев Г.В.** Теоретическое и экспериментальное моделирование влияния окисления на эффективность кислородной газолазерной резки металла: Автореферат диссертации ... кандидата физико-математических наук: специальность 01.02.05 / Ермолаев Г.В.; Ин-т теорет. и прикладной механики им. С.А. Христиановича СО РАН. Новосибирск, 2010. 19 с.

REFERENCES

1. **Slovetsky D.I, Terentyev S.D** Parametry elektricheskogo razryada v electrolitakh I fiziko-khimicheskiye protsessy v electrolitnoy plasma. *Khimiya vysokikh energy*. 2003, T. 37, № 5. S. 355–362. (rus.)

2. **Suminov I.V, Belkin P.N, Epelfeld A.V., Lyudin V.B, Crete B.L, Borisov A.M.** Plasmenno-electroliticheskoye modifitsirovaniye poverkhnosti metallov I splavov. Moskva: Technosfera, 2011. 464 s. (rus.)

3. **Kulikov I.S., Vashchenko S.V., Kamenev A.Y.** Electrolitho-plazmennaya obrabotka materialov. Minsk, Belarus: Navuka, 2010. 232 s. (rus.)

4. **Gysin. Al.F., Gysin A.F., Gysin F.M.** Mnogokanalnyy razryad mezhdu therdym I elektroliticheskim elektrodami v protsessakh modifikatsii materialov pri atmosfernom davlenii. *«Nizkotemperaturnaya plazma v protsessakn naneseniya funktsionalnykh pokrytiy». Naucchno-tekhnicheskaya konferentsiya s elementami shkoly: sbornik statey* / Kazanskiy gosudarstvennyy tekhnologicheskiy universitet. Kazan: Izd-vo KSTU, 2010. S. 9–20. (rus.)

5. **Grigoriev A.I.** O perenose energii I formirovanii elekticheskogo toka v okrestnosti opushchennogo v elektrolit, silno nagretogo protekayushchim tokom elektroda. *Zhurnal tekhnicheskoy fiziki*. 2004. T. 74. Vyp.5. S. 38–43. (rus.)

6. **Патент RU 2357019.** Sposob electrolitno-plazmennoy obrabotki detaley [Patent RU 2357019 Method for electrolytic-plasma treatment of details]. (rus.)

7. **Veselovsky A.P., Ushomirskaya L.A.** Intensifikatsiya tekhnologicheskikh protsessov izgotovleniya detaley mashin pri ispolzovanii razlichnykh vidov energii. *Metalloobrabotka*. 2010. № 2. S. 46–49. (rus.) ISSN 1684-6702.

8. **Plotnikov N.V., Smyslov A.M., Tamindarov D.R.** K voprosu o modeli elektrolitno-plazmennogo polirovaniya poverkhnosti. *Vestnik UGATU*. T. 17. № 4 (57). Ufa: UGATU, 2013. S. 90–95. (rus.)

9. **Duradzhi V.N., Kaputkin D.E.** Obrabotka alyuminiya v elektrolitnoy plazme pri anodnom protsesse. *Mashinostroyeniye: setevoy elektronnyy nauchnyy zhurnal*. 2015. T. 3. № 3. S. 38–41.

10. **Gaysin Al.F., Son E.Ye.** Parovozdushnyye razryady mezhdu struynym elektroliticheskim katodom I metallicheskim anodom pri ponizhennykh davleniyakh. *Teplofizika vysokikh temperatur*. 2010. T. 48. Vyp. 3. S. 470–472. (rus.)

11. **Korneev A.E., Gromov A.F., Kiselev A.M.** Vliianie δ-ferrita na svoiistva martensitnykh staleii. *Metallovedeniie i termicheskaiia obrabotka stalei.* 2013. № 8. S. 46-50. (rus.)

12. **Shatalov V.K., Shtokalo A.O., Blatov A.A.** Mikrodugovoie oksidizovanie poverkhnosteii izdelee vne vanny. *Nauka i Obrazovaniye. MGTU im. N.E. Baumanf. Elektron. zhurn*. 2015. № 3. S. 1–4. (rus).

13. **Novikov V.I.** Povysheniye effektivnosti izgotovleniya slozhno-profilnykh detaiey iz legirovannykh staley metodom elektrolitno-plazmennogo polirovaniya: Dissertatsiya ... kandidata tekhnicheskikh nayk: 05.02.07 / Novikov V.I. St-Peterb. gos. politekhn. un-t. Sankt-Petersburg, 2010. 177 s . (rus.)

14. **Ermolaev G.V.** Theoreticheskoye I eksperimentalnoye modelirovaniye vliyaniya okisleniya na effektivnost kislorodnoy gazolazernoy rezki metalla: Avtoreferat dissertatsii ... kandidata fiziko-matematicheskikh nauk: spetsialnost 01.02.05. / Yermolaev G.V.; In-t teoret. i prikladnoy mekhaniki im. S.A. Khristianovicha SO RAN. Novosibirsk, 2010. 19 s. : Il.; 21 cm. (rus.).

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ПОПОВ Александр Иннокентьевич – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: profbaikl@yandex.ru

POPOV ALEKSANDR I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: profbaikl@yandex.ru

ТЮХТЯЕВ Михаил Иванович – кандидат технических наук заместитель технического директора ПАО “Силовые машины”.
195009, Санкт-Петербург, ул. Ватутина, 3А..
E-mail: Tyukhtyaev_MI@lmz.power-m.ru

TYUKHTYAEV Mikhail I. – OJSC “Power Machines”.
3A, Vatutina str., St.Petersburg, Russia, 195009..
E-mail: Tyukhtyaev_MI@lmz.power-m.ru

РАДКЕВИЧ Михаил Михайлович – доктор технических наук профессор, заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: mmftkm@yandex.ru

RADKEVICH Mikhail M. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: mmftkm@yandex.ru

НОВИКОВ Виталий Иванович – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: novikov@yandex.ru

NOVIKOV Vitalii I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: novikov@yandex.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.16
УДК 539.3:539.214

Б.Е. Мельников, А.С. Семенов

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОЛЯ ПЛАСТИЧЕСКИХ ПОДАТЛИВОСТЕЙ ПРИ СЛОЖНЫХ ПАССИВНЫХ ПУТЯХ НАГРУЖЕНИЯ

B.E. Melnikov, A.S. Semenov

STUDY OF PLASTIC COMPLIANCE FIELD UNDER COMPLEX PASSIVE LOADING

Представлены результаты экспериментальных исследований упругопластического деформирования при сложных переменных пассивных путях нагружения образцов из технически чистого никеля. Произведен анализ погрешностей эксперимента и предложены методы повышения точности испытаний. Исследованы свойства поля пластических податливостей в условиях пассивного нагружения. Для всех рассмотренных путей нагружения геометрические места равных пластических модулей податливости близки к окружностям. На основе полученных результатов предложены определяющие уравнения многоповерхностной теории пластичности с одной активной поверхностью равных пластических податливостей. Предложен метод определения констант модели, характеризующих эволюцию центра активной поверхности нагружения, по данным опытов на сложное непропорциональное нагружение, состоящее из первичного нагружения, разгрузки, вторичного нагружения в другом направлении и разгрузки. Представлены результаты верификации введенных определяющих уравнений на основе испытаний тонкостенных трубчатых образцов при сложных переменных (монотонное и циклическое) нагружениях, включающих частичные и промежуточные разгрузки.

ПЛАСТИЧЕСКОЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕ МЕТАЛЛОВ; ПОЛЕ ПЛАСТИЧЕСКИХ ПОДАТЛИВОСТЕЙ; СЛОЖНОЕ ПАССИВНОЕ НАГРУЖЕНИЕ; ЭКСПЕРИМЕНТ; МОДЕЛИРОВАНИЕ.

The paper presents the findings of experimental studies on elastic-plastic deformation under complex-variable passive loading of commercially pure nickel samples. The analysis of experimental errors is performed and methods to improve test accuracy are proposed. The properties of the field of plastic compliances are investigated under passive loading. For all loading paths the shapes of equal plastic compliance are close to circles. On the basis of the obtained results, the constitutive equations of multisurface plasticity theory with one active surface of plastic compliances are suggested. A method for determining the model constants, characterizing the evolution of the center of the active surface is proposed based on the experiments under nonproportional complex loading, consisting of primary loading, unloading, secondary loading in a different direction and unloading. The verification of the proposed constitutive equations is performed on the basis of the experiments on thin-walled tubular specimens under complex (monotonic and cyclic) loadings, including partial and intermediate unloading.

PLASTIC DEFORMATION OF METALS; PLASTIC COMPLIANCE FIELD; COMPLEX PASSIVE LOADING; EXPERIMENT, MODELING.

Введение

Анализ усталостной прочности элементов конструкций, работающих в условиях сложного непропорционального циклического воздействия, требует использования в расчетах уточненных моделей неупругого деформирования. Получившая широкое распространение на практике теория пластического течения не учитывает накопление пластических деформаций при пассивном нагружении, предполагая, что разгрузка, нагружение внутри поверхности нагружения и по касательной к ней являются чисто упругими процессами. Однако в ряде случаев пассивного нагружения наблюдается накопление пластических деформаций. Поэтому необходимо разработать альтернативные модели пластичности, основой для которых могут служить результаты ряда экспериментальных и теоретических исследований [1–17] пассивного нагружения. В теории упруго-пластических процессов А.А. Ильюшина [3], эндохронной теории пластичности [4, 5] и обобщенной модели Прандтля (модель Мазинга) [6] учитывается пластическое деформирование при пассивном нагружении, однако определяющие уравнения и постоянные задаются исходя из режима активного нагружения без учета специфики процессов при пассивном нагружении.

Экспериментальное изучение свойств поля пластических податливостей [18, 19] послужило основой для разработки многоповерхностной теории пластичности с одной активной поверхностью [12–17]. Понятие пластических податливостей прямо или косвенно используется многоповерхностными теориями пластичности [20, 21]. Однако свойства пластических податливостей экспериментально исследованы слабо. Прежде всего это касается деформирования при пассивных путях нагружения. Учет накопления остаточных деформаций при таких нагружениях актуален не только при расчете деформирования [12–17, 22], но и при расчете накопления повреждений [11, 23, 24], анализе сверхпластичности [25], оценке надежности элементов машин и конструкций [26–28].

Целями работы были углубленное исследование процессов сложного пассивного нагружения и совершенствование определяющих уравнений многоповерхностной теории пластичности с одной активной поверхностью на основе экспериментального изучения упругопластического деформирования трубчатых образцов из технически чистого никеля при непропорциональном сложном (монотонное и циклическое) нагружении, включающем частичные и промежуточные нагрузки.

Материал и образцы для испытаний

Материал (технически чистый никель, примеси – Si-0,068 %; Fe-0,025 %; Cu-0,02 %) для проведения опытов выбран в связи с тем, что обладает сравнительно высоким модулем упругости – $E=2{,}07\cdot10^{11}$ Па, большой величиной отношения временного сопротивления к пределу текучести и малой ползучестью при нормальной температуре. Для данного материала установлено [17], что угол между плоскостью нагружения и плоскостью деформирования составляет около 5 %, а ошибка в вычислении приращения пластических деформаций как проекции на эту плоскость не превосходит 0,4 %. В работе [29] показано, что погрешность между удельными работами пластической деформации, определенными с учетом и без учета отклонения от подобия девиаторов, максимально достигает 1,73 %. Это весьма важно для последующего расчета поврежденности с использованием энергетических моделей накопления повреждений.

Образцы, на которых проводились испытания, вырезаны из холоднотянутых труб длиною около метра; наружные диаметры 8,06–8,10 мм, толщина стенки 0,18–0,20 мм. Это позволило создать практически однородное напряженно-деформированное состояние. По толщине стенки располагались не менее 6–7 зерен. Образцы браковались, если отклонения в замерах толщин стенок в десяти контролируемых точках составляли более чем ±0,005 мм. Несмотря на некоторый разброс в величинах толщин стенок вдоль окружности сечения, средние значения для рассматриваемого сечения отличались менее чем на ±0,001 мм. Если погонные веса вырезанных из одной трубы образцов отличались более чем на 1%, то образцы также браковались. По весу, диаметру и плотности (последняя определялась взвешиванием в дистиллированной воде и воздухе и равнялась $8{,}78\cdot10^3$ кг/м^3) образца вычислялась

осредненная толщина стенки. При расхождениях (они были менее ±0,002 мм) с замерами в расчетах использовалась толщина, найденная по результатам взвешивания.

Образцы отжигали (одновременно для одной серии опытов) при 860 °С с последующим охлаждением в печи. На основании металлографического анализа установлено, что в продольном и поперечном шлифах зерна (средний поперечный размер 0,033 мм) – равноосные полиэдры со следами двойников. Испытания проводились через 20 дней после отжига. Каждый опыт проводился непрерывно.

Для крепления в установке на концы образца после отжига напаивались две втулки. При пайке во избежание перегрева рабочая часть образца омывалась водой. Перед отжигом, после него и после пайки проверялась прямолинейность образцов.

Установка для испытаний детально описана в [17].

Оценка погрешностей эксперимента

При анализе экспериментальных данных упруго-пластического деформирования материала рационально использовать векторное представление девиаторов напряжений и деформаций, введенное для случая плоской деформации Л. Прандтлем и позднее развитое В. Прагером, А.А. Ильюшиным [3] и др.

В совмещенном пространстве девиаторов напряжений $\left(\Sigma_1 = \sigma,\ \Sigma_3 = \sqrt{3}\tau\right)$ и пластических деформаций $\left(Э_1^p = \varepsilon^p, Э_3^p = \gamma^p / \sqrt{3}\right)$ для построения полей пластических податливостей h использовалась зависимость

$$h = \frac{\left|\delta Э^p\right|}{\left|\delta \Sigma\right| \cos(\alpha - \beta)}, \qquad (1)$$

где обозначено:

$$\left|\delta Э^p\right| = \sqrt{\left(\delta\varepsilon^p\right)^2 + \frac{1}{3}\left(\delta\gamma^p\right)^2};\ \left|\delta\Sigma\right| = \sqrt{\left(\delta\sigma\right)^2 + 3\left(\delta\tau\right)^2};$$

$$\alpha = \operatorname{arctg}\frac{\delta\gamma^p}{\sqrt{3}\delta\varepsilon^p};\ \beta = \operatorname{arctg}\frac{\sqrt{3}\delta\tau}{\delta\sigma}, \qquad (2)$$

в которых $\delta\sigma$, $\delta\tau$ – изменения нормального и касательного напряжений за ступень нагружения; $\delta\varepsilon^p$ и $\delta\gamma^p$ – изменения пластической осевой и сдвиговой деформаций.

Диаграмма строилась по средним значениям σ, τ на ступени вторичного нагружения. Вычисление напряжений и деформаций проводилось в соответствии с методикой, предложенной в [17].

Расчеты выполнялись с учетом изменения размеров образцов в ходе опыта. Погрешности, получаемые с использованием соотношений (1), (2), соответствуют следующему разбросу данных:

в положении точек на поверхности напряжений разброс по σ доходил до $\pm 2{,}5 \cdot 10^6$ Па, по $\sqrt{3}\tau$ – до $\pm 3 \cdot 10^6$ Па;

в интенсивности пластических деформаций при вторичных нагружениях в точках, по которым строились геометрические места равных h, при $h = 10^{-11}$ Па$^{-1}$ погрешность в $\delta\varepsilon^p$ составляла ±0,001 %;

в направлении $\delta Э^p$ при $|\delta Э^p| = 0{,}01$ % погрешность доходила до ±5°; при $|\delta Э^p| = 0{,}05\%$ – до ±1°.

В соответствии с методикой, изложенной в [17], учитывались погрешности, вызванные как погрешностями в измерениях, так и применением приближенных соотношений.

Методология проведения эксперимента

Методология включала одновременный отжиг 10 образцов; испытания начались через 20 дней и продолжались две недели. С каждым образцом испытания проводились непрерывно в течение 8–10 часов. Для контроля работы приборов и проверки отсутствия изгиба образца после каждой ступени нагружения снимались отсчеты. Определялись напряжения и деформации. Методология эксперимента подробно описана в [17].

Подготовительные опыты

Для изучения однородности образцов и начальной анизотропии материала были поставлены эксперименты при пропорциональном нагружении. Установлено, что при аппроксимации данных опытов уравнением

$$\varepsilon_i^p = a\sigma_i^k, \qquad (3)$$

где $\varepsilon_i^p, \sigma_i$ – интенсивности пластических деформаций и напряжений, их отклонения не превосходят 2 % (k = 5,6; $a = 1{,}25 \cdot 10^{14}$ Па$^{-5,6}$). Приняты модули упругости $E = 2{,}07 \cdot 10^{11}$ Па и сдвига $G = 0{,}75 \cdot 10^{11}$ Па. При шести вариантах

пропорционального нагружения расхождение по величинам напряжений менее 3 %.

Диаграммы деформирования при нагружении осевой силой и различными по знаку крутящими моментами практически совпали. Отклонения опытных точек от кривой, построенной по зависимости

$$h = \frac{d\varepsilon_i^p}{d\sigma_i} = ak\sigma_i^{k-1}, \qquad (4)$$

не превышают величину ±5 % по напряжениям. Геометрические места равных $\Delta\varepsilon_i^p$ (для значений 0,006; 0,012; 0,018; 0,036 %) и равных h (10^{-11}; $2 \cdot 10^{-11}$; $3 \cdot 10^{-11}$; $5 \cdot 10^{-10}$; 10^{-9} Па$^{-1}$) могут отклоняться на такую же величину от соответствующих окружностей.

На основании данных по изменению скорости ползучести проведены эксперименты для первичного нагружения при нулевой выдержке, 15-минутной и 16-часовой выдержке. После этого образцы разгружались и нагружались по различным программам. Результаты испытаний для второго и третьего вариантов выдержки оказались близки. Сопротивление образца, не подвергавшегося выдержке, было приблизительно на 20 % ниже.

Величины выдержек выбирались по скорости ползучести, т. е. при интенсивности деформации $\varepsilon_{i\,0}^p < 1\%$ применялась выдержка 15 мин., при $\varepsilon_{i\,0}^p = (3–4)\%$ – 30 мин. и т.д.

Исследование поля пластических податливостей

При активном нагружении растягивающей силой и крутящим моментом в различных вариантах пассивного нагружения в ходе 16 опытов установлено, что значение h и направление $\delta Э^p$ практически не зависят от $\delta\sum$: наибольший поворот $\delta Э^p$, соответствующий изменению направления $\delta\sum$ на 90°, составляет ± 2° от среднего направления.

Эволюция поверхности упругого состояния по допуску 0,05 % на образцах получивших пластическую деформацию 1,1; 1,9; 2,2 и 3,5 %, соответствует характерным свойствам, отмеченным в [30].

Для изучения влияния характера пути пассивного нагружения 10 образцов были подвергнуты растяжению, 3 образца – кручению и 4 образца первично нагружались по пути $\sigma = \sqrt{3}\tau$. Далее задавались различные пути пассивного нагружения. Результаты опытов на 10 образцах при различных путях пассивного нагружения показали, что величины вторичных пластических деформаций, направления векторов их приращений, величины h в первом приближении определяются первичным нагружением и текущим напряженным состоянием.

По достижении заданного напряженного состояния осуществлялась 15-минутная выдержка, после этого образец частично разгружался. При некотором, предварительно намеченном для данного образца, напряженном состоянии разгрузка прекращалась и начиналось вторичное нагружение. На плоскости напряжений вторичный путь составлял прямой угол с путем первичного нагружения.

На каждой ступени нагружения определялись величины, необходимые для расчета характеристик анизотропии. Вторичное нагружение доводилось до величины интенсивности напряжений, близкой к σ_{i0}, достигнутой при первичном нагружении. Затем обследованный вторичный путь проходился в обратном направлении до выхода на путь первичного нагружения и производилось нагружение образца по первичному пути до получения следующего значения σ_{i0}. Опять давалась 15-минутная выдержка под полной нагрузкой. В такой же последовательности производилась разгрузка и вторичное нагружение образца. Достижение на том же образце нового напряженного состояния и последующее вторичное нагружение производились так же, только время выдержки образца при полной нагрузке было увеличено до 20 минут.

По вторичным путям, составляющим прямой угол с направлением пути первичного нагружения, было испытано 8 образцов и 2 образца нагружались по «косым» вторичным путям. Результаты всех этих испытаний позволили построить искомые участки геометрических мест равных h и равных $\Delta\varepsilon_i^p$.

В описанных выше испытаниях как при первичном, так и при вторичном нагружении одновременно изменяли осевую силу и крутящий момент.

В основных опытах по изучению деформационной анизотропии реализованы 16 вариантов

нагружения, испытано 54 образца, пройдено 118 вторичных путей нагружения.

Опыты поставлены для трех вариантов интенсивностей напряжений первичного нагружения – 103, 150, 306 МПа, достигавшихся различными путями.

Построены геометрические места равных пластических податливостей h для первичных нагружений соответственно осевой силой, крутящим моментом, по пути $\sigma = \sqrt{3}\tau$ и по двухзвенному пути.

Получены геометрические места равных h для первичных нагружений осевой силой (рис. 1), крутящим моментом и по двухзвенному пути. Пути вторичного нагружения показаны тонкими линиями. Во всех случаях пропорционального нагружения центры окружностей лежат на линии первичного нагружения.

На рис. 2 изображены опытные точки и окружности, соответствующие равным значениям h, при различных величинах первичного нагружения, что демонстрирует влияние достигнутого при первичном нагружении σ_{i0} на размеры и положение окружностей равных h. Центры окружностей располагаются на отрезке о′-о″.

Во всех изученных случаях деформационная анизотропия проявлялась при первых пластиче-

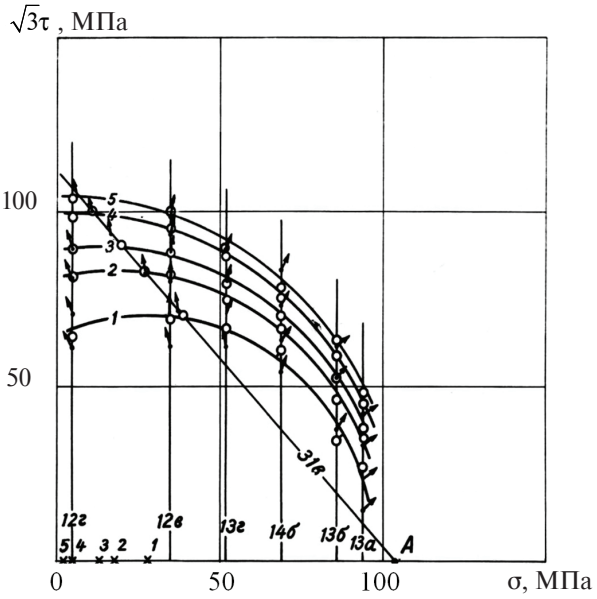


Рис. 1. Геометрические места равных пластических податливостей h для первичных нагружений осевой силой. Для всех кривых одинаковое значение σ_{i0} = 103 МПа и различные h

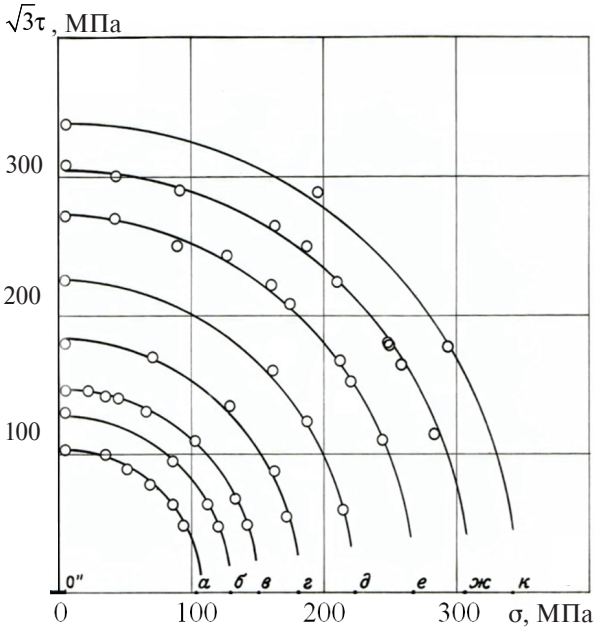


Рис. 2. Геометрические места равных пластических податливостей h для первичных нагружений осевой силой. Для всех кривых одинаковое значение $h = 10^{-10}$ Па$^{-1}$ и различные σ_{i0}

ских деформациях (около 0,2 %) и не исчезала при больших значениях ε_{i0}. Геометрические места равных h аппроксимировались окружностями, положения центров и радиусы которых находились по методу наименьших квадратов. При этом отклонение не превосходило 2–3 % величины радиуса, т.е. имело тот же порядок, что и разброс, обусловленный неоднородностью образцов.

Во всех случаях пропорционального нагружения эти центры лежат на линии первичного нагружения. При сложных путях первичного нагружения они смещались к большей проекции $Э_0^p$.

Форма и свойства поверхностей равных остаточных деформаций соответствуют приведенным в работах [30, 31] и многочисленным экспериментальным данным для поликристаллических металлов.

При вторичных нагружениях, не выходящих за пределы круга Мизеса, соответствующего последней точке первичного нагружения, поле равных h в первом приближении однозначно определяется историей первичного нагружения.

Все геометрические места равных h в диапазоне 10^{-11} Па$^{-1}$ $\leqslant h \leqslant$ 10^{-10} Па$^{-1}$ близки к окружностям. Центры этих окружностей смещены относительно начала координат. Направление

вектора смещения центра соответствует отношению компонент первичной пластической деформации, модуль этого вектора зависит только от значения h, отвечающего данной окружности, и не зависит от истории нагружения. Радиусы окружностей не зависят от характера пути первичного нагружения и определяются соответствующим значением h и интенсивностью напряжений σ_{i0} достигнутой при первичном нагружении. Чтобы определить размеры и положение этих окружностей, кроме величин h и σ_{i0}, необходимо располагать значениями пяти констант материала, определяемых по результатам трех опытов.

При $h < 1\cdot10^{-11}$ Па$^{-1}$ геометрические места равных h приближенно можно считать окружностями, проходящими через последнюю точку пути первичного нагружения. Центры этих окружностей располагаются на той же прямой, что и центры окружностей, отвечающих большим значениям h.

Величины вторичных пластических деформаций модулей податливости и направления векторов приращений вторичных пластических деформаций в первом приближении однозначно определяются лишь историей первичного нагружения и текущим напряженным состоянием при вторичном нагружении. Следовательно, деформационную анизотропию, созданную данным первичным нагружением, можно характеризовать одним полем h и одним полем направлений $\delta Э^p$.

Из-за понижения точности измерений при $h < 10^{-11}$ Па$^{-1}$ зависимости, характеризующие поля, могут быть менее точными.

Расчет процессов деформирования проводился с помощью соотношений [17]

$$\rho_\sigma = \frac{A}{h}\frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_{i0}};\ \rho_{\sqrt{3}\tau} = \frac{A}{h}\frac{\gamma_0}{\sqrt{3}\varepsilon_{i0}}; \qquad (5)$$

$$h = ak\left[\frac{R+B}{\sigma_{i0}+B}D - B\right]^{k-1}, \qquad (6)$$

где ρ_σ, $\rho_{\sqrt{3}\tau}$ – проекции вектора смещения поверхности равных пластических податливостей; a, k, A, B, D – постоянные материала.

Базовые эксперименты и методика определения постоянных

Значения постоянных в соотношениях (5), (6) – $a = 3{,}15\cdot10^{-46}$ Па$^{-5,6}$; $k = 5{,}6$; $A = 3{,}6\cdot10^{-4}$; $B = 3{,}2\cdot10^9$ Па; $D = 4{,}12\cdot10^9$ Па – получены осреднением данных ряда опытов. Величины a и k могут быть определены из опыта на линейное растяжение (в результате аппроксимации диаграммы испытаний прямой линией, построенной в координатах $\lg\sigma$–$\lg\varepsilon^p$). Погрешность в вычислениях этих постоянных определяется неоднородностью материала, которая дает отклонения не более ±2 %. Среднеквадратические погрешности a и k равны соответственно 4 % и 0,3 % при $\sigma = 10^7$ Па.

Для определения константы A необходимо знать величину хотя бы одного смещения центра окружности равной пластической податливости. Такая окружность может быть построена по данным двух опытов на вторичное нагружение, первичные нагружения которых были одинаковыми. Наибольшая погрешность определения A будет при использовании окружностей, отвечающих меньшим значениям h, т.к. $\boldsymbol{\rho}$ в этом случае велико.

Для определения постоянных B и D необходимы значения минимум двух радиусов – R_1 и R_2, соответствующих разным h. Модуль вектора смещения центра поверхности $|\boldsymbol{\rho}|$ определяется величиной модуля пластической податливости h. Сопоставление величин $|\boldsymbol{\rho}|$ позволяет установить зависимость

$$|\boldsymbol{\rho}| = \frac{A}{h}. \qquad (7)$$

Направление вектора $\boldsymbol{\rho}$ определяется соотношением компонент первичных пластических деформаций (5).

Для установления зависимости радиуса окружности равной пластической податливости от σ_{i0} и для определения постоянных в координатах $\sigma_{i0} - R$ были нанесены точки, соответствующие изучаемым значениям σ_{i0} и h (рис. 3). Точки, отвечающие одинаковым значениям h, располагаются весьма близко от прямых, пересекающихся в точке С.

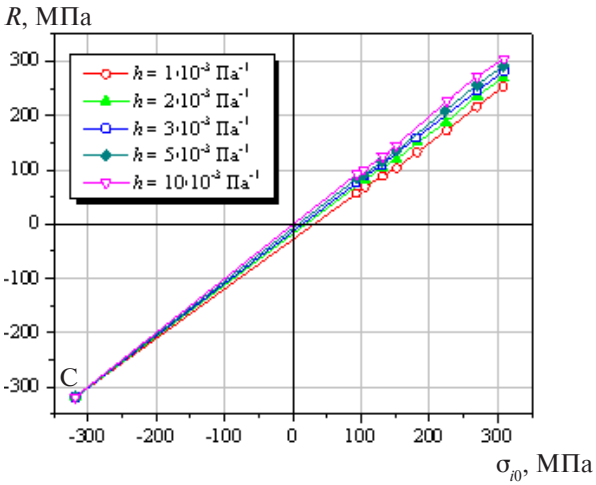


Рис. 3. Зависимость радиуса окружности равных пластических податливостей от интенсивности напряжений первичного нагружения

Ее координаты соответствуют величине B, которую можно рассматривать как некоторую постоянную материала, определяющую развитие деформационной анизотропии. Для сопоставления поведения материала при вторичных нагружениях с его поведением при первичном нагружении (рис. 4) были нанесены точки, соответствующие величинам радиусов R_0 окружностей равных h для исходного материала, которые получены из (4):

$$R_0 = \left(\frac{h}{ak}\right)^{\frac{1}{k-1}}. \qquad (8)$$

Экспериментально определенные точки располагались на вертикальной прямой с абсциссой $\sigma^* = 9{,}2 \cdot 10^5$ Па. Тогда для любого луча

$$\frac{\sigma_{i0} + B}{\sigma^* + B} = \frac{R + B}{R_0 + B}. \qquad (9)$$

Полагая $\sigma^* + B = D$, после подстановки в (8) получаем

$$\frac{\sigma_{i0} + B}{D} = \frac{R + B}{\sqrt[k-1]{\frac{h}{ak}} + B}. \qquad (10)$$

Откуда могут быть получены выражения для R и h:

$$R = \frac{\sigma_{i0} + B}{D}\left(\sqrt[k-1]{\frac{h}{ak}} + B\right) - B; \qquad (11)$$

$$h = ak\left(\frac{R + B}{\sigma_{i0} + B} D - B\right)^{k-1}. \qquad (12)$$

С помощью соотношений (7) и (11) найдены значения $|\rho|$ и R для окружностей, отвечающих значениям h, 10^{-11} Па$^{-1}$, равным 1, 2, 3, 5 и 10. Из (10) следует

$$\frac{\sigma_{i0} + B}{D} = \frac{R_1 + B}{\sqrt[k-1]{\frac{h_1}{ak}} + B}; \quad \frac{\sigma_{i0} + B}{D} = \frac{R_2 + B}{\sqrt[k-1]{\frac{h_2}{ak}} + B}. \qquad (13)$$

Отсюда могут быть найдены константы B и D:

$$B = \frac{R_2 \sqrt[k-1]{\frac{h_1}{ak}} - R_1 \sqrt[k-1]{\frac{h_2}{ak}}}{(R_1 - R_2) + \left(\sqrt[k-1]{\frac{h_2}{ak}} - \sqrt[k-1]{\frac{h_1}{ak}}\right)};$$

$$D = (\sigma_{i0} + B)\frac{\sqrt[k-1]{\frac{h_1}{ak}} - \sqrt[k-1]{\frac{h_2}{ak}}}{R_1 - R_2}. \qquad (14)$$

При этом чем больше разность $(R_1 - R_2)$ радиусов, тем меньше погрешность B и D. Поэтому при постановке опытов следует выбирать возможно большее σ_{i0}, а окружности равной пластической податливости h строить для наименьшего и наибольшего достоверно определяемых значений h.

По описанной методике из данных двух опытов ($\sigma_{i0} = 3{,}42 \cdot 10^8$ Па, $h_1 = 10^{-11}$ Па$^{-1}$ и $h_2 = 10^{-10}$ Па$^{-1}$) определены $B = 3{,}32 \cdot 10^8$ Па, $D = 4{,}24 \cdot 10^8$ Па, а по осредненным данным всех опытов – $B = 3{,}2 \cdot 10^8$ Па, $D = 4{,}12 \cdot 10^8$ Па.

Отличия в результатах расчетов по соотношениям (4), (5) с использованием этих значений оказались невелики.

Таким образом, для определения констант A, B и D достаточно иметь две окружности равных h. Чтобы построить такую окружность, центр которой лежит на векторе первичной пластической деформации, необходимо знать две точки окружности, достаточно удаленные друг от друга. Окружности, отвечающие $\sigma_0 = 3{,}42 \cdot 10^8$ Па, были построены по двум точкам. Средние точки (см. рис. 2) оказались близки к этим окружностям. Также не дали значительных отклонений от этих окружностей точки, полученные в ряде проверочных опытов (см. рис. 4).

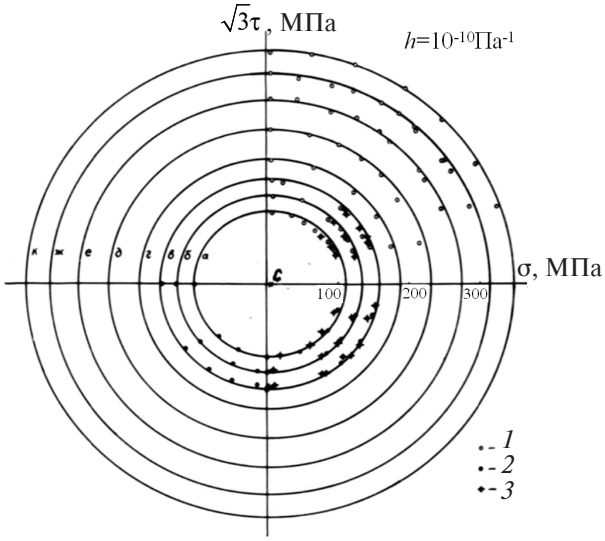


Рис. 4. Геометрические места равных пластических податливостей *h* для различных первичных нагружений (*1* – осевое растяжение; *2* – крутящий момент; *3* – нагружение $\sigma = \sqrt{3}\tau$)

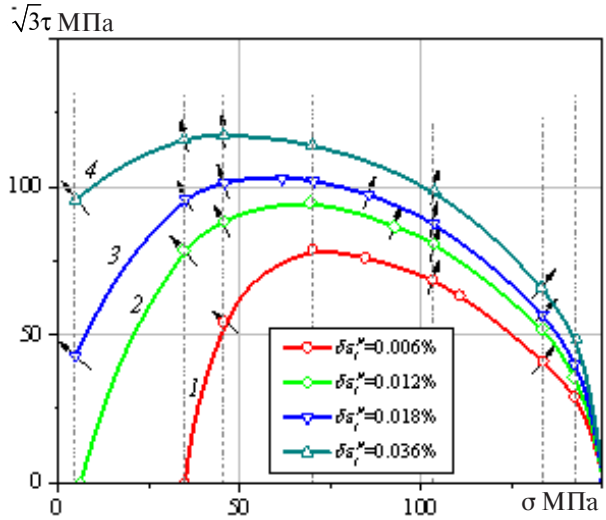


Рис. 5. Геометрические места равных $\delta\varepsilon^p_i$ (*1* – 0,006 %; *2* – 0,012 %; *3* – 0,018 %; *4* – 0,036 %) при первичном нагружении растягивающей силой (σ_0 = 148 МПа; ε_0 = 1,4 %)

Исследован вопрос о направлении векторов $\delta Э^p$ по отношению к нормали к поверхностям равных $\delta\varepsilon^p_i$. Проведены испытания первичнорастянутых образцов (см. рис. 4), первичнозакрученных крутящим моментом, а также нагруженных первично либо пропорциональными, либо сложными путями до $\sigma = \sqrt{3}\tau$ (соответственно точки *1, 2, 3*).

Построенные по приближенным формулам (7), (11) окружности соответствуют следующим значениям σ_{i0}, 10^8 Па: 1; 1,27; 1,47; 1,77; 2,19; 2,62; 3 и 3,35.

Координаты экспериментальных точек преобразовывались так, чтобы направление вектора первичной пластической деформации $Э_0^p$ повернулось до совпадения с осью σ (при нагружении крутящим моментом – на 90°; по пути $\sigma = \sqrt{3}\tau$ – на 45° и т. д.).

На рис. 5 показаны геометрические места равных $\delta\varepsilon^p_i$ (кривая *1*– 0,006 %, *2* – 0,012 %, *3* – 0,018 %, *4* – 0,036 %) при первичном нагружении растягивающей силой до $\sigma_0 = 1{,}48 \cdot 10^8$ Па. Направления вторичных нагружений изображены штрих-пунктирными линиями. Для ряда путей вторичных нагружений стрелками показаны направления векторов $\delta Э^p$.

Отклонения $\delta Э^p$ от нормалей увеличиваются при удалении от точки окончания первичного нагружения. В среднем эти отклонения составляли 5°. Практическое использование геометрических мест равных $\delta\varepsilon^p_i$ для определения направления векторов $\delta Э^p$ затруднено, так как формы этих поверхностей существенно меняются в зависимости от величины $\delta\varepsilon^p_i$ [30].

Отклонения от нормалей к поверхностям равных *h* составляло 6–7°, т. е. немного больше отклонений от поверхностей равных $\delta\varepsilon^p_i$.

Определяющие уравнения многоповерхностной теории при одной активной поверхности

Рассмотрим вариант определяющих уравнений, учитывающих описанные выше особенности упруго-пластического деформирования при сложном пассивном нагружении:

$$d\boldsymbol{\sigma} = {}^4\mathbf{D} \cdot\cdot \left(d\boldsymbol{\varepsilon} - d\boldsymbol{\varepsilon}^p\right); \qquad (15)$$

$$d\boldsymbol{\varepsilon}^p = h \frac{\partial f(\boldsymbol{\sigma}_A)}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \otimes \frac{\partial f(\boldsymbol{\sigma}_A)}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot\cdot d\boldsymbol{\sigma}, \qquad (16)$$

где $\boldsymbol{\varepsilon}$ и $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ – тензоры полной и пластической деформации; $f(\boldsymbol{\sigma}_A) = f_{k+1}(\boldsymbol{\sigma}_A)$ – соответствует активной $(k+1)$-й поверхности; $\boldsymbol{\sigma}_A = \boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\sigma}_{Ok+1}$ – тензор активных напряжений; $\boldsymbol{\sigma}_{Ok+1}$ – центр $(k + 1)$-й поверхности равных податливостей, характеризующий ее смещение как жесткого целого; *h* – модуль пластической податливости $(k + 1)$-й

поверхности; $^4\mathbf{D}$ – тензор модулей упругости четвертого ранга.

Использование окружностей в качестве двумерных сечений поверхности равной податливости позволяет ввести в рассмотрение гиперсферу Мизеса

$$f(\boldsymbol{\sigma}_A) = f(\mathbf{s}_A) = \sqrt{(3/2\mathbf{s}_A \cdot\cdot \mathbf{s}_A)}\,, \qquad (17)$$

где $\mathbf{s}_A$ – девиатор тензора активных напряжений $\boldsymbol{\sigma}_A$. В этом случае закон течения (16) принимает вид

$$d\boldsymbol{\varepsilon}^p = \frac{3}{2} h \frac{\mathbf{s}_A \otimes \mathbf{s}_A \cdot\cdot d\mathbf{s}}{\mathbf{s}_A \cdot\cdot \mathbf{s}_A}. \qquad (18)$$

Уравнения для величин, характеризующих положение центров поверхностей $\mathbf{s}_{Oj}$, необходимые для вычисления $d\boldsymbol{\varepsilon}^p$ по (18), вводятся на основе экспериментально наблюдаемой закономерности, устанавливающей, что центр поверхности $\mathbf{s}_{Oj+1}$ находится на прямой, соединяющей $\mathbf{s}_{Oj}$ и точку реверса $\mathbf{s}_{Rj}$ [14, 15]:

$$\mathbf{s}_{Oj+1} = \mathbf{s}_{Oj} + a_j(\mathbf{s}_{R_j} - \mathbf{s}_{Oj}); \qquad (19)$$

$$a_j = \frac{(\mathbf{s}_{R_{j+1}} - \mathbf{s}_{R_j} - 2\mathbf{s}_{Oj}) \cdot\cdot (\mathbf{s}_{R+1} - \mathbf{s}_{R_j})}{(\mathbf{s}_{R_j} - 2\mathbf{s}_{Oj}) \cdot\cdot (\mathbf{s}_{R+1} - \mathbf{s}_{R_j})}, j = 1, \ldots, k, \qquad (20)$$

где $\mathbf{s}_{Rj}$ – девиатор напряжений, соответствующий реверсу нагрузки, под которым понимаем точку излома пути нагружения с последующим приращением напряжений, направленным внутрь поверхности равной податливости. Условие возникновения нового, j-го реверса можно определить следующим образом:

$$\frac{\partial f_j(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\sigma}_{Oj})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot\cdot d\boldsymbol{\sigma} < 0. \qquad (21)$$

Возникновение нового, j-го реверса $\boldsymbol{\sigma}_{OJ}$ обусловливает появление новой (j+1)-й поверхности. Для вычисления местоположения центра активной поверхности в (20) вместо $\mathbf{s}_{R_j+1}$ следует использовать значение девиатора напряжений $\mathbf{s}$.

Уравнения эволюции внутренних переменных $\mathbf{s}_{Oj}$ (19), (20) имеют голономный рекуррентный характер, что позволяет учесть предысторию процесса нагружения без введения дифференциальных уравнений.

Модуль пластической податливости h, фигурирующий в уравнениях (16) и (18), является функцией активных напряжений и напряжений в точке реверса наибольшей поверхности за всю историю нагружения $\mathbf{s}_{Rj}$. Сопоставление результатов расчетов и опытов показало, что хорошую точность обеспечивает степенная аппроксимация (12).

Предложенный вариант теории является обобщением на трехмерный случай рассмотренных выше особенностей поведения материала при сложном нагружении, а также удовлетворяет термодинамическим ограничениям [32]. Особенности интегрирования введенных определяющих уравнений (15), (18)–(20) рассмотрены в [15].

Сравнение расчетных и экспериментальных путей деформирования

Пути первичного и вторичного нагружения в пространстве напряжений показаны на рис. 6 сплошной линией. На рис. 7 представлены пути деформирования, отвечающие путям вторичного нагружения. Деформации, вычисленные с помощью многоповерхностной теории, показаны на рис. 7 пунктирной линией, с использованием теории пластического течения – штрих-пунктирной линией, экспериментальные данные маркированы сплошной линией. Отличие от экспериментальных данных деформаций, расчитанных по многоповерхностной теории, не превышает 0,009 %, а по теории пластического течения – 0,09 % для ε_x, 0,125 % для ε_{xy}.

На рис. 6 также показаны пути нагружения, полученные по теории течения (штрих-пунктирная линия) и по исследуемой теории (пунктирная линия), отвечающие наблюдаемому в опыте (сплошная линия) пути вторичного деформирования. Наибольшее отклонение от действительного пути нагружения составляет $1{,}08 \cdot 10^7$ Па для рассматриваемой теории и $3{,}33 \cdot 10^7$ Па для теории течения.

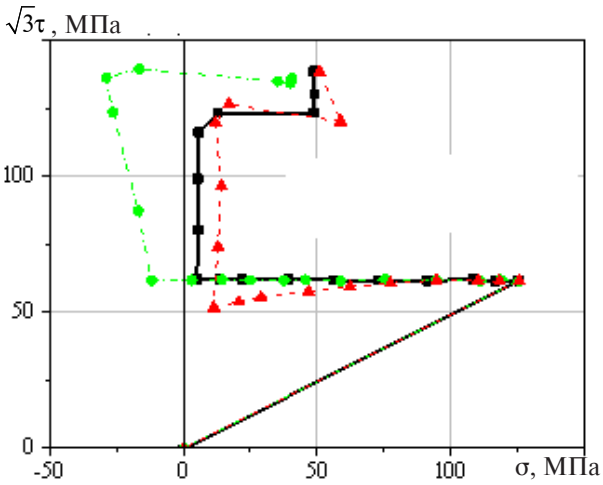


Рис. 6. Пути нагружения:
1 – эксперимент (сплошная линия);
2 – многоповерхностная теория (пунктирная линия);
3 – теория течения (штрих-пунктирная линия)

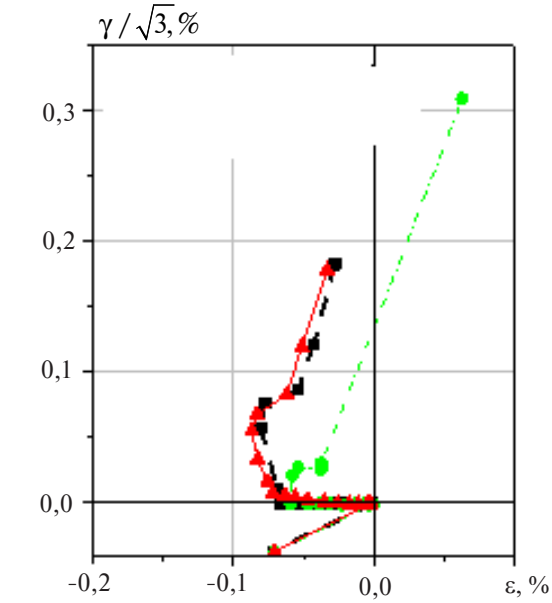


Рис. 7. Пути деформирования:
1 – эксперимент (сплошная линия);
2 – многоповерхностная теория (пунктирная линия);
3 – теория течения (штрих-пунктирная линия)

Заключение

Для всех рассмотренных путей нагружения геометрические места равных пластических модулей податливости *h* близки к окружностям, центры которых лежат на прямой, соединяющей исходную точку первоначального нагружения и точку реверса. Приращение пластической деформации направлено по нормали к этим окружностям.

Радиусы окружностей, соответствующих геометрическим местам равных пластических податливостей не зависят от характера пути первичного нагружения и определяются значением *h* и интенсивностью напряжений σ_{i0}, до которой доводилось первичное нагружение.

Выполнена систематическая оценка влияния различных источников погрешности (неточности в геометрии образцов, погрешности измерительной аппаратуры, статистического разброса характеристик и микроструктуры материала образцов) на точность результатов при проведении экспериментов в условиях сложного пассивного нагружения.

Для определения констант модели, характеризующих эволюцию центра активной поверхности нагружения, предложен метод, использующий результаты опытов на сложное непропорциональное нагружение, состоящее из двух участков нагружений.

Сравнение прогнозов многоповерхностной теории при одной активной поверхности с данными опытов на сложное пассивное нагружение продемонстрировало их хорошее соответствие (отличие менее 5 % для рассматриваемых траекторий деформирования).

Работа выполнена при финансовой поддержке гранта Российского Фонда Фундаментальных исследований (РФФИ) № 16-08-00845-а.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Зубчанинов В.Г., Гультяев В.И., Зубчанинов Д.В.** Экспериментальное исследование процессов сложного нагружения материалов на многозвенных траекториях // Современные проблемы термовязкопластичности. Труды II школы-семинара. М., 2007. С. 19–24.

2. **Зубчанинов В.Г.** Об активных и пассивных процессах сложного нагружения-разгружения // Современные проблемы термовязкопластичности. Труды II школы-семинара. М., 2007. С. 3–18.

3. **Ильюшин А.А.** Пластичность. Основы общей математической теории. М.: Изд-во АН СССР, 1963. 271 с.

4. **Кадашевич Ю.И., Мосолов А.Б.** Эндохронные теории пластичности: основные положения, перспективы развития // Известия Российской академии наук. Механика твердого тела. 1989. № 1. С. 161.

5. **Кадашевич Ю.И., Мосолов А.Б.** О соотношениях эндохронной теории пластичности с «новой» мерой внутреннего времени // Прикладная математика и механика. 1990. Т. 54, № 4. С. 689.

6. **Пальмов В.А.** Колебания упруго-пластических тел. М.: Наука, 1976. 328 с.

7. **Kuwabara T., Ishiki M., Kuroda M., Takahashi S.** Yield locus and work hardening behavior of a thin-walled steel tube subjected to combined tension-internal pressure // J. Phys. IV France 105. 2003. P. 347-354.

8. **Smith S., Almroth B.O.** An experimental investigation of plastic flow under biaxial stress // Experimental mechanics. 1970. № 10. P. 217–224.

9. **Khan A.S., Parikh Y.** Large deformation in polycrystalline copper under combined tension-torsion, loading, unloading and reloading or reverse loading: a study of two incremental theories of plasticity // International Journal of Plasticty. 1986. Vol. 2. P. 379–392.

10. **Rees D.W.A.** Research note on a reexamination of neutral loading experiments // International Journal of Plasticity. 1988. Vol. 4. P. 91–102.

11. **Павлов П.А.** Основы инженерных расчетов элементов машин на усталость и длительную прочность. Л: Машиностроение, 1988. 251 с.

12. **Мельников Б.Е., Изотов И.Н., Кузнецов Н.П.** Пространственный упругопластический элемент для описания нестационарного деформирования // Известия ВНИИГ им. Б.Е. Веденеева. 1986. Т. 197. С. 75–79.

13. **Мельников Б.Е., Изотов И.Н., Кузнецов Н.П.** Расчет и экспериментальное исследование сложных путей упругопластического деформирования // Проблемы прочности. 1990. № 8. С. 14–17.

14. **Мельников Б.Е., Семенов А.С.** Многоповерхностная теория пластичности с одной активной поверхностью пластических податливостей // Труды СПбГТУ. 1991. № 144. С. 26–31.

15. **Мельников Б.Е., Семенов А.С.** Описание эволюции поверхностей равной податливости в многоповерхностной теории пластичности // Труды СПбГТУ. 1996. № 456. С. 52–61.

16. **Изотов И.Н., Кузнецов Н.П., Мельников Б.Е., Митюков А.Г.** Упругопластическое поведение стальных трубчатых образцов при сложном трехосном нагружении // Научно-технические ведомости СПбГТУ, 2003. № 3(33). С. 114–125.

17. **Изотов И.Н., Мельников Б.Е., Семенов А.С., Семенов С.Г.** Определение свойств пластических податливостей на никелевых образцах // Научно-технические ведомости СПбГПУ, 2009. № 2(78). С. 165–174.

18. **Изотов И.Н., Ягн Ю.И.** Изучение пластического деформирования металла с деформационной анизотропией, созданной в процессе предварительного нагружения // ДАН СССР. 1961. Т. 139, № 2(78). С. 576–579.

19. **Изотов И.Н.** Изучение анизотропии металла созданной некоторыми видами пластического деформирования: Автореф. ... дисс. на соиск. уч. ст. канд. тех. наук. Ленинград. 1962.

20. **Mroz Z.** On the destription of anisotropic workhardening // J. Mech. Phys. Solids. 1967. Vol. 15. № 3. P. 163–175.

21. **Mroz Z., Norries V.A., Zienkiewicz O.C.** An anisotropic hardening model for soils and its application to cyclic loading // Int. J. for Numerical and analytical Methods in Geomechanics. 1978. Vol. 2. № 3. P. 203–221.

22. **Melnikov B.E., Semenov A.S.** Creation and application of hierarchical sequence of material models for numerical analysis of elasto-plastic structures // Zeitschrift fur Angewandte Mathematik und Mechanik. 1996. Vol. 76. № Suppl. 2. P. 615–616.

23. **Мельников Б.Е., Кузнецов Н.П., Митюков А.Г., Семенов А.С., Семенов С.Г.** Применение модели энергетической оценки прочности при нескольких циклах нагружения в случае сложного неоднород-ного напряженного состояния // Современные проблемы ресурса материалов и конструкций. Труды III школы-семинара М.: Изд-во МГТУ (МАМИ), 2009. С. 140–147.

24. **Мельников Б.Е., Семенов А.С.** Энергетическая модель накопления повреждений при малоцикловой усталости // Сб. матер.: XXI Петербургские чтения по проблемам прочности. К 100-летию со дня рождения Л.М. Качанова и Ю.Н. Работнова. 2014. С. 59–61.

25. **Kitaeva D.A., Rudaev Y.I.** About kinetic equations of dynamic superplasticity model // Proceedings of the XXXI Summer School «Advanced Problems in Mechanics». 2003. St. Petersburg: Polytechnical Publishing House, 2003. P. 172–176.

26. **Semenov A., Semenov S., Nazarenko A., Getsov L.** Computer simulation of fatigue, creep and thermal-fatigue cracks propagation in gas-turbine blades // Materiali in Tehnologije. 2012. Vol. 46. № 3. P. 197–203.

27. **Артюх В.Г.** Точность предохранителей для металлургических машин. Мариуполь: Изд-во ПГТУ, 2000. 177 с.

28. **Melnikov B.E., Semenov A.S.** Multimodel analysis as strategy of reliable description of elastic-plastic deformation processes // Proc. of IV International Conference on Computational Plasticity. Fundamentals and Applications. 1995. P. 181–189.

29. **Касап К.** Учет отклонения от подобия девиаторов при определении работы пластической деформации // Periodica Polytechnica Mechanical engineering. 1971. Т. 13. № 1. С. 17–25.

30. **Васин Р.А.** Определяющие соотношения теории пластичности // Итоги науки и техники. Серия: Механика деформируемого тела. 1990. Т. 21. С. 3–75.

31. **Ягн Ю.И., Шишмарев О.А.** Некоторые результаты исследования границ упругого состояния пластически растянутых образцов никеля // Доклады АН СССР. 1958. Т. 119, № 1. С. 46–48.

32. **Семенов А.С.** Анализ термодинамической состоятельности многоповерхностной теории пластичности с одной активной поверхностью // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2003. № 3(33). С. 103–113.

REFERENCES

1. **Zubchaninov V.G., Gultyayev V.I., Zubchaninov D.V.** Eksperimentalnoye issledovaniye protsessov slozhnogo nagruzheniya materialov na mnogozvennykh trayektoriyakh. *Sovremennyye problemy termovyazkoplastichnosti. Trudy II shkoly-seminara*. M., 2007. S. 19–24.

2. **Zubchaninov V.G.** Ob aktivnykh i passivnykh protsessakh slozhnogo nagruzheniya-razgruzheniya. *Sovremennyye problemy termovyazkoplastichnosti. Trudy II shkoly-seminara*. M., 2007. S. 3–18.

3. **Ilyushin A.A.** Plastichnost. Osnovy obshchey matematicheskoy teorii. M.: Izd-vo AN SSSR, 1963. 271 s. (rus.)

4. **Kadashevich Yu.I., Mosolov A.B.** Endokhronnyye teorii plastichnosti: osnovnyye polozheniya, perspektivy razvitiya. *Izvestiya Rossiyskoy akademii nauk. Mekhanika tverdogo tela*. 1989. № 1. S. 161. (rus.)

5. **Kadashevich Yu.I., Mosolov A.B.** O sootnosheniyakh endokhronnoy teorii plastichnosti s «novoy» meroy vnutrennego vremeni. *Prikladnaya matematika i mekhanika*. 1990. Vol. 54. № 4. S. 689. (rus.)

6. **Palmov V.A.** Kolebaniya uprugo-plasticheskikh tel. M.: Nauka. 1976. 328 s. (rus.)

7. **Kuwabara T., Ishiki M., Kuroda M., Takahashi S.** Yield locus and work hardening behavior of a thin-walled steel tube subjected to combined tension-internal pressure. *J. Phys. IV France* 105. 2003. P. 347–354.

8. **Smith S., Almroth B.O.** An experimental investigation of plastic flow under biaxial stress. *Experimental Mechanics*. 1970. № 10. P. 217–224.

9. **Khan A.S., Parikh Y.** Large deformation in polycrystalline copper under combined tension-torsion, loading, unloading and reloading or reverse loading: a study of two incremental theories of plasticty. *International Journal of Plasticty*. 1986. Vol. 2. P. 379–392.

10. **Rees D.W.A.** Research note on a reexamination of neutral loading experiments. *International Journal of Plasticity*. 1988. Vol. 4. P. 91–102.

11. **Pavlov P.A.** Osnovy inzhenernykh raschetov elementov mashin na ustalost i dlitelnuyu prochnost. L: Mashinostroyeniye, 1988, 251 s. (rus.)

12. **Melnikov B.E., Izotov I.N., Kuznetsov N.P.** Prostranstvennyy uprugoplasticheskiy element dlya opisaniya nestatsionarnogo deformirovaniya. *Izvestiya VNIIG im. B.Ye. Vedeneyeva*, 1986. T.197. S. 75–79. (rus.)

13. **Melnikov B.E., Izotov I.N., Kuznetsov N.P.** Raschet i eksperimentalnoye issledovaniye slozhnykh putey uprugoplasticheskogo deformirovaniya. *Problemy prochnosti*. 1990. №8. S. 14–17. (rus.)

14. **Melnikov B.E., Semenov A.S.** Mnogopoverkhnostnaya teoriya plastichnosti s odnoy aktivnoy poverkhnostyu plasticheskikh podatlivostey. *Trudy SPbGTU*. 1991. №144. S. 26–31. (rus.)

15. **Melnikov B.E., Semenov A.S.** Opisaniye evolyutsii poverkhnostey ravnoy podatlivosti v mnogopoverkhnostnoy teorii plastichnosti. *Trudy SPbGTU*. 1996. № 456. S. 52–61. (rus.)

16. **Izotov I.N., Kuznetsov N.P., Melnikov B.E., Mityukov A.G.** Uprugoplasticheskoye povedeniye stalnykh trubchatykh obraztsov pri slozhnom trekhosnom nagruzhenii. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGTU*. 2003. № 33. S. 114–125. (rus.)

17. **Izotov I.N., Melnikov B.E., Semenov A.S., Semenov S.G.** Opredeleniye svoystv plasticheskikh podatlivostey na nikelevykh obraztsakh. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2009. № 2(78). S. 165–174. (rus.)

18. **Izotov I.N., Yagn Yu.I.** Izucheniye plasticheskogo deformirovaniya metalla s deformatsionnoy anizotropiyey, sozdannoy v protsesse predvaritelnogo nagruzheniya. *Doklady AN SSSR*. 1961. T. 139. № 3. S. 576-579. (rus.)

19. **Izotov I.N.** Izucheniye anizotropii metalla sozdannoy nekotorymi vidami plasticheskogo deformirovaniya: Avtoref. diss. ... na soisk. uch. st. kand. tekh. nauk. Leningrad. 1962. (rus.)

20. **Mroz Z.** On the destription of anisotropic workhardening. *J. Mech. Phys. Solids*. 1967. Vol. 15, № 3. P. 163–175.

21. **Mroz Z., Norries V.A., Zienkiewicz O.C.** An anisotropic hardening model for soils and its application to cyclic loading. *Int. J. for Numerical and analytical Methods in Geomechanics*. 1978. Vol. 2, № 3. P. 203–221.

22. **Melnikov B.E., Semenov A.S.** Creation and application of hierarchical sequence of material models for numerical analysis of elasto-plastic structures. *Zeitschrift fur Angewandte Mathematik und Mechanik*. 1996. Vol. 76. № Suppl. 2. P. 615–616.

23. **Melnikov B.E., Kuznetsov N.P., Mityukov A.G., Semenov A.S., Semenov S.G.** Primeneniye modeli energeticheskoy otsenki prochnosti pri neskolkikh tsiklakh nagruzheniya v sluchaye slozhnogo neodnorodnogo napryazhennogo sostoyaniya. *Sovremennyye problemy resursa materialov i konstruktsiy. Trudy III shkoly-seminara*. M.: Izd-vo MGTU (MAMI), 2009. S. 140–147. (rus.)

24. **Melnikov B.E., Semenov A.S.** Energeticheskaya model nakopleniya povrezhdeniy pri malotsiklovoy ustalosti. *Sb. mater.: XXI Peterburgskiye chteniya po problemam prochnosti. K 100-letiyu so dnya rozhdeniya L.M. Kachanova i Yu.N. Rabotnova*. 2014. S. 59–61. (rus.)

25. **Kitaeva D.A., Rudaev Y.I.** About kinetic equations of dynamic superplasticity model. *Proceedings of the XXXI Summer School «Advanced Problems in Mechanics». 2003*. St. Petersburg: Polytechnical Publishing House, 2003. P. 172–176.

26. **Semenov A., Semenov S., Nazarenko A., Getsov L.** Computer simulation of fatigue, creep and thermal-fatigue cracks propagation in gas-turbine blades. *Materiali in Tehnologije*. 2012. Vol. 46, № 3. P. 197–203.

27. **Artyukh V.G.** Tochnost predokhraniteley dlya metallurgicheskikh mashin: Mariupol: Izd-vo PGTU, 2000. 177 s. (rus.)

28. **Melnikov B.E., Semenov A.S.** Multimodel analysis as strategy of reliable description of elastic-plastic deformation processes. *Proc. of IV International Conference on Computational Plasticity. Fundamentals and Applications*. 1995. P. 181–189.

29. **Kasap K.** Uchet otkloneniya ot podobiya deviatorov pri opredelenii raboty plasticheskoy deformatsii. *Periodica Polytechnica Mechanical engineering*. 1971. Vol. 13, № 1. P. 17–25.

30. **Vasin R.A.** Opredelyayushchiye sootnosheniya teorii plastichnosti. *Itogi nauki i tekhniki. Seriya mekhanika deformiruyemogo tela*. 1990. Vol. 21. S. 3–75. (rus.)

31. **Yagn Yu.I., Shishmarev O.A.** Nekotoryye rezultaty issledovaniya granits uprugogo sostoyaniya plasticheski rastyanutykh obraztsov nikelya. *Doklady AN SSSR*. 1958. Vol. 119, № 1. S. 46–48. (rus.)

32. **Semenov A.S.** Analiz termodinamicheskoy sostoyatelnosti mnogopoverkhnostnoy teorii plastichnosti s odnoy aktivnoy poverkhnostyu. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta*. 2003. № 3(33). S. 103–113. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

МЕЛЬНИКОВ Борис Евгеньевич – доктор технических наук заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: kafedra@ksm.spbstu.ru

MELNIKOV Boris E. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: kafedra@ksm.spbstu.ru

СЕМЕНОВ Артем Семенович – кандидат физико-математических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: Semenov.Artem@googlemail.com

SEMENOV Artem S. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: Semenov.Artem@googlemail.com

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.17
УДК 62.503.51:62.503.54:62.503.55

А.С. Ляпин

МОДЕЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ МАШИНЫ ДВОЙНОГО ПИТАНИЯ С ЧАСТОТНЫМ УПРАВЛЕНИЕМ

A.S. Lyapin

MODEL STUDY OF A DOUBLY-FED INDUCTION MACHINE WITH FREQUENCY CONTROL

Перечислены наиболее перспективные области применения машины двойного питания (МДП). Получено выражение для вектора напряжения ротора МДП с частотным управлением, а также представлены уравнения, необходимые для создания математической модели такой машины. Выведены выражения для модуля вектора напряжения ротора применительно к двум вариантам работы МДП, а именно: 1) с постоянной активной мощностью статора во всем диапазоне изменения скольжения; 2) с постоянной реактивной мощностью в ограниченном диапазоне изменения скольжения. С помощью пакета Matlab построены статические характеристики МДП с частотным управлением. Выполнен анализ статических характеристик.

МАШИНА ДВОЙНОГО ПИТАНИЯ; ЧАСТОТНОЕ УПРАВЛЕНИЕ; СТАТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ; МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ; ПОСТОЯННАЯ МОЩНОСТЬ.

The subject of this study is a doubly-fed induction machine with frequency control. We have described the most promising areas of application doubly-fed induction machine. The resulting equation for the voltage vector of the rotor of a doubly-fed induction machine with frequency control. We have listed the equations required to create the mathematical model of the doubly-fed induction machine with frequency control. We described the process of obtaining the expressions for the module of the voltage vector of the rotor, ensuring the operation of the doubly-fed induction machine with a constant active power of the stator throughout the entire range of slip variation. We have obtained an expression for the module of the voltage vector of the rotor, ensuring the operation of the doubly-fed induction machine with a constant reactive power in a limited slip variation range. The static characteristics of the doubly-fed induction machine with frequency control were constructed in MATLAB. A analysis of static characteristics was performed.

DOUBLY-FED INDUCTION MACHINE; FREQUENCE CONTROL; STATIC CHARACTERISTICS; MATHHEMATICAL MODEL; CONSTANT POWER.

Введение

Конструкция фазного ротора асинхронного двигателя была запатентована в 1890 году русским электротехником М.О. Доливо-Добровольским [1, 2]. Машина двойного питания (МДП) – это асинхронный двигатель с фазным ротором, статорные обмотки которого подключены непосредственно к сети переменного напряжения, а роторные обмотки питаются от полупроводникового преобразователя частоты. Электроприводы на основе МДП обладают такими достоинствами, как высокое быстродействие, возможность регулирования коэффициента мощности в сети, пропорциональность мощности управления скольжению, возможность реализации двузонного регулирования [3].

Применение электроприводов с МДП перспективно в судовых валогенераторных установках [4], нагрузочных устройствах испытания двигателей внутреннего сгорания, малых гидроэлектростанциях, ветрогенераторах [5].

Разработка теории применения МДП началась в середине прошлого века [6]. Основы теории отражены в работах советских и российских ученых М.М. Ботвинника, Ю.Г. Шакаряна, Н.Н. Блоцкого, И.А. Лабунец, О.С. Хватова и других [7–12]. Результаты теоретических исследований МДП были подтверждены на промышленных установках большой мощности, созданных в СССР [13, 14]. На момент создания теоретических основ использования МДП не существовало средств компьютерного моделирования, позволяющих разрабатывать модели и производить исследования всевозможных режимов МДП.

Изучение современных источников, в которых рассмотрены теоретические вопросы МДП, позволяет сделать вывод о том, что как в отечественных, так и в зарубежных публикациях в основном представлены результаты исследования динамических характеристик МДП. В них отсутствуют исследования статических характеристик МДП при различных способах управления, математические, структурные и виртуальные модели МДП [15]. Между тем создание компьютерных моделей МДП для проведения теоретических исследований на современном уровне – необходимый этап на пути к широкому применению высокоэффективных приводов с машиной двойного питания.

Цели данной статьи – формулирование закона, по которому должен изменяться вектор напряжения ротора МДП при частотном управлении, а также получение на математической модели, разработанной в среде Matlab, статических характеристик машины и их анализ.

Уравнения, необходимые для создания математической модели машины двойного питания с частотным управлением

Частотное управление МДП заключается в поддержании постоянным отношения модуля вектора напряжения ротора к частоте этого напряжения:

$$\frac{|U_2|}{f_2} = n = \text{const}, \qquad (1)$$

где f_2 – частота напряжения ротора; n – вещественное число; $|U_2|$ – модуль вектора напряжения ротора.

Частота напряжения ротора выражается через скольжение и частоту напряжения статора следующим образом:

$$f_2 = sf_1, \qquad (2)$$

где f_1 – частота напряжения статора; s – скольжение.

С учетом выражения (2) равенство (1) может быть преобразовано к виду

$$|U_2| = n\ s\ f_1. \qquad (3)$$

Таким образом, при частотном управлении МДП по цепи ротора вектор напряжения ротора будет изменяться согласно выражению

$$U_2 = |U_2|(\cos\varphi + j\sin\varphi) = n\ s\ f_1(\cos\varphi + j\sin\varphi), \qquad (4)$$

где φ – угол между вектором напряжения ротора и осью системы координат x, y; U_2 – вектор напряжения ротора МДП.

При рассматриваемой схеме включения машины двойного питания обмотки статора подключены непосредственно к сети трехфазного напряжения. Поэтому частота напряжения статора f_1 постоянна. Тогда из уравнения (4) следует, что вектор напряжения ротора при заданном скольжении определяется только значением параметра n и угла φ. Таким образом, частотное управление МДП по цепи ротора может осуществляться путем изменения требуемым образом значений параметра n и угла φ.

В статье [16] были получены следующие уравнения, необходимые для создания математической модели МДП:

$$i_{1pu} = \frac{1}{R_{1pu}R_{2pu}[1 - sT_1T_2\sigma + j(T_1 + sT_2)]} \times$$
$$\times\left[R_{2pu}U_{1pu} + j(R_{2pu}T_2sU_{1pu} - L_{mpu}U_{2pu})\right];$$

$$i_{2pu} = \frac{1}{R_{1pu}R_{2pu}[1 - sT_1T_2\sigma + j(T_1 + sT_2)]} \times$$
$$\times\left[R_{1pu}U_{2pu} + j(R_{1pu}T_1U_{2pu} - L_{mpu}sU_{1pu})\right];$$

$$P_{1pu} = 1{,}5U_{1xpu}i_{1xpu}; \quad Q_{1pu} = -1{,}5U_{1xpu}i_{1ypu};$$

$$M = 1{,}5pL_{mpu}(i_{1ypu}i_{2xpu} - i_{1xpu}i_{2ypu});$$

$$\Delta P = 1{,}5\left(R_{1pu}\left|i_{1pu}^2\right| + R_{2pu}\left|i_{2pu}^2\right|\right);$$

$$P_{2pu} = 1{,}5\left(U_{2xpu}i_{2xpu} + U_{2ypu}i_{2ypu}\right);$$

$$Q_{2pu} = 1{,}5\left(U_{2ypu}i_{2xpu} - U_{2xpu}i_{2ypu}\right), \qquad (5)$$

где i_{1pu}, i_{2pu} – векторы токов статора и ротора; R_{1pu}, R_{2pu} – активные сопротивления соответственно статора и ротора; s – скольжение; T_1, T_2 – постоянные времени статора и ротора; U_{1pu}, U_{2pu} – векторы напряжения статора и ротора; σ – коэффициент рассеяния; L_{mpu} – главная индуктивность намагничивающего контура; i_{1xpu}, i_{1ypu}, U_{1xpu}, U_{1ypu} – проекции векторов тока и напряжения статора на оси x, y; i_{2xpu}, i_{2ypu}, U_{2xpu}, U_{2ypu} – проекции векторов тока и напряжения ротора на оси x, y; P_{1pu}, Q_{1pu}, P_{2pu}, Q_{2p} – активные и реактивные мощности статора и ротора; p – число пар полюсов; M – электромагнитный момент; ΔP– мощность потерь в меди МДП.

Для придания результатам исследования большей наглядности переменные в уравнениях системы (5) записаны в относительных единицах (per unit). Вектор напряжения статора при выводе уравнений ориентирован по оси x системы координат x, y, вращающейся с синхронной частотой ($U_{1xpu} = |U_{1xpu}|$, $U_{1ypu} = 0$).

Системы уравнений (5) и выражения (4) достаточно для создания в среде Matlab математической модели МДП при частотном управлении, с помощью которой будут получены статические характеристики машины.

На рис. 1 представлены результаты, полученные с помощью математической модели машины двойного питания мощностью 250 кВт. При моделировании значение угла φ принято равным $-\frac{\pi}{10}$, значение параметра n изменялось от 0,01 до 0,02 с шагом 0,005.

Из графика $P_1 = f(s)$ видно, что только при значениях параметра n близких к величине 0,02 вид статических характеристик качественно меняется. При существенно меньших значениях

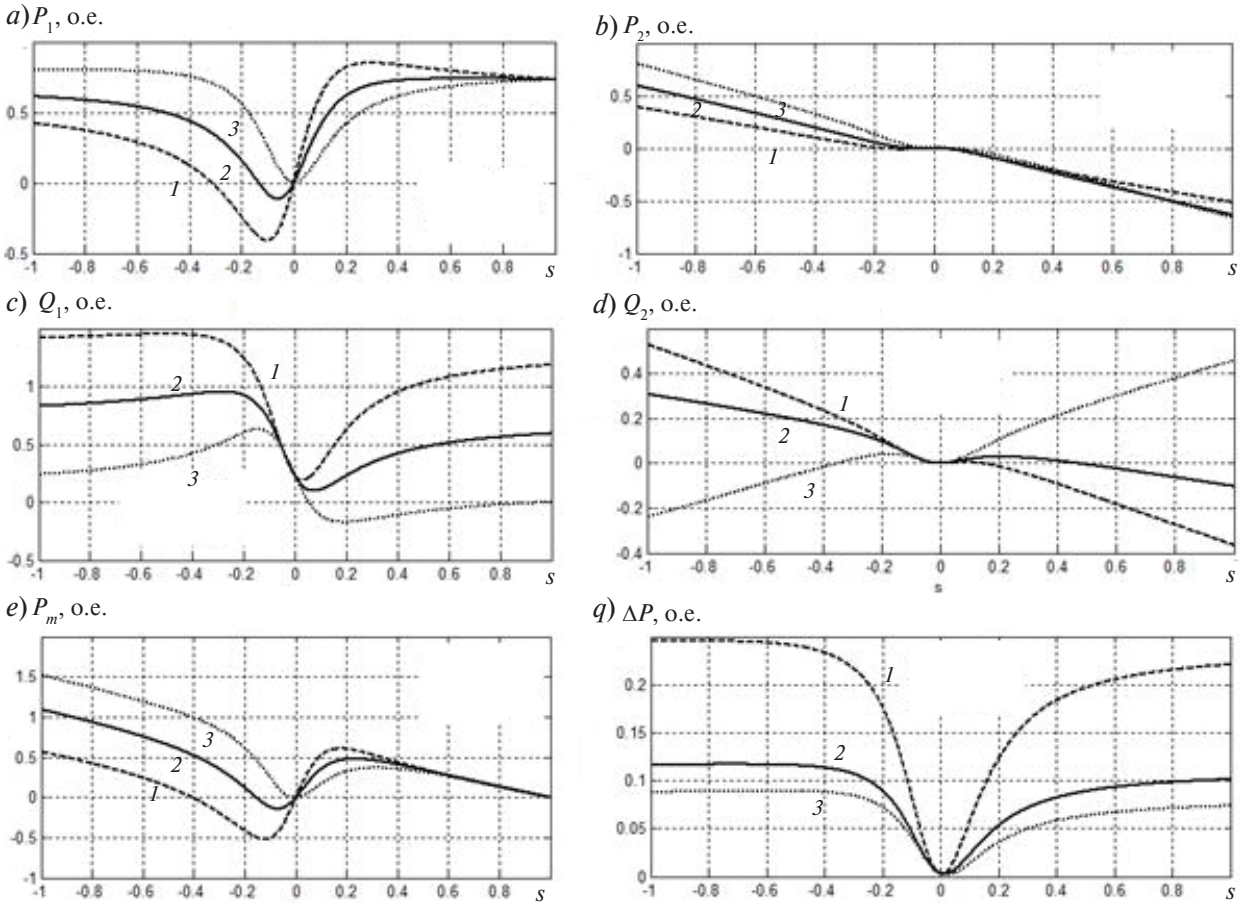


Рис. 1. Статические характеристики МДП при $\varphi = -\frac{\pi}{10}$ и разных значениях n (*1* – 0,01; *2* – 0,015; *3* – 0,02)

параметра n статические характеристик МДП аналогичны естественными характеристикам асинхронной машины с короткозамкнутым ротором. Во всем диапазоне изменения скольжения машина двойного питания работает в двигательном режиме.

Таким образом, для обеспечения работы МДП в широком диапазоне изменения скольжения с постоянной активной мощностью необходимо значение параметра n выбирать таким, чтобы модуль вектора напряжения ротора был сопоставим с модулем вектора напряжения статора.

На рис. 2 представлены статические характеристики МДП, полученные в результате моделирования при $n = 0{,}02 = \text{const}$ и значениях угла φ, изменяемых от $-\frac{\pi}{10}$ до $\frac{\pi}{10}$ с шагом $\frac{\pi}{10}$.

Из графика $P_1 = f(s)$ рис. 2 следует, что МДП в зависимости от значения угла φ может работать в двигательном или генераторном режиме при скоростях выше и ниже синхронной скорости вращении ротора. При этом с уменьшением значения угла φ происходит снижение активной мощности (момента). Так, например, при $\varphi = \frac{\pi}{20}$ максимальное значение активной мощности будет достигать 0,46. Таким образом, при работе МДП с заданным скольжением путем изменения значения угла φ можно плавно изменять величину активной мощности статора, потребляемой или генерируемой в сеть. Работа машины двойного питания в двигательном или генераторном режиме определяется знаком угла φ. При отрицательных значениях угла φ МДП при частотном управлении работает в двигательном режиме, а при положительных значениях – в генераторном.

Из графика $P_2 = f(s)$ рис. 2 видно, что при скоростях вращения ротора ниже синхронной скорости (положительные значения скольжений) активная мощность ротора возвращается в сеть. При таком режиме работы у МДП с частотным управлением энергопотребление будет ниже, а КПД выше, чем у асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором.

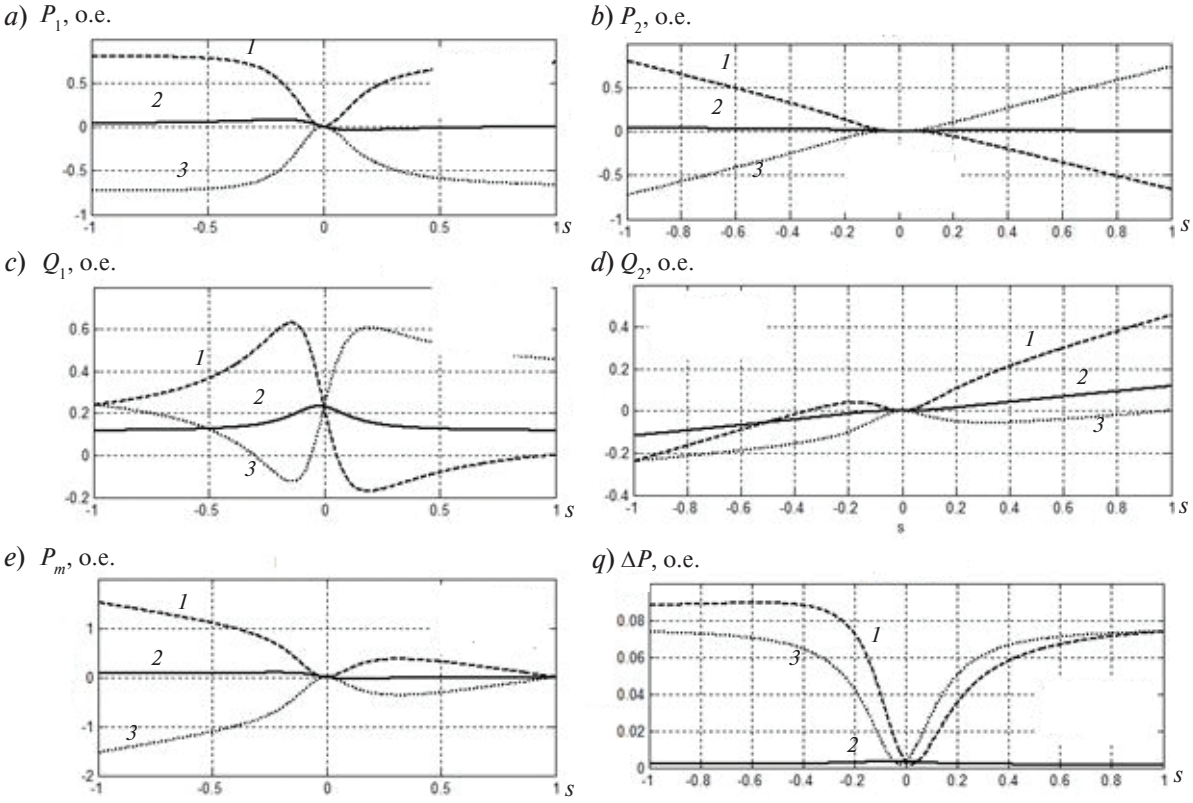


Рис. 2. Статические характеристики МДП при $n = 0{,}02$ и разных изменениях φ ($1 - \varphi = -\frac{\pi}{10}$; $2 - \varphi = 0$; $3 - \varphi = \frac{\pi}{10}$)

При частотах вращения ротора выше синхронной частоты (отрицательные значения скольжения) активная мощность по цепи ротора подводится к машине, обеспечивая ее работу на скоростях выше синхронной скорости. В генераторном режиме работы МДП при скоростях выше синхронной статорные и роторные обмотки машины отдают активную мощность в сеть. При скоростях ниже синхронной скорости активная мощность подводится к ротору машины, компенсируя снижение механической мощности, прикладываемой к валу машины.

При частотах вращения ротора, близких к синхронной частоте, наблюдается снижение до нулевого значения активных мощностей статора и ротора. Этот факт объясняется тем, что согласно выражению (4) с уменьшением скольжения снижается величина модуля вектора напряжения ротора.

Работа частотноуправляемой МДП с постоянной активной мощностью статора

Чтобы получить выражение для модуля вектора напряжения ротора, при котором будет обеспечено постоянство активной мощности статора во всем диапазоне скольжений, в первом уравнении системы (4) числитель и знаменатель умножим на комплексно-сопряженное знаменателю выражение. Далее выполним замену векторов соответствующими им комплексными выражениями и произведем разделение мнимых и вещественных частей. В результате преобразований получаются следующие выражения:

$$\begin{aligned} i_{1xpu} &= \Big\{ U_{1xpu}\left[R_{2pu}T_2^2 s^2 + \frac{L_{mpu}^2}{R_{1pu}} s + R_{2pu}\right] - \\ &- |U_2| L_{mpu}\left[(T_1 + sT_2)\cos\varphi + (sT_1T_2\sigma - 1)\sin\varphi\right] \Big\} / \\ &/ \left\{ R_{1pu}R_{2pu}[(1 - sT_1T_2\sigma)^2 + (T_1 + sT_2)^2] \right\}; \\ i_{1ypu} &= \left\{ -U_{1xpu}T_1R_{2pu}\left[1 + T_2^2\sigma s^2\right] - \right. \\ &\left. - |U_2| L_{mpu}\left[(1 - sT_1T_2\sigma)\cos\varphi + (T_1 + sT_2)\sin\varphi\right] \right\} / \\ &/ \left\{ R_{1pu}R_{2pu}[(1 - sT_1T_2\sigma)^2 + (T_1 + sT_2)^2] \right\}. \end{aligned} \quad (6)$$

Исходя из системы уравнений (5) значение проекции вектора тока статора на ось x при заданном значении активной мощности статора определяется так:

$$i_{1xpu} = \frac{P_{1puzad}}{1,5U_{1xpu}}, \quad (7)$$

где P_{1puzad} – заданное значение активной мощности статора.

Из уравнений (6), (7) может быть найдено выражение для амплитуды вектора напряжения ротора:

$$\begin{aligned} |U_2| = &\Big\{ U_{1xpu}\left[R_{2pu}T_2^2 s^2 + \frac{L_{mpu}^2}{R_{1pu}} s + R_{2pu}\right] - \\ &- \frac{P_{1puzad}}{1,5U_{1xpu}} R_{1pu}R_{2pu}[(1 - sT_1T_2\sigma)^2 + (T_1 + sT_2)^2] \Big\} / \\ &/ \left\{ L_{mpu}\left[(T_1 + sT_2)\cos\varphi + (sT_1T_2\sigma - 1)\sin\varphi\right] \right\}. \end{aligned} \quad (8)$$

Знаменатель выражения (8) не должен быть равен нулю. Из этого условия получаются ограничения для значений угла φ:

$$\varphi \neq \operatorname{arctg}\frac{(T_1 + sT_2)}{(1 - sT_1T_2\sigma)}. \quad (9)$$

Полученные с помощью математической модели статические характеристики машины двойного питания при изменении модуля вектора напряжения ротора согласно выражению (8) приведены на рис. 3.

При моделировании заданное значение активной мощности статора было принято равным 0,5, значение угла φ с учетом ограничений принято равным минус 0,16 рад.

Из статических характеристик машины двойного питания, представленных на рис. 3, видно, что во всем диапазоне изменения скольжения активная мощность статора остается равной заданному значению. Таким образом, можно сделать вывод, что изменение значения модуля вектора напряжения ротора согласно выражению (8) обеспечивает работу МДП с заданной активной мощностью статора во всем диапазоне изменения скольжения. При этом значение угла φ не влияет на величину активной мощности и может быть выбрано, например, из условия обеспечения минимального значения реактивной мощности статора.

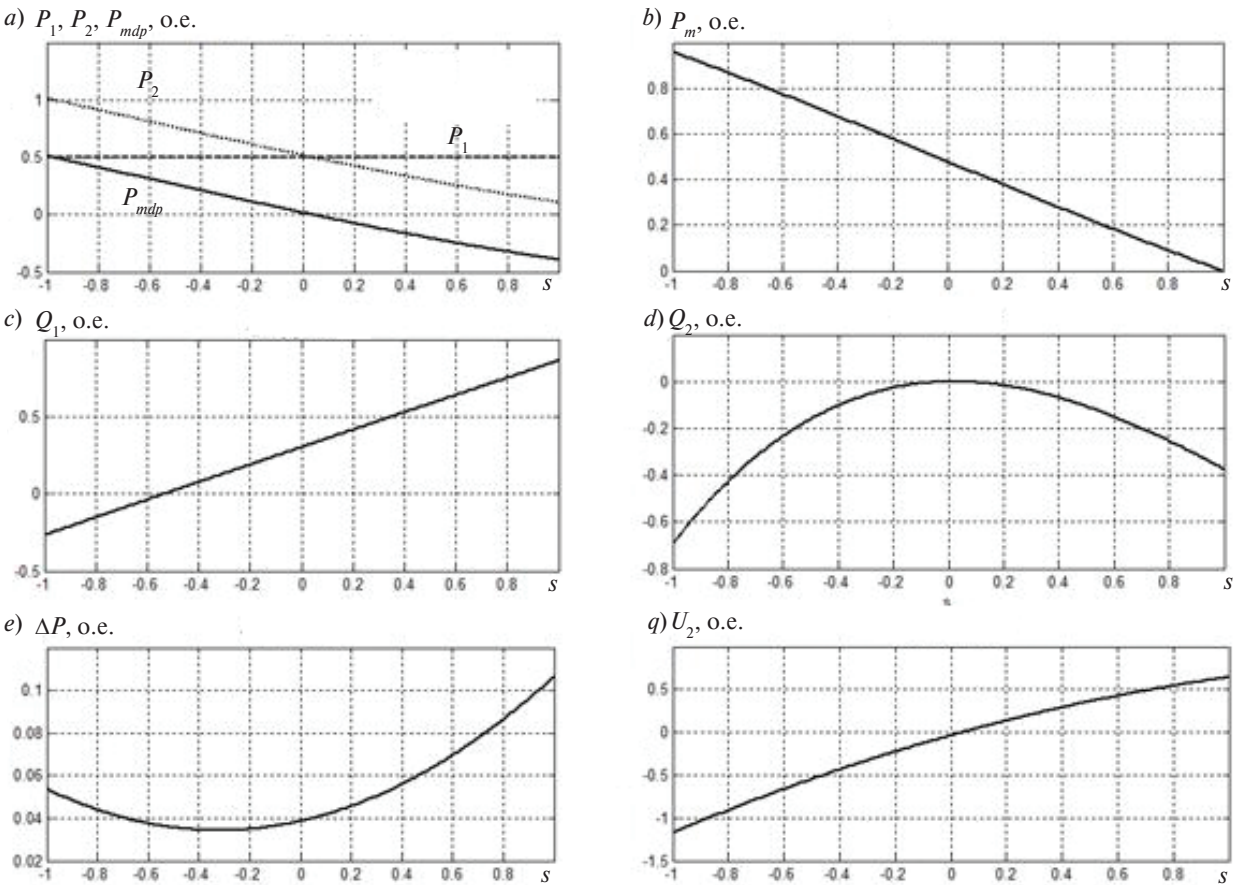


Рис. 3. Статические характеристики МДП при P_{1puzad} и φ = 16

Работа частотноуправляемой МДП с постоянной реактивной мощностью статора

Аналогичным образом может быть получено выражение для модуля вектора напряжения ротора, которое соответствует поддержанию значения реактивной мощности статора на заданном уровне. Для этого проекция вектора тока статора на ось *y* при заданном значении реактивной мощности статора из системы уравнений (5) выразится следующем образом:

$$i_{1ypu} = -\frac{Q_{1puzad}}{1,5U_{1xpu}}, \qquad (10)$$

где Q_{1puzad} – заданное значение реактивной мощности статора.

На основании уравнений (6), (10) может быть найдено выражение для модуля вектора напряжения ротора:

$$|U_2| = \left\{ -Q_{1puzad}\frac{R_{1pu}R_{2pu}}{1,5U_{1xpu}}[(1-sT_1T_2\sigma)^2 + \right.$$
$$\left. +(T_1+sT_2)^2] - U_{1xpu}R_{2pu}T_1\left[1+T_2^2\sigma s^2\right] \right\} / \qquad (11)$$
$$/\left\{L_{mpu}\left[(1-sT_1T_2\sigma)\cos\varphi + (T_1+sT_2)\sin\varphi\right]\right\}.$$

Ограничение для значений угла φ получается из условия неравенства нулю знаменателя выражения (11):

$$\varphi \neq -\mathrm{arctg}\frac{(1-sT_1T_2\sigma)}{(T_1+sT_2)}. \qquad (12)$$

График зависимости (12) для исследуемой машины двойного питания представлен на рис. 4.

Из графика, приведенного на рис. 4, можно сделать вывод о невозможности выполнения условия (12) для любых значений угла φ во всем

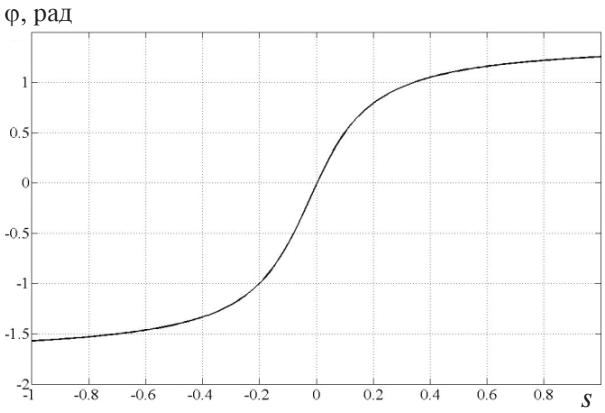


Рис. 4. Значения угла φ, обращающие в нуль знаменатель выражения (11), в зависимости от скольжения *s*

диапазоне изменения скольжения, так как при любом выбранном значении угла φ знаменатель выражения (11) при соответствующем значении скольжения будет принимать нулевое значение (пересекать кривую рис. 4). Таким образом, поддержание постоянного значения реактивной мощности статора при изменении модуля вектора напряжения ротора согласно выражению (11) во всем диапазоне изменения скольжения невозможно.

Результаты моделирования работы МДП с постоянным значением реактивной мощности при изменении скольжения в диапазоне от 0,2 до 1,0 и φ = 0,1 рад представлены на рис. 5.

Из статических характеристик МДМ, представленных на рис. 5, видно, что в выбранном диапазоне изменения скольжения реактивная мощность остается на заданном значении. Таким образом, можно сделать вывод о правильности полученного выражения (11) для модуля вектора напряжения ротора. Значение угла φ не влияет на поддержание значения реактивной мощности и может выбираться произвольно с учетом ограничения (12).

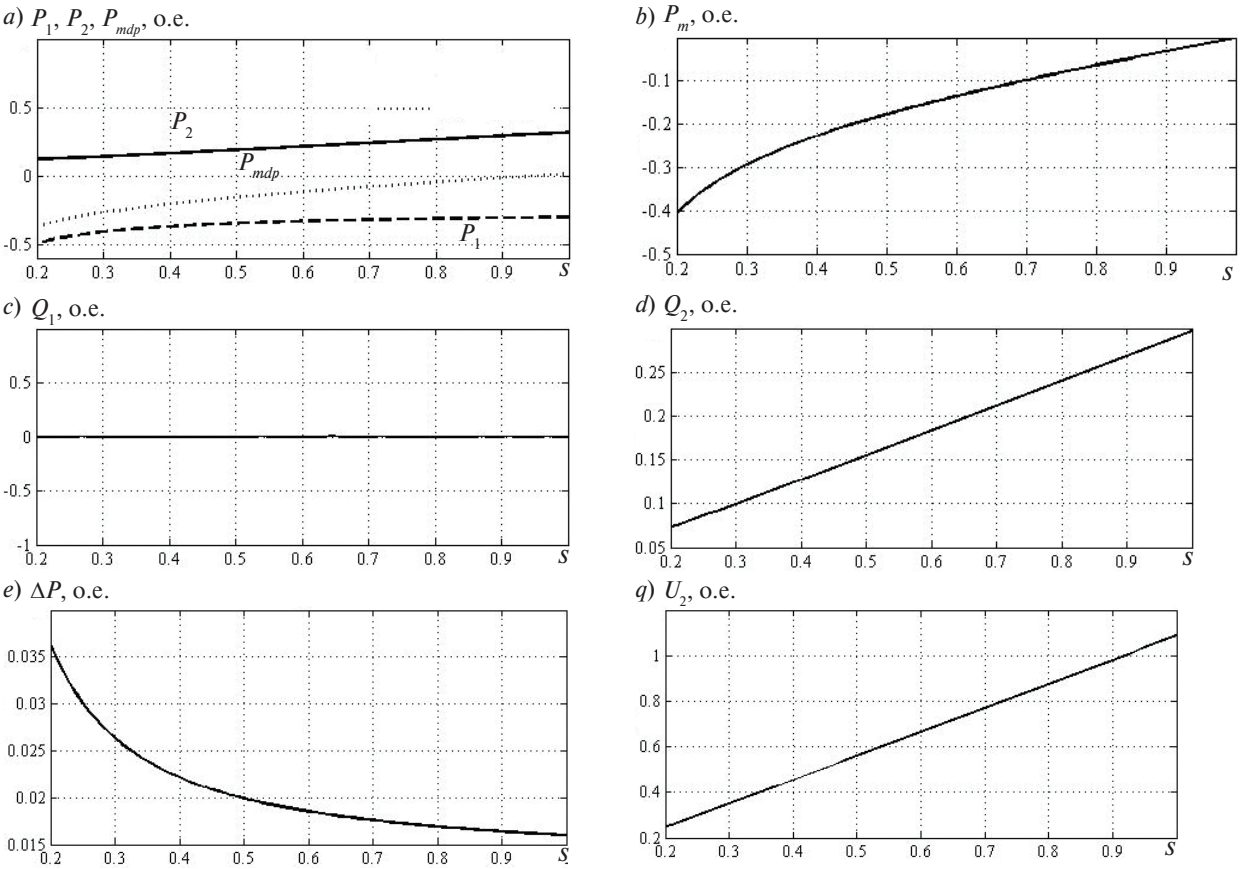


Рис. 5. Статические характеристики МДП при $Q_{1puzad} = 0$, φ = 0,1 рад

Заключение

В статье получены уравнения, необходимые для создания математической модели машины двойного питания с частотным управлением. Определены выражения, согласно с которыми должен изменяться модуль вектора напряжения ротора для обеспечения режимов работы частотноуправляемой МДП с постоянной активной мощностью во всем диапазоне изменения скольжения или с постоянным значением реактивной мощности статора в ограниченном диапазоне изменения частоты вращения ротора. Статические характеристики машины двойного питания, полученные с помощью математической модели машины, подтверждают правильность выражений для модуля вектора напряжения ротора и возможность работы МДП с заданными значениями активной или реактивной мощности статора.

На основании результатов математического моделирования можно сделать вывод, что частотное управление машиной двойного питания позволяет получить качественное изменение статических характеристик машины. Такой способ управления МДП может иметь перспективы широкого практического применения в установках на основе таких машин как в двигательных, так и в генераторных режимах работы.

Для подтверждения полученных в данной статье результатов следует в пакете Simulink разработать виртуальную модель частотноуправляемой машины двойного питания и сравнить статические характеристики, полученные на виртуальной и математической моделях МДП.

После окончания модельного исследования свойств машины двойного питания с частотным управлением необходимо создать экспериментальную установку энергоэффективного электропривода на основе такой машины. Для получения высокого КПД электропривода при частотах вращения ротора ниже синхронной частоты полупроводниковый преобразователь, питающий обмотки ротора, должен обеспечивать рекуперацию активной мощности ротора в питающую сеть. На экспериментальной установке следует провести исследования работы электропривода на частотах вращения ротора выше и ниже синхронной частоты в двигательном режиме. При проведении исследований на реальной установке необходимо проверить возможность поддержания постоянной мощности статора (электромагнитного момента) и изменения реактивной мощности (путем изменения угла φ), а также исследовать статические и динамические свойства электропривода с МДП.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Белькинд Л.Д., Конфедератов И.Я., Шнейберг Я.А.** История техники. М., Л.: ГЭИ, 1956. 493 с.
2. **Веселовский О.Н.** М.О.Доливо-Добровольский (1862–1919) : монография. Изд-во АН СССР, 1963. 86 с.
3. **Ляпин А.С.** Структурная модель, модельное исследование динамики электропривода с машиной двойного питания и прямым управлением моментов// Научно-технический вестник информационных технологий, механики и оптики. 2012. № 4 (80). С. 60–64.
4. **Безруких П.П.** Ветроэнергетика: Справочное и методическое пособие. М.: ИД «Энергия», 2010. 320 с.
5. **Григорьев А.В., Петухов В.А.** Современные и перспективные судовые валогенераторные установки: монография. СПб.: Изд-во ГМА имени адмирала С.О. Макарова, 2009. 176 с.
6. **Шакарян Ю.Г.** Вопросы теории и промышленной эксплуатации асинхронизированных синхронных машин // Труды ВНИИЭ. 1981. Вып. 61. С. 5–8.
7. **Ботвинник М.М.** Асинхронизированная синхронная машина. М.: Госэнергоиздат, 1960. 38 с.
8. **Ботвинник М.М., Шакарян Ю.Г.** Управляемая машина переменного тока. М.: Наука, 1969. 140 с.
9. **Шакарян Ю.Г.** Асинхронизированная синхронная машина. М.: Энергоатомиздат, 1984. 192 с.
10. **Хватов О.С.** Управляемые генераторные комплексы на основе машины двойного питания: монография / Нижегород. гос. техн. ун-т. Н-Новгород, 2000. 204 с.
11. **Блоцкий Н.Н. [и др.]** Вопросы теории и промышленной эксплуатации асинхронизированных синхронных машин. М.: Энергоатомиздат, 1981. 107 с.
12. **Лабунец И.А. [и др.]** Режимы работы, статические и динамические характеристики асинхронизированных турбогенераторов. Киев. 1987. 45 с.
13. **Захри М.И. [и др.]** Промышленные испытания асинхронизированного генератора мощностью 50 МВА // Электричество. 1973. № 4. С. 52–54.
14. **Никитин П.З. [и др.]** Асинхронизированный синхронный электропривод цементной мельницы // Электричество. 1978. № 3. С. 81–82.
15. **Abad G., Lopez J., Rodriguez M.A., Iwanski G.** Double fed induction machine. Modeling and control for wind energy generation. 2011. 633 p.

16. **Ляпин А.С.** Получение и анализ статических характеристик машины двойного питания при питании роторных обмоток от источника напряжения // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. 2014. № 1. С. 30–34.

REFERENCES

1. **Belkind L.D., Konfederatov I.Ya., Shneyberg Ya.A.** Istoriya tekhniki. Mocsow, Leningrad: GEI, 1956. 493 s. (rus)

2. **Veselovskiy O.N.** M.O. Dolivo-Dobrovolskiy (1862–1919). Izd-vo AN SSSR, 1963. 86 s. (rus)

3. **Lyapin A.S.** Strukturnaya model, modelnoye issledovaniye dinamiki elektroprivoda s mashinoy dvoynogo pitaniya i pryamym upravleniyem momentov. *Nauchno-tekhnicheskiy vestnik informatsionnykh tekhnologiy, mekhaniki i optiki*. 2012. № (80). S. 60–64. (rus.)

4. **Bezrukikh P.P.** Vetroenergetika. Spravochnoye i metodicheskoye posobiye. M.: Energiya, 2010. 320 s. (rus)

5. **Grigoryev A.V., Petukhov V.A.** Sovremennyye i perspektivnyye sudovyye valogeneratornyye ustanovki: monografiya. SPb.: Izd-vo GMA im. adm. S.O. Makarova, 2009. 176 s. (rus)

6. **Shakaryan Yu.G.** Voprosy teorii i promyshlennoy ekspluatatsii asinkhronizirovannykh sinkhronnykh mashin. *Trudy VNIIE*. 1981. № 61. S. 5–8. (rus)

7. **Botvinnik M.M.** Asinkhronizirovannaya sinkhronnaya mashina. Moscow: Gosenergoizdat, 1960. 38 s. (rus)

8. **Botvinnik M.M., Shakaryan Yu.G.** Upravlyayemaya mashina peremennogo toka. Moscow: Nauka, 1969. 140 s. (rus)

9. **Shakaryan Yu.G.** Asinkhronizirovannaya sinkhronnaya mashina. Moscow: Energoatomizdat.,1984. 192 s. (rus)

10. **Khvatov O.S.** Upravlyayemyye generatornyye kompleksy na osnove mashiny dvoynogo pitaniya /[Controlled generating systems based on the double fed machine]: monografiya / Nizhegorod. gos. tekhn. un-t. N-Novgorod, 2000. 204 s. (rus)

11. **Blotskiy N.N. [i dr.]** Voprosy teorii i promyshlennoy ekspluatatsii asinkhronizirovannykh sinkhronnykh mashin. Moscow: Energoatomizdat. 1981. 107 s. (rus)

12. **Labunets I.A. [i dr.]** Rezhimy raboty, staticheskiye i dinamicheskiye kharakteristiki asinkhroniztrovannykh turbogeneratorov. Kiev, 1987. 45 s. (rus)

13. **Zakhri M.I. [i dr.]** Promyshlennyye ispytaniya asinkhronizirovannogo generatora moshchnostyu 50 MVA. *Elektrichestvo*. 1973. № 4. S. 52–54. (rus)

14. **Nikitin P.Z. [i dr.]** Asinkhronizirovannyy sinkhronnyy elektroprivod tsementnoy melnitsy. *Elektrichestvo*. 1978. № 3. S. 81–82. (rus)

15. **Abad G., Lopez J., Rodriguez M. A., Iwanski G.** Double fed induction machine. Modeling and control for wind energy generation. 2011. 633p.

16. **Lyapin A.S.** Polucheniye i analiz staticheskikh kharakteristik mashiny dvoynogo pitaniya pri pitanii rotornykh obmotok ot istochnika napryazheniya. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy*. *Elektromekhanika*. 2014. № 1. S. 30–34. (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ЛЯПИН Анатолий Сергеевич – аспирант Балтийского государственного технического университета «Военмех» имени Д.Ф. Устинова.
190005, Санкт-Петербург, 1-ая Красноармейская ул., д.1.
E-mail: ACLyapin@yandex.ru

LYAPIN Anatolii S.– Baltic State Technical University “Voenmeh” named after D.F. Ustinov.
1 1st Krasnoarmeyskaya St., St.Petersburg, 190005, Russia.
E-mail: ACLyapin@yandex.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.18
УДК 621.311.25

В.В. Легкоступова, А.В. Судаков

ЭФФЕКТИВНОСТЬ МОДЕРНИЗАЦИИ СЕПАРАТОРА-ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЯ СПП-500-1

V.V. Legkostupova, A.V. Sudakov

THE EFFECTIVENESS OF MODERNIZING THE SPP-500-1 MOISTURE SEPARATOR REHEATER

В статье описываются экспериментальные и расчетные исследования модернизированной сепарационной части сепаратора-пароперегревателя СПП-500-1. Данные аппараты эксплуатируются на энергоблоках с реакторами РБМК. Модернизация сепарационной части СПП-500-1 проведена ОАО «НПО ЦКТИ» совместно с немецкой фирмой Balke-Durr, на стенде которой были выполнены экспериментальные исследования по обоснованию этой модернизации. Приведены результаты расчетных исследований, проведенных авторами статьи, демонстрирующие эффективность работы модернизированной конструкции СПП-500-1; они хорошо совпадают с результатами экспериментальных исследований – методика моделирования двухфазного потока адекватно описывает процесс сепарации в СПП-500-1. Предложенная методика моделирования двухфазного потока может быть использована при расчетном анализе в процессе проектирования и модернизации конструкций СПП и других теплообменных аппаратов, как разрабатываемых, так и эксплуатируемых на действующих энергоблоках ТЭС и АЭС.

СЕПАРАТОР-ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЬ; СЕПАРАЦИЯ; МОДЕЛИРОВАНИЕ; ЭФФЕКТИВНОСТЬ, НАДЕЖНОСТЬ.

This article is about the experimental and computational research of the modernized separation part of the SPP-500-1 moisture separator--steam reheater. These devices are operating at nuclear power plants with RBMK-reactors. Modernization of the separation part of SPP-500-1 was completed by "NPO CKTI" together with the Balke-Durr company (Germany) whose stand was used for experimental studies in support of this modernization. The results of computational studies we have performed, demonstrate the effectiveness of the modernized design of SPP-500-1. The results of the computations agree quite well with the experiments, which means that the technique of two-phase flow simulation adequately describes the separation process in the SPP-500-1. The proposed method of modeling two-phase flow can be used for computational analysis when designing and modernizing moisture separator-steam reheaters and other heat exchangers, developed and operated at the thermal and the nuclear power plants.

MOISTURE SEPARATOR-STEAM REHEATERS (MSR); SEPARATION; MODELING; EFFICIENCY; RELIABILITY.

Введение

Для обеспечения допустимой влажности пара на последних ступенях турбины и повышения экономичности турбоустановки на всех атомных электростанциях (АЭС) с реакторами ВВЭР и РБМК используются сепараторы-пароперегреватели (СПП). Сепараторы-пароперегреватели – самостоятельные аппараты, которые располагаются вне корпуса турбины (между цилиндрами высокого и низкого давления – ЦВД и ЦНД) и предназначены для сепарации и перегрева пара. В настоящее время на всех действующих энергоблоках с реакторами РБМК-1000 на турбинах

К-500-65/3000 установлены сепараторы-пароперегреватели СПП-500-1 конструкции ЗиО. Конструкция данного СПП описана в [1, 2].

В СПП в качестве греющей и нагреваемой среды используется влажный пар. Движение пара в аппарате и теплообмен между средами имеют несколько особенностей, влияющих на эффективность и надежность работы самого СПП и турбины в целом. В ходе эксплуатации аппаратов СПП-500-1 на действующих энергоблоках наблюдалось усталостное или коррозионное растрескивание труб разводки греющего пара и трубок поверхности нагрева, что снижает эффективность перегрева пара. Основная причина повреждений – пронос влаги через сепаратор из-за неравномерной нагрузки сепарационных блоков, связанной с боковым вводом влажного пара и трудностями организации его равномерного распределения по сепарационным блокам.

Чтобы снизить неравномерность распределения парового потока по сепарационным блокам с целью повышения надежности и эффективности систем сепарации пара, на Ленинградской АЭС и Смоленской АЭС была проведена модернизация СПП-500-1 [3,4,5]. Проект модернизации был выполнен специалистами ОАО НПО ЦКТИ совместно с фирмой Balke-Durr (Германия).

Результатами реализации проекта по модернизации стало:

увеличение размеров входной камеры;

изменение схемы движения пара;

замена сепарационных блоков на жалюзийные пакеты Powervane фирмы Balke-Durr с влагозахватами, допускающими существенно большие нагрузки по влажному пару;

организация сепарации влаги со стен и потолка входной камеры;

организация системы коллекторов для отвода влаги, отсепарированной с жалюзийных пакетов, перфорированных листов, а также со стен и потолка входной камеры.

Обосновать выполненную модернизацию без детальных экспериментальных и расчетных исследований невозможно. Ниже приводятся результаты экспериментальных и расчетных исследований работы модернизированной конструкции сепарационной части СПП-500-1.

Основной целью исследований был анализ работы модернизированной конструкции сепарационной части СПП-500-1. Для этого необходимо было решить следующие задачи: получить экспериментальные и теоретические данные о распределении потока во входной камере и по сепарационным блокам; определить количественные характеристики потока (скорость, потери давления); оценить эффективность сепарации влаги жалюзийными пакетами Powervane в модернизированной конструкции сепарационной части СПП-500-1; визуализировать характеристики потоков в ресивере модели.

Экспериментальный стенд

Экспериментальные исследования проводились на воздухо-водяном стенде фирмы Balcke-Durr. Общий вид стенда, подготовленного к выполнению экспериментальных исследований, приведен на рис. 1. Стенд позволяет проводить исследования рабочих режимов сепарационной части СПП-500-1, визуально оценивать распределение потока во входной камере и по сепарационным блокам, а также получать количественную оценку эффективности сепарации влаги.

В состав экспериментальной установки входят: входной патрубок и корпус модели, сделанные из плексигласа; 12 сепарационных блоков с жалюзийными пакетами Powervane; дырчатые листы, установленные перед и за жалюзийными пакетами; дырчатый лист, установленный на перекрытии над сепарационными блоками; шланги для слива отсепарированной воды из каждого блока; ведра для отсепарированной воды.

Методика эксперимента

Эксперимент заключался в отводе в ведра воды, собранной сепарационными блоками за определенный промежуток времени, с последующим измерением объема. Эксперимент считался завершенным в момент полного заполнения первого ведра. Для достоверности результатов измерение было проведено три раза, после чего рассчитано среднее значение. Исследования проводились на воздухо-водяном потоке.

Эксперимент проводился следующим образом. Сначала перед и за жалюзийными пакетами

Рис. 1. Общий вид экспериментального стенда

были установлены одинаковые дырчатые листы со степенью перфорации 28 %. В этом испытании воспроизводились потери давления на натурных пакетах. В данном эксперименте замеры производились через один пакет.

На первом этапе исследований варьировали потери давления по отдельным сепарационным блокам со стороны набегания потока путем подбора листов с различной степенью перфорации. Цель состояла в том, чтобы достичь равномерного распределения потока по сепарационным блокам. На втором этапе исследований еще на двух модулях с каждой стороны устанавливались листы с иной степенью перфорации. На третьем этапе был дополнительно установлен перфорированный лист на перекрытии. Назначение перфорированного листа – дополнительная сепарация влаги со стенок входной камеры.

Методика расчетного моделирования

Воздухо-водяной поток в модернизированной конструкции сепарационной части СПП-500-1 был изучен методами вычислительной гидродинамики. Общий вид расчетной модели приведен на рис. 2. Исследования проводились с помощью программного комплекса ANSYS CFX [6, 7].

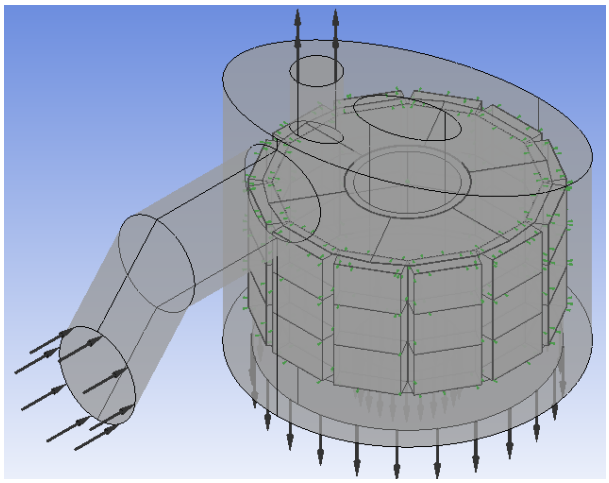


Рис. 2. Общий вид расчетной модели

Для расчетов принимались следующие исходные данные [8–10]:

расчетная сетка (конечно-элементная модель) разбита на 1484185 элементов;

рабочая среда – воздух с примесью капель воды;

объемная концентрация капель воды на входе в сепаратор – 15 %;

вода представлена в виде дискретной (дисперсной) фазы (Particle Transport Fluid); при задании воды используется стандартный материал Water из библиотеки материалов;

взаимодействия «воздух–вода» – полностью связаны между собой (Particle Coupling - Fully Coupled, Drag Force - Schiller Naumann);

граничные условия на входе – массовый расход 163,9 кг/с;

параметры для воды при задании граничных условий на входе: диаметр капель (частиц) жидкости – 0,1–1 мм; массовый расход дисперсной фазы – 0,33 кг/с; количество позиций для инжекции частиц – 60000, расположение частиц соответствует равномерному впрыску частиц на равном расстоянии;

граничные условия на стенках – взаимодействие со стенкой (перпендикулярный коэффициент сопротивления 0,2; параллельный коэффициент сопротивления 1, таким образом, учитывается осаждение частиц воды на поверхности стенок, результатом чего являются пленки влаги, образующиеся на стенках и потолке входной камеры и во входном коллекторе.

Сначала был проведен референтный расчет потока в модели, в которой перед и за жалюзийными пакета дырчатые листы имеют степень перфорации 28 %. Далее в целях выравнивания потока и достижения более равномерного его распределения по отдельным сепарационным блокам в расчетной модели изменялась степень перфорации дырчатых листов на входе в сепарационные блоки. Последующий расчет был проведен для модели с дырчатым листом на перекрытии. Все расчетные исследования проводились аналогично экспериментальным исследованиям.

Результаты расчетного и экспериментального исследований

Результаты экспериментального и расчетного исследований для исходных условий (когда перед и за жалюзийными пакетами установлены одинаковые дырчатые листы со степенью перфорации 28 %) приведены на рис. 3. Результаты представлены в виде эпюр распределения скоростей потока по сепарационным блокам. В экспериментальном исследовании средняя скорость потока составила 5,6 м/с (соотношение между абсолютными и относительными значениями – 5,6 м/с = 100 %); в расчетном исследовании средняя скорость потока при угле подвода потока 28° составила 6,08 м/с, а при угле подвода потока 0° – 5,61 м/с. Максимально нагруженным сепарационным блоком является блок, расположенный под входным патрубком. В обоих исследованиях получен значительный разброс относительно среднего распределения воздуха: –19,7 % и +69 % – в эксперименте; –42,4 % и +29,6 % – в расчете. Потери давления в расчетном исследовании при угле подвода потока 28° составили 4160 Па, при угле подвода потока 0° – 853 Па.

Результаты первого этапа экспериментального и расчетного исследований (перед и за жалюзийными пакетами установлены дырчатые листы с разной степенью перфорации) приведены на рис. 4. В экспериментальном исследовании средняя скорость потока здесь также составила 5,6 м/с, а в расчетном исследовании средняя скорость потока при угле подвода потока 28° –

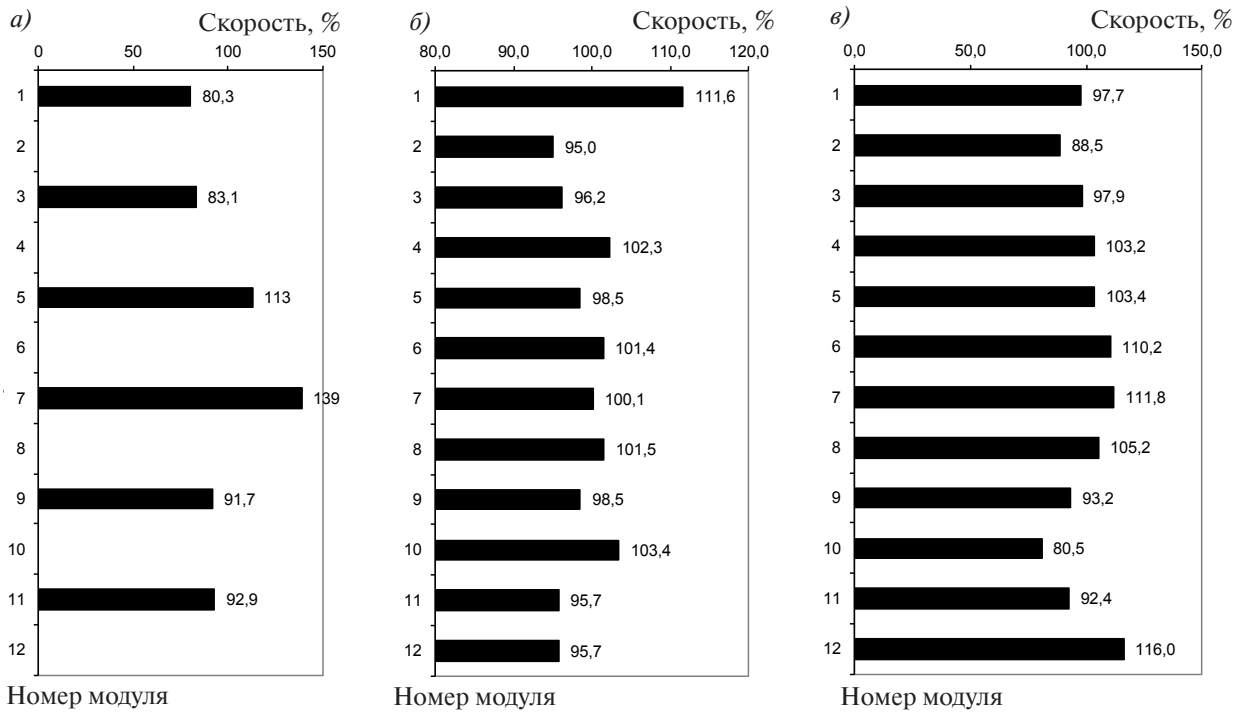


Рис. 3. Эпюры распределения скоростей потока по модулям (исходные условия):
а – результаты экспериментального исследования (измерение скорости потока проводились через один пакет);
б – результаты расчетного исследования при угле подвода потока 0°;
в – результаты расчетного исследования при угле подвода потока 28°

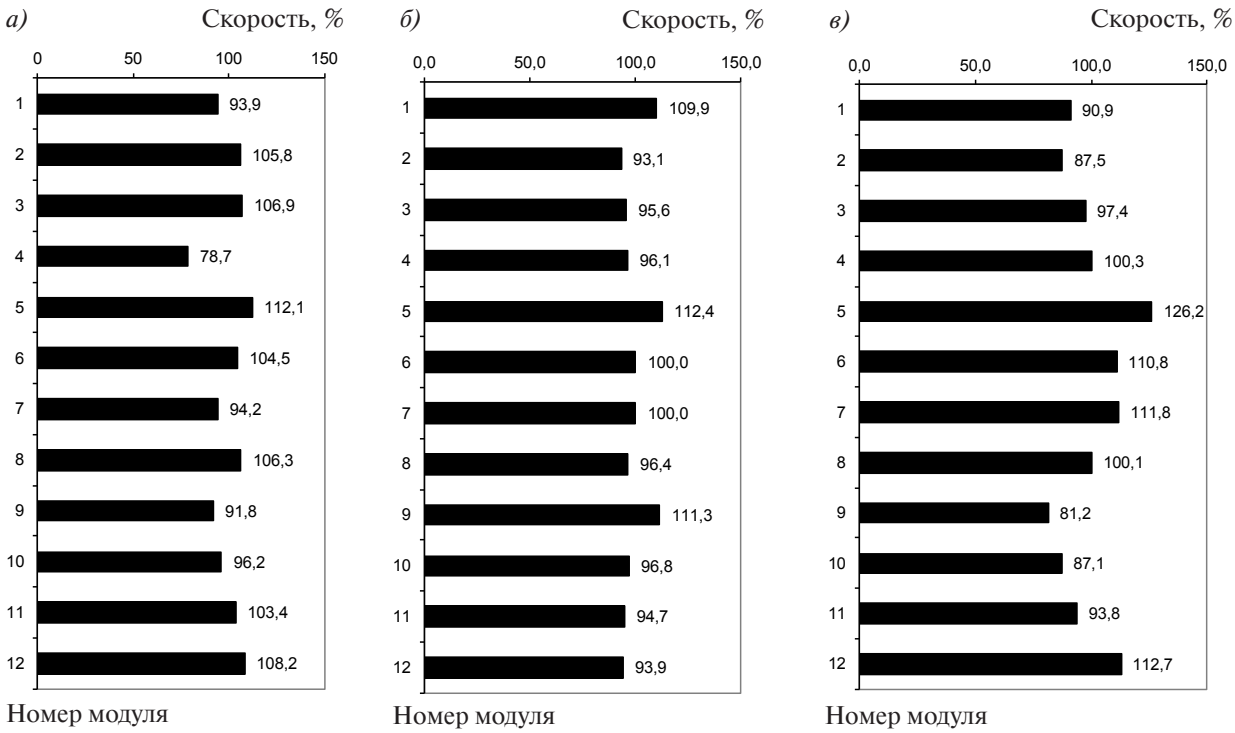


Рис. 4. Эпюры распределения скоростей потока по модулям (результаты первого этапа): *а* – результаты экспериментального исследования; *б* – результаты расчетного исследования при угле подвода потока 0°; *в* – результаты расчетного исследования при угле подвода потока 28°

5,73 м/с, при угле подвода потока 0° – 6,09 м/с. Максимально нагруженные сепарационные блоки здесь расположены за выходным патрубком. В этом исследовании разброс немного уменьшился: 24,3 % и +12,1 % в эксперименте; – 27,8 % и +28,6 % – в расчете. Потери давления в расчетном исследовании при угле подвода потока 28° составили 4498 Па, при угле подвода потока 0° – 1262 Па.

Результаты второго этапа экспериментального и расчетного исследований (перед и за жалюзийными пакетами установлены листы с разной степенью перфорации) приведены на рис. 5. В экспериментальном исследовании средняя скорость потока при угле подвода потока 28° составила 5,6 м/с, при угле подвода потока 0° – 5,7 м/с, а в расчетном исследовании средняя скорость потока при угле подвода потока 28° составила 5,62 м/с, при угле подвода потока 0° – 5,65 м/с. Максимально нагруженными сепарационными блоками здесь также являются блоки, расположенные за выходным патрубком. И в этом исследовании полученный разброс еще немного уменьшился: –13,6 % и +14,8 % в эксперименте,–18,8 % и +26,2 % – в расчете. Потери давления в расчетном исследовании при угле подвода потока 28° составили 4496 Па, при угле подвода потока 0° – 1264 Па.

Результаты третьего этапа экспериментального и расчетного исследований (дополнительно установлен перфорированный лист на перекрытии) приведены на рис. 6, 7. В экспериментальном исследовании средняя скорость потока также составила 5,6 м/с. На рис. 6 представлено пространственное распределение потока во входной камере и по сепарационным блокам в эксперименте. В расчетном исследовании средняя скорость потока при угле подвода потока 28° была 5,21 м/с, при угле подвода потока 0° – 5,4 м/с. В этом исследовании разброс составил –19,5 % и +16 %. Потери давления в расчетном исследовании при угле подвода потока 28° составили 5293 Па, при угле подвода потока 0° – 407 Па. На рис. 7 представлены эпюры распределения скоростей потока по сепарационным блокам, а также пространственное распределение потока во входной камере и по сепарационным блокам, полученное в расчетном исследовании.

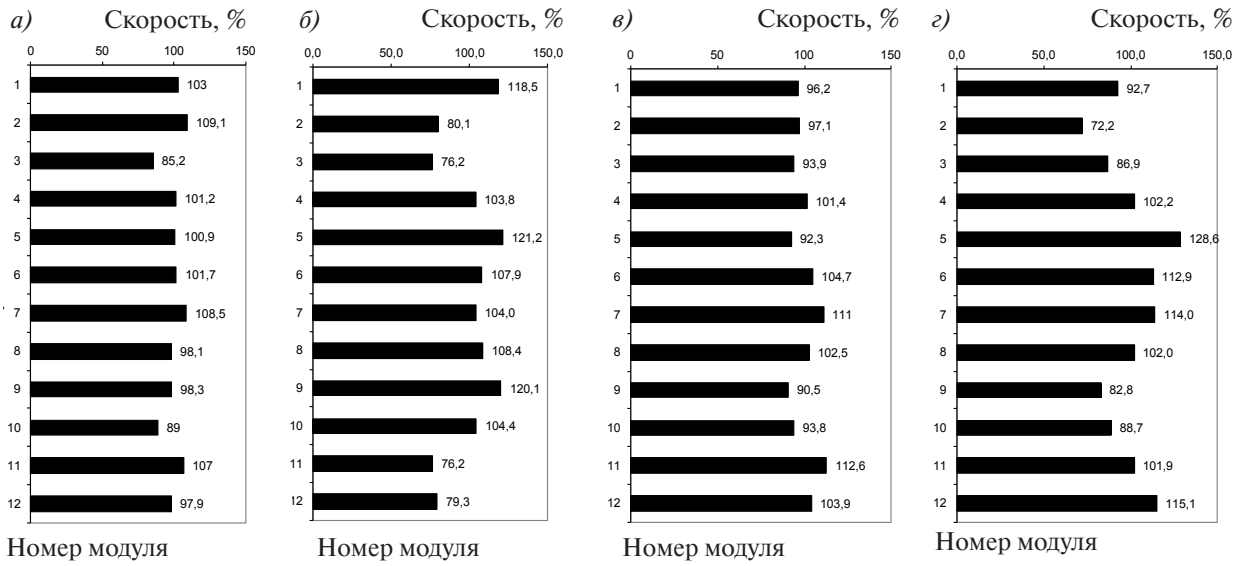


Рис. 5. Эпюры распределения скоростей потока по модулям (результаты второго этапа): *а* – результаты экспериментального исследования при угле подвода потока 0°; *б* – результаты расчетного исследования при угле подвода потока 0°; *в* – результаты экспериментального исследования при угле подвода потока 28°; *г* – результаты расчетного исследования при угле подвода потока 28°

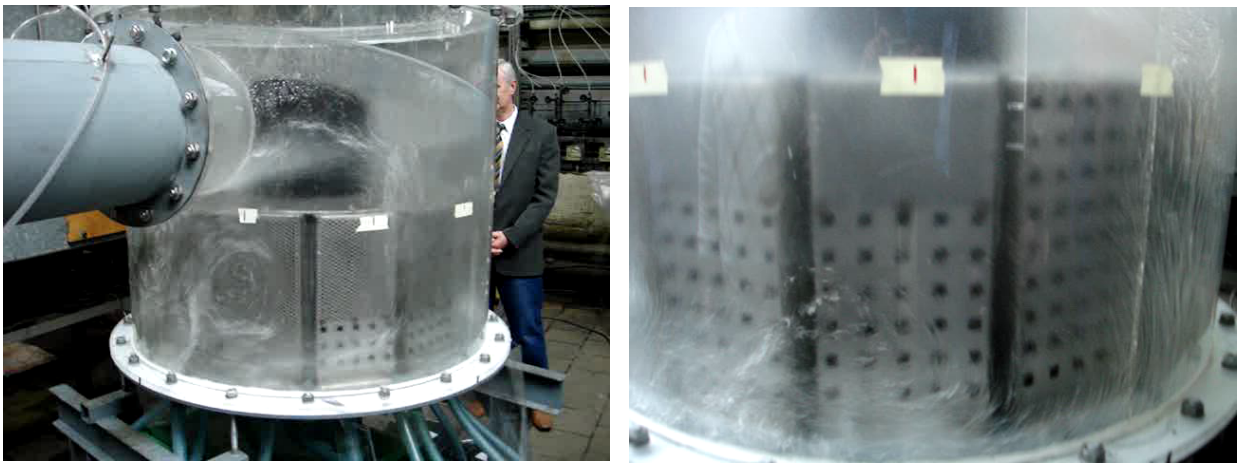


Рис. 6. Исследование пространственного распределения воздухо-водянного потока в экспериментальном стенде (третий этап)

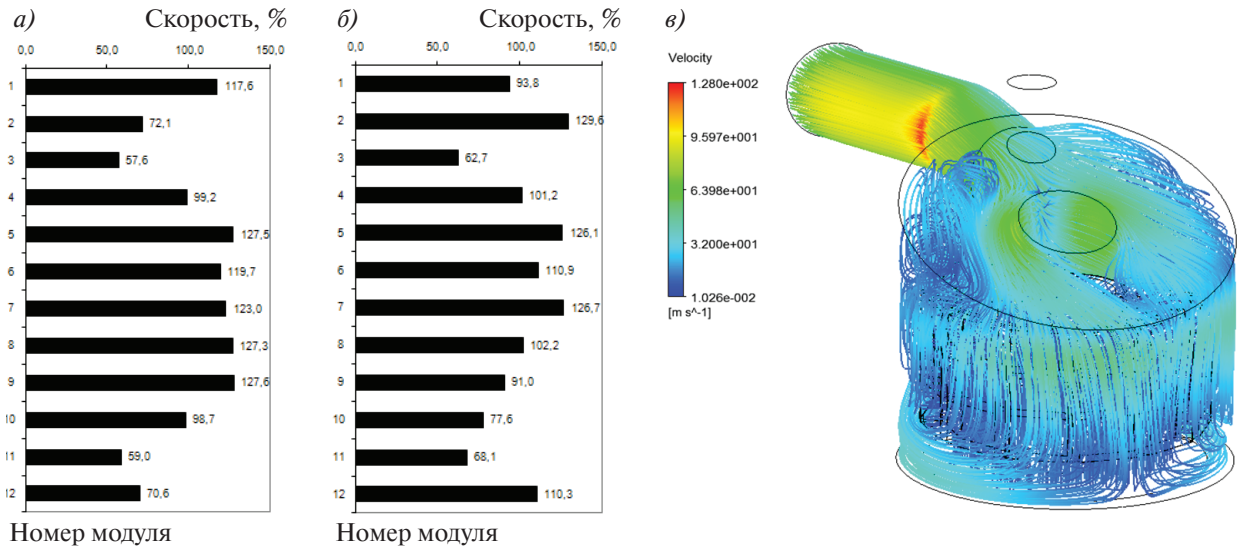


Рис. 7. Результаты третьего этапа расчетного исследования:
а – эпюры распределения скоростей потока по модулям при угле подвода потока 0°;
б – эпюры распределения скоростей потока по модулям при угле подвода потока 28°;
в – пространственное распределение воздухо-водянного потока в расчетной модели (линии тока)

Выводы

В ходе проведения исследований работы модернизированной конструкции СПП-500-1 были получены экспериментальные и теоретические данные об эффективности сепарации жалюзийными пакетами Powervane в модернизированной конструкции сепарационной части СПП-500-1, количественные характеристики потока и данные о распределении потока во входной камере и по сепарационным блокам. Анализ полученных результатов показал следующее:

жалюзийные пакеты Powervane обеспечивают высокую эффективность влагоудаления;

установка перед пакетами перфорированных листов с различной степенью перфорации позволяет добиться равномерного распределения скоростей;

перфорированный лист, перекрывающий низ входной камеры, обеспечивает дополнительный отвод влаги и улучшение в работе сепаратора;

результаты расчетов и экспериментов показали, что наиболее нагруженными являются сепарационные блоки, расположенные под входным патрубком, и блоки, расположенные напротив;

как в экспериментах, так и в расчетах существуют области с обратным движением потока среды (вихри) в нижней трети раздающего коллектора;

результаты расчетов достаточно хорошо совпадают с результатами эксперимента, то есть геометрическая модель и методика моделирования двухфазного потока адекватно описывают процессы в СПП-500-1.

В дальнейшем данная методика моделирования двухфазного потока может быть использована при расчетном анализе на начальных этапах проектирования и модернизации конструкций СПП и других теплообменных аппаратов, как разрабатываемых, так и эксплуатируемых на действующих энергоблоках ТЭС и АЭС.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Филиппов Г.А., Поваров О.А.** Сепарация влаги в турбинах АЭС. М.: Энергия, 1980. 320 с.

2. **Шишкин А.А., Федорович Е.Д.** Опыт эксплуатации промежуточных сепараторов-пароперегревателей турбин Ленинградской АЭС // Труды ЦКТИ. 1981. Вып. 189. С. 3–9.

3. **Егоров М.Ю.** Варианты модернизации сепараторов-пароперегревателей Ленинградской АЭС // Материалы докладов XIV Международной конференции студентов, аспирантов и молодых ученых «Ломоносов» / Физический факультет МГУ. М.: 2007. С. 104–105.

4. **Гредасов П.О.** Модернизация сепараторов-пароперегревателей СПП-500-1 турбоустановок Ленинградской АЭС // Сборник тезисов докладов XII Международной молодежной научной конференции «Полярное сияние 2009» / НИЯУ. М.: Изд-во МИФИ, 2009. С. 30–34.

5. **Судаков А.В., Легкоступова В.В.** Модернизация сепараторов-пароперегревателей СПП-500-1 турбоустановок Ленинградской АЭС // Теплоэнергетика. 2015. № 3. С. 16–21.

6. **Чигарев А.В., Кравчук А.С., Смалюк А.Ф.** ANSYS для инженеров. М.: Машиностроение-1, 2004. 512 с.

7. **Каплун А.Б., Морозов Е.М., Олферьева М.А.** ANSYS в руках инженера. М.: Едиториал УРСС, 2003. 700 с.

8. **Ishii M.** Two-fluid model for two-phase flow // Multiphase Science and Technology, Hemisphere Publishing Corporation. 1990. Vol. 5. P. 1–64.

9. **Хитрых Д.Н.** Моделирование сопряженного теплообмена в трубчатом теплообменнике // «ANSYS Advantage. Русская редакция». 2008. № 7. С. 47–53. [электр.ресурс] URL: http://www.ansysadvantage.ru/fileadmin/archive/ANSYS-ADVANTAGE-Rus-07.pdf (дата обращения: 18.10.2015).

10. **Betting M., Lammers B., Prast B.** Расчет течения многофазного потока в сепараторе природного газа // «ANSYS Advantage. Русская редакция». 2010. №14. С. 27-28. [электр.ресурс] URL: http://www.ansysadvantage.ru/fileadmin/archive/ANSYS-ADVANTAGE-Rus-14.pdf (дата обращения: 18.10.2015).

REFERENCES

1. **Filippov G.A., Povarov O.A.** Separatsiya vlagi v turbinakh AES. Moscow: Energiya, 1980. 320 p. (rus)

2. **Shishkin A.A., Fedorovich Ye.D.** Opyt ekspluatatsii promezhutochnykh separatorov-paroperegrevateley turbin Leningradskoy AES. *Trudy CKTI*. St.Petersburg: CKTI Publ. 1981. Vol. 189. S. 3–9. (rus)

3. **Yegorov M.Yu.** Varianty modernizatsii separatorov-paroperegrevateley Leningradskoy AES. *Materialy dokladov XIV Mezhdunarodnoy konferentsii studentov, aspirantov i molodykh uchenykh «Lomonosov» /* Fizicheskiy fakultet MGU. Moscow, 2007. S. 104–105. (rus)

4. **Gredasov P.O.** Modernizatsiya separatorov-paroperegrevateley SPP-500-1 turboustanovok Leningradskoy AES. *Sbornik tezisov dokladov XII Mezhdunarodnoy molodezhnoy nauchnoy konferentsii «Polyarnoye siyaniye 2009»* / SRNU MIFI. Moscow, 2009. S. 30–34. (rus)

5. **Sudakov A.V., Legkostupova V.V.** Modernizatsiya separatorov-paroperegrevateley SPP-500-1 turboustanovok Leningradskoy AES. *Teploenergetika*. 2015. № 3. S. 16–21. (rus)

6. **Chigarev A.V., Kravchuk A.S., Smalyuk A.F.** ANSYS dlya inzhenerov. Moscow: Mashinostroyeniye-1, 2004. 512 s. (rus)

7. **Kaplun A.B., Morozov Ye.M., Olferyeva M.A.** ANSYS v rukakh inzhenera / [ANSYS in engineering hands] Moscow: Yeditorial URSS, 2003. 700 s. (rus)

8. **Ishii M.** Two-fluid model for two-phase flow // *Multiphase Science and Technology, Hemisphere Publishing Corporation*. 1990. Vol. 5. P. 1–64.

9. **Khitrykh D.N.** Modelirovaniye sopryazhennogo teploobmena v trubchatom teploobmennike. *ANSYS Advantage. Russkaya redaktsiya*. 2008. №7. S. 47–53. *Available: http://www.ansysadvantage.ru/fileadmin/archive/ANSYS-ADVANTAGE-Rus-07.pdf* (Accessed: 18.10.2015). (rus)

10. **Betting M., Lammers B., Prast B.** Raschet techeniya mnogofaznogo potoka v separatore prirodnogo gaza. *ANSYS Advantage. Russkaya redaktsiya*. 2010. № 14. S. 27–28. *Available: http://www.ansysadvantage.ru/fileadmin/archive/ANSYS-ADVANTAGE-Rus-14.pdf* (Accessed: 18.10.2015). (rus)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ЛЕГКОСТУПОВА Вера Васильевна – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: faith89@yandex.ru

LEGKOSTUPOVA Vera V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: faith89@yandex.ru

СУДАКОВ Александр Вениаминович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: zamdir3@ckti.ru

SUDAKOV Aleksandr V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: zamdir3@ckti.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.19
УДК 621.762

В.Н. Цеменко, Д.В. Фук, С.В. Ганин

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РЕОЛОГИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК И МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ЭКСТРУЗИИ ПОРОШКОВЫХ И ПОРИСТЫХ МАТЕРИАЛОВ. ЧАСТЬ 3: ПРОЦЕСС ГОРЯЧЕЙ ЭКСТРУЗИИ

V.N. Tsemenko, D.V. Fuk, S.V. Ganin

DETERMINING THE RHEOLOGICAL CHARACTERISTICS AND MODELING THE EXTRUSION PROCESS OF POWDER AND POROUS MATERIALS. PART 3: THE HOT EXTRUSION PROCESS

В работе выполнено моделирование процесса уплотнения и деформации в капсуле порошкового материала САП-1 при различных вариантах экструзии. Исследовано влияние коэффициента вытяжки и угла конусности матрицы на уплотнение порошковых заготовок. Установлено, что изменение коэффициента вытяжки оказывает значительно большее влияние на процесс уплотнения заготовки, чем изменение угла конусности матрицы. На основе результатов математического моделирования определены технологические параметры для практической реализации процесса горячей экструзии порошкового композиционного материала САП-1 в капсуле. Математическим моделированием обоснованы технологические параметры процесса горячей экструзии, обеспечивающие уплотнение порошковой заготовки до практически беспористого состояния при минимально необходимом усилии пресса. Для математического моделирования процесса экструзии был использован программный пакет ABAQUS версии 16.4. Порошковый материал представлен встроенной реологической моделью Друкера–Прагера с внедрением подпрограммы, разработанной авторами.

ПОРОШКОВАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ; КОМПАКТИРОВАНИЕ; МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; ПЛАСТИЧЕСКАЯ ДЕФОРМАЦИЯ; ПЛОТНОСТЬ.

The paper describes modeling the process of consolidation and deformation in a capsule of the SAP-1 powder material for various types of extrusion. We have investigated the influence of the extrusion coefficient and the matrix coning angle on consolidation of powder procurements. It is established that the change of the extrusion coefficient has a considerably greater influence on the sample consolidation process, than the change of the matrix coning angle. Based on the results of mathematical modeling, we have determined the technological parameters for the process of hot extrusion of the SAP-1 powder composite material in a capsule and substantiated the technological parameters of the hot extrusion process providing consolidation of the powder sample to an almost pore-free condition with minimum necessary effort of the press are proved.

POWDER METALLURGY; COMPACTION;% MATHEMATICAL MODELLING; PLASTIC DEFORMATION; DENSITY.

Введение

Методы порошковой металлургии позволяют получать различные дисперсно- и дисперсионно упрочненные материалы (в том числе с наноразмерными включениями, равномерно распределенными по объему частиц порошков) [1–11]. Однако физико-механические и технологические свойства таких материалов ставят их в разряд труднодеформируемых [10]. Поэтому эффективность их применения во многом зависит от технологических процессов компактирования, которые должны быть проанализированы и согласованы. Один из наиболее перспективных методов компактирования таких порошков – экструзия в металлической капсуле. Важнейшее преимущество этого процесса прессования порошков по сравнению с другими – благоприятная схема пластической деформации, близкая к всестороннему сжатию и обеспечивающая высокую степень обжатия исходной заготовки за единичный акт ее обработки давлением. При такой схеме достигается интенсивный сдвиг в очаге деформации и прочное «схватывание» частиц друг с другом, наряду с отсутствием значительных растягивающих напряжений в порошковой заготовке [12]. Осуществление процесса экструзии в металлической капсуле способствует созданию дополнительного гидростатического давления, уменьшению трения между заготовкой и инструментом и защищает порошок от окисления и других негативных внешних воздействий [13–15].

Несмотря на то, что процесс горячей экструзии (ГЭ) порошков широко применяется в практике порошковой металлургии, до настоящего времени не выполнен комплексный анализ влияния различных параметров на процесс уплотнения и деформации порошковых заготовок. Параметры процесса ГЭ в основном подбираются опытным путем, что трудоемко и дорого. Для решения подобных задач целесообразно применять методы математического моделирования.

В работах [16, 17] на основе анализа деформирования элементарной ячейки идеализированной модели порошкового и пористого тела разработана расчетно-экспериментальная методика определения реологических характеристик порошкового и пористого материала. Это позволяет при помощи программного пакета ABAQUS с использованием разработанной подпрограммы [18, 19] осуществить моделирование процесса экструзии порошкового материала.

Цель работы – обосновать с помощью математического моделирования технологические параметры процесса горячей экструзии, обеспечивающие уплотнение порошковой заготовки до практически беспористого состояния при минимально необходимом усилии пресса.

Методика проведения исследования и свойства материала

Для математического моделирования процесса экструзии был использован программный пакет ABAQUS версии 16.4 [19]. Порошковый материал представлен встроенной реологической моделью Друкера–Прагера с внедрением разработанной нами подпрограммы [18]. Исходная заготовка (с порошковым материалом внутри) имеет радиус $R_н$ = 15 мм и высоту $H_н$ = 60 мм. Начальная относительная плотность порошкового материала составляет $\theta_0 = 0{,}60$. В силу осевой симметрии расчет с реализацией явного метода (explicit) выполнялся для половины вертикального сечения заготовки. Построенная конечно-элементная модель порошковой заготовки содержит 3696 элементов типа CAX4R и 3857 узлов. На рис. 1 представлена схема процесса экструзии в капсуле с построением сетки конечных элементов: конечные элементы порошковой заготовки показаны зеленым цветом, а элементы металлической оболочки – синим.

Трение между капсулой с заготовкой и инструментом задавалось по Кулону; коэффициент трения принят $\mu = 0{,}1$.

Моделирование процесса экструзии осуществлялось при температуре 427 °С. Исследовался материал, состоящий из 92 % (объемн.) порошка алюминия АКВ-2.5 (ТУ 1791-99-043-2001) с размером частиц 160-1000 мкм и 8 % (объемн.) порошка упрочнителя – корунда Al_2O_3 (ТУ 6-09-426-75) с размером частиц менее 50 мкм. На основе выполненных численных экспериментов в соответствии с методикой, представленной в работе [16], получены зависимости реологических характеристик порошкового материала от относительной плотности при температуре T = = 427 °С (рис. 2).

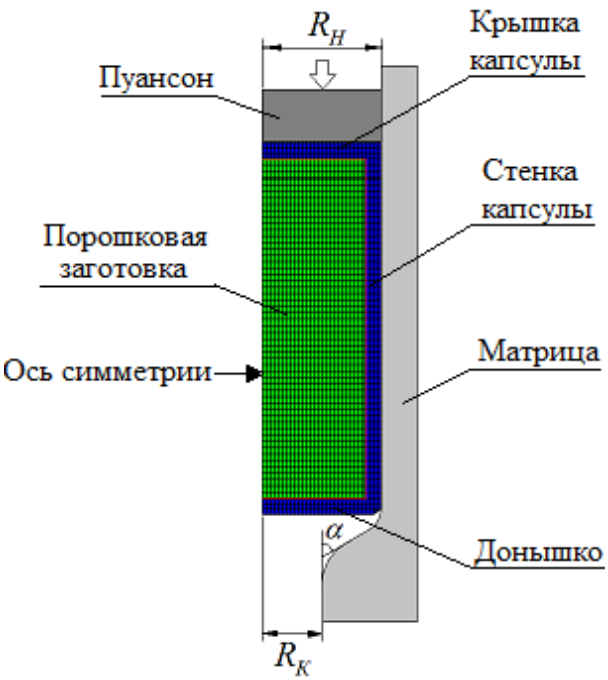


Рис. 1. Схема процесса горячей экструзии и сетка конечных элементов

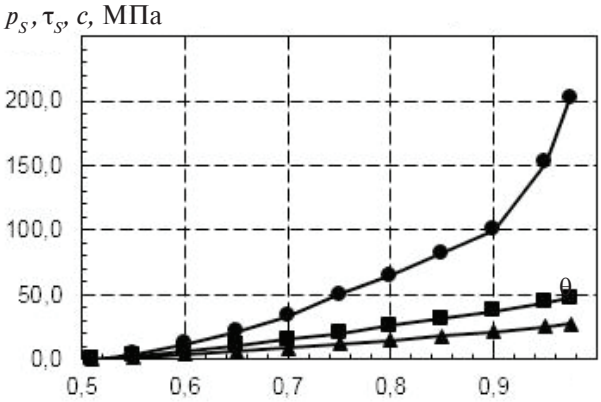


Рис. 2. Зависимости пределов текучести p_S при гидростатическом сжатии и τ_S пластическом сдвиге, а также предела уплотнения c порошкового материала от относительной плотности θ при 427 °С (• – p_S; ▲ – c; ■ – τ_S)

На рис. 3 показано семейство поверхностей текучести Друкера–Прагера на плоскости p (гидростатическое давление) и q (интенсивность напряжений) в диапазоне изменения относительной плотности θ = 0,550-0,975.

Капсулы изготовлены из сплава АМг5 с толщиной стенки 3 мм и толщиной донышка 3 мм. Механические свойства материала АМг5 при температуре экструзии T = 427 °С взяты из спра-

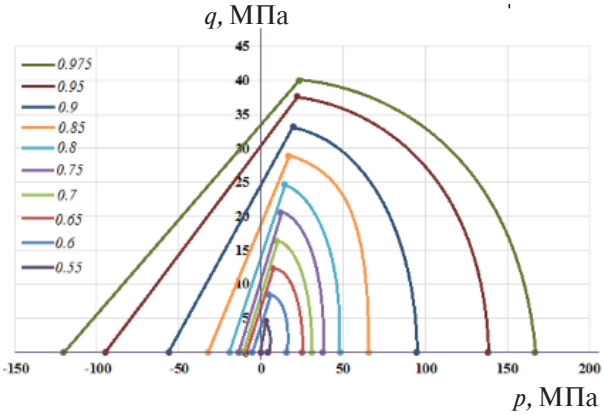


Рис. 3. Кривые текучести Друкера-Прагера для порошкового материала САП-1 в диапазоне относительных плотностей θ = 0,550–0,975

вочника [20]: предел текучести при растяжении σ_S = 92 МПа; модуль нормальной упругости E = 50500 МПа; коэффициент Пуассона ν = 0,33.

В ходе решения данной задачи рассматривали варианты экструзии порошковой заготовки в матрицу с выходными диаметрами 10, 15 и 21 мм (соответствуют коэффициентам вытяжки λ = 9; 4; 2). Рассмотрены матрицы с углами конусности 2α, равными 60°, 90°, 120° и 150°. Такие значения редукции и угла конусности были выбраны на основании опыта сотрудников ЦНИИ материалов, занимавшихся практическим изучением процесса горячей экструзии [12].

Математическое моделирование процесса горячей экструзии порошкового материала

Экструзия с девятикратной вытяжкой (коэффициент вытяжки λ = 9). Рассмотрены варианты экструзии порошковой заготовки диаметром 30 мм в матрицу с выходным отверстием 10 мм. Использовали матрицы с углами конусности 2α, равными 60°, 90°, 120° и 150°. Независимо от угла 2α уплотнение материала достигается за счет его прессования в контейнере, а также за счет уменьшения диаметра заготовки в конической части матрицы.

Можно выделить три характерных стадии уплотнения заготовки. На начальной стадии усилие пресса практически целиком воспринимается оболочкой. Это вызывает перемещение периферийной части донышка по конической поверхности матрицы. Порошковый материал на этой стадии является наполнителем оболочки, препятствующим потере устойчивости тонкостенного

цилиндра. У вариантов с углом 2α, равным 120° и 150°, очаг уплотнения появился в области, прилегающей к пуансону. У вариантов с углом 2α, равным 90° и 60°, очаг уплотнения появился впервые в области, прилегающей к конусной поверхности матрицы. При одинаковом перемещении пуансона область уплотнения больше в заготовке, экструдируемой через больший угол 2α (рис. 4).

На второй стадии наблюдается постепенное уплотнение порошкового материала по всему объему заготовки с появлением второго очага уплотнения (рис. 5). При этом на центральную область заготовки действуют наименьшие напряжения, поэтому эта часть заготовки уплотняется в последнюю очередь.

При достижении заготовкой выходного отверстия матрицы наибольшая плотность наблюдается в случае экструзии в матрицу с углом конусности $2\alpha = 60°$, а наименьшая – при $2\alpha = 150$

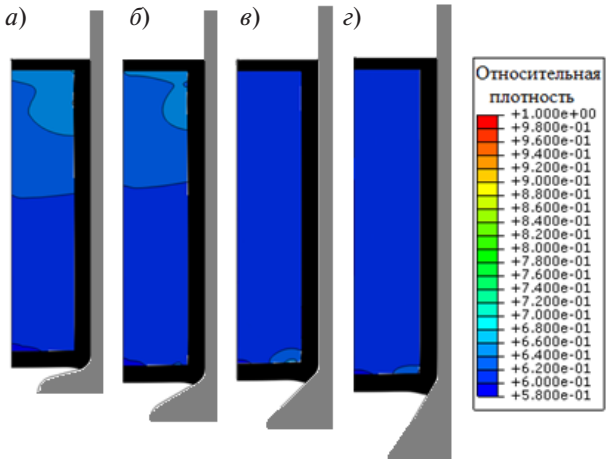


Рис. 4. Изменение плотности на начальной стадии экструзии (Δh = 3,5 мм) с углом конусности 2α, равным 150° (*а*), 120° (*б*), 90° (*в*), 60° (*г*)

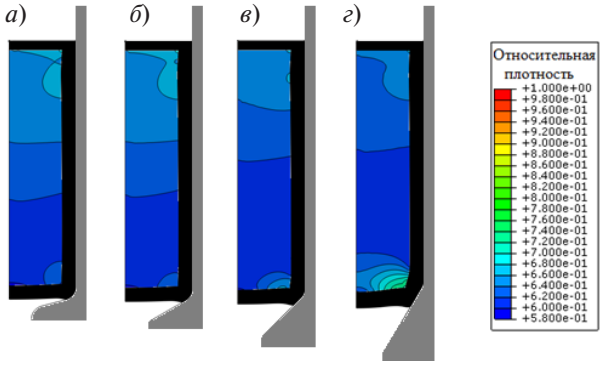


Рис. 5. Два очага уплотнения заготовок с углом конусности 2α, равным 150° (*а*), 120° (*б*), 90° (*в*), 60° (*г*)

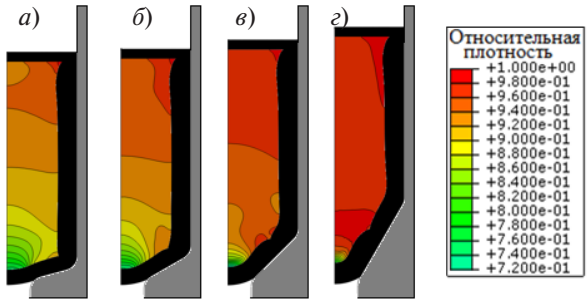


Рис. 6. Распределение плотности заготовок до начала истечения через выходное отверстие матрицы с углом конусности 2α, равным 150° (*а*), 120° (*б*), 90° (*в*), 60°(*г*)

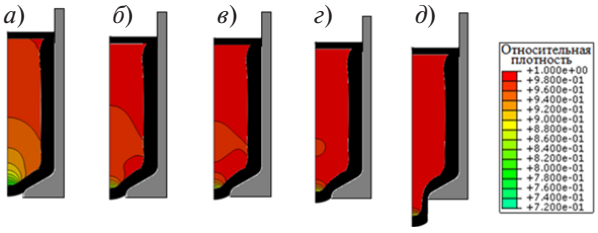


Рис. 7. Заключительная стадия уплотнения заготовки (2α = 120°)
Δh равно 17,7 (*а*), 17,9 (*б*), 18,1 (*в*), 19,5 (*г*), 20,1 (*д*) мм

(рис. 6). Данный факт, по-видимому, обусловлен большей протяженностью очага деформации матрицы с углом конусности $2\alpha = 60°$, а следовательно, большей протяженностью участка, на котором действуют силы большей величины.

Третий этап уплотнения заготовки связан с ее истечением через выходное отверстие матрицы и формированием конечного диаметра. Наблюдается стремительное уплотнение заготовки до практически беспористого состояния (рис. 7). Процесс экструзии с этого момента начинает подчиняться законам течения компактного материала.

Полученный в результате экструзии пруток согласно данным моделирования имеет плотность компактного материала за исключением небольшой зоны пониженной плотности в заходной части заготовки. В данной задаче не обнаружено существенных различий в прутках, получаемых после моделирования экструзии. Все они имеют практически идентичную зону пониженной плотности, протяженность которой составляет 6,5 мм.

Также можно отметить наплыв оболочки в области, прилегающей к пуансону. Это явление

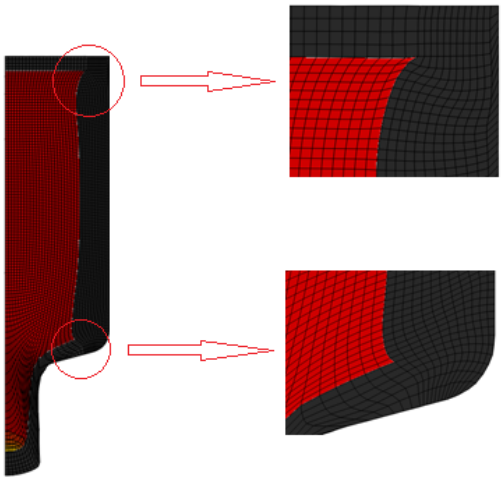


Рис. 8. Появление наплывов оболочки при экструзии с углом 2α = 150°

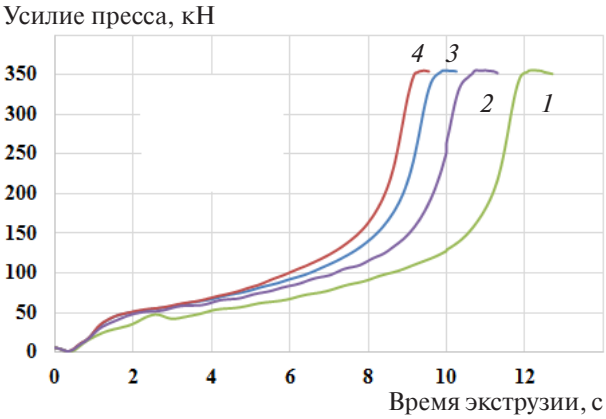


Рис. 9. График изменения усилия пресса экструзии (угол 2α равен 60° (*1*), 90° (*2*), 120° (*3*), 150° (*4*))

вызвано, по-видимому, силами трения. Наплыв оболочки у вариантов экструзии с углами 2α, равными 60°, 90°, 120°, одинаков. У варианта с углом 2α = 150° наплыв появился в областях, прилегающих и к пуансону, и к конической поверхности (рис. 8).

Характерно, что изменение угла конусности 2*α* практически не оказывает влияния на развиваемое экструзионным прессом давление (рис. 9). Максимальное необходимое усилие пресса составляет 355 кН.

Из графиков (см. рис. 9) видно, что чем меньше угол конусности 2*α*, тем медленнее развивалось усилие пресса. Это объясняется конструктивным отличием матриц: чем меньше 2*α*, тем дальше находится выходное очко матрицы от ее заходной части и тем позже формируется конечный пруток.

Экструзия с четырехкратной вытяжкой (коэффициент вытяжки λ = 4). Рассмотрены варианты экструзии порошковой заготовки диаметром 30 мм в матрицу с выходным отверстием 15 мм. Использовали матрицы с углами конусности 2*α*, равными 60°, 90°, 120° и 150°.

Вследствие большего диаметра выхода истечение заготовок из контейнера начинается при достижении меньших плотностей, чем у вариантов с девятикратной вытяжкой (рис. 10).

Как и в случае с большей вытяжкой, на центральную часть заготовки действуют наименьшие напряжения, в результате чего эта часть достигает полного уплотнения в последнюю очередь. Для вариантов экструзии с углами 2*α*, равными 60° и 90°, эта довольно большая зона существует до момента формования конечных прутков (рис. 11). Очевидно, что при продолжении процесса экструзии материал, находящийся в контейнере, будет продолжать уплотняться, но это может указывать на недостаточность вытяжки

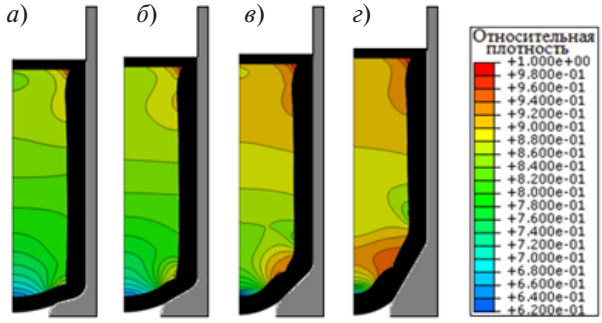


Рис. 10. Распределение плотностей порошковых заготовок до начала истечения через выходное отверстие матрицы с углом конусности 2α, равными 150° (*а*), 120° (*б*), 90° (*в*), 60° (*г*)

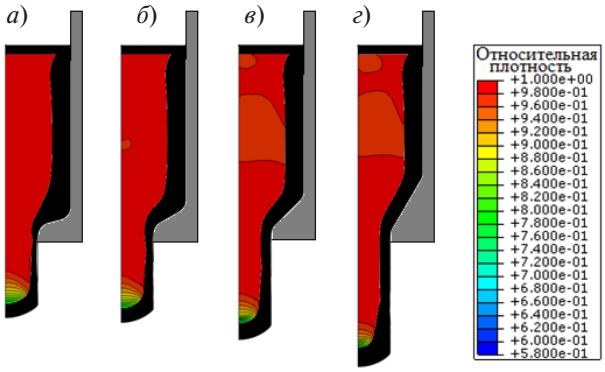


Рис. 11. Заключительная стадия экструзии заготовок через матрицу с углом конусности 2*α*, равным 150° (*а*), 120° (*б*), 90° (*в*), 60° (*г*)

λ = 4 при экструзии прутка в матрицу с такими углами конусности. Напротив, увеличение угла 2*α* до 150° не приводит к качественному улучшению условий уплотняемости материала, а лишь вызывает появление наплывов оболочки из-за повышенных сил трения (рис. 12).

При всех рассмотренных углах конусности 2*α* протяженность зоны пониженной плотности практически одинакова (10–11 мм). Эта величина несколько больше, чем в случае экструдирования через матрицу с диаметром 10 мм (при *λ* = 9). Тем не менее для вариантов экструзии с углами конусности 2*α,* равными 60° и 90°, разнотолщинность оболочки в полученных прутках большая, что вызывает дополнительную потерю при последующем отрезании неплотной заходной части прутка (рис. 13).

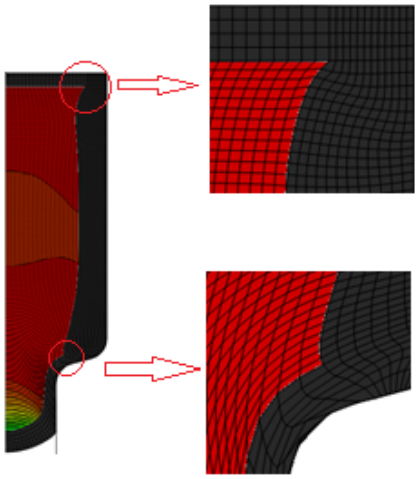


Рис. 12. Появление наплывов у варианта экструзии через матрицу с углом конусности 2*α* = 150°

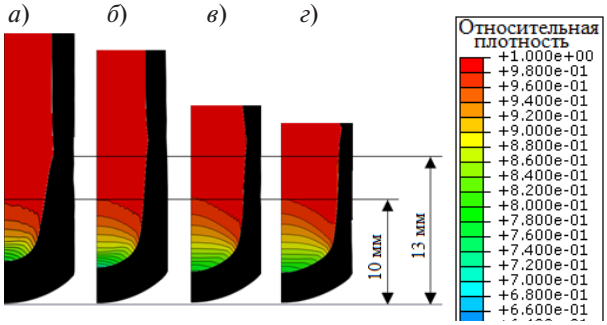


Рис. 13. Заходная часть полученных прутков после экструзии через матрицу с углом конусности 2α, равными 60° (*а*), 90° (*б*), 120° (*в*), 150° (*г*)

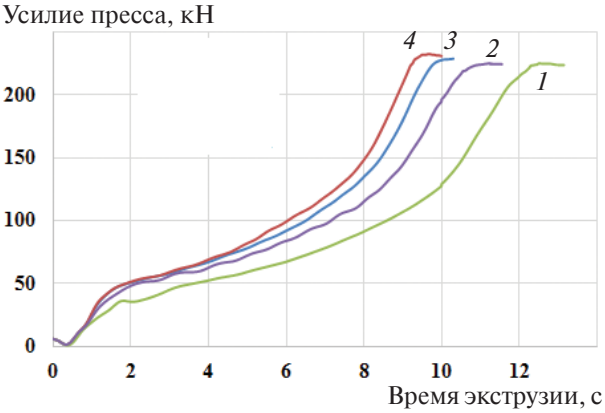


Рис. 14. График изменения усилия пресса экструзии (угол 2α равен 60° (*1*), 90° (*2*), 120°(*3*), 150° (*4*)

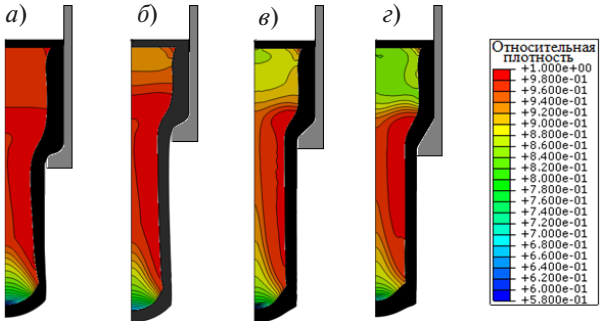


Рис. 15. Заключительная стадия процесса экструзии через матрицу с углом конусности 2*α*, равными 150°(*а*), 120° (*б*), 90° (*в*), 60° (*г*)

Давление экструзии при вытяжке λ = 4 также практически не зависит от угла 2*α* (рис. 14). Для рассматриваемой задачи максимальное необходимое усилие пресса составляет *P* = 225 кН.

Экструзия с двукратной вытяжкой (коэффициент вытяжки λ = 2). Рассмотрены варианты экструзии заготовки диаметром 30 мм в матрицу с выходным отверстием диаметром 21 мм. Выбраны матрицы с углами конусности 2*α,* равными 60°, 90°, 120° и 150°. В ходе решения данной задачи не удалось достигнуть компактного состояния заготовки ни при одном из рассматриваемых углов 2*α*. На рис. 15 показаны рассматриваемые варианты на заключительной стадии процесса. Зона компактного материала наблюдается лишь в локальной области каждой заготовки в районе матрицы.

Заключение

При помощи программного продукта ABAQUS, с использованием разработанной подпрограммы и методики определения реологических характеристик порошковых материалов смоделирован процесс уплотнения и деформации в капсуле порошкового материала САП-1 при различных вариантах экструзии. Выделены три основных стадии экструзии: на первой стадии начинается уплотнение заготовки в областях, прилегающих к пуансону и матрице, распространяющееся на весь объем заготовки; на второй – происходит нарастание плотности по всему объему заготовки; третья стадия сопровождается началом выхода порошковой заготовки через матрицу и ее доуплотнение. Осевая область заготовки уплотняется в последнюю очередь.

Исследовано влияние коэффициента вытяжки и угла конусности матрицы на уплотнение порошковых заготовок. Установлено, что изменение коэффициента вытяжки оказывает значительно большее влияние на процесс уплотнения заготовки, чем изменение угла конусности матрицы. На основе результатов математического моделирования определены технологические параметры для практической реализации процесса горячей экструзии порошкового композиционного материала САП-1 в капсуле. Коэффициент вытяжки составляет $\lambda \geqslant 4$. При $\lambda = 4$ целесообразно использовать матрицу с углом конусности $2\alpha = 120^{\circ}$. В этом варианте усилие пресса $P = 225$ кН. При $\lambda = 9$ матрицы с разными углами конусности позволяют получить практически идентичные результаты экструзии. В этом варианте усилие пресса $P = 355$ кН.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Цеменко В.Н.** Деформирование порошковых сред. СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2001. 104 с.
2. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А.** Технология послойного электронно-лучевого синтеза порошковых изделий в вакууме // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 8. С. 40–45.
3. **Соколов Ю.А., Кондратьев С.Ю., Лукьянов А.А.** Получение изделий из композиционных материалов методом электронно-лучевого синтеза и исследование их свойств // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 2. С. 35–41.
4. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А., Копаев В.Н.** Особенности моделирования процесса послойного синтеза изделий электронным лучом // Журнал технической физики. 2015. Т. 85. № 11. С. 91–96.
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 с приложением. 2011. № 6. С. 12–16.
6. **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.
7. **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.
8. **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.
9. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А.** Алгоритм и технологические процессы синтеза порошковых деталей электронным лучом в вакууме // Технология машиностроения. 2015. № 1. С. 11–16.
10. **Рудской А.И., Рыбин Ю.И., Цеменко В.Н.** Теория и моделирование процессов деформирования порошковых и пористых материалов. СПб.: Наука, 2012. 415 с.
11. **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.
12. **Гиршов В.Л.** Процессы порошковой металлургии. СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2003. 113 с.
13. **Рудской А.И., Цеменко В.Н., Ганин С.В.** Исследование процессов уплотнения и деформирования порошкового композиционного материала системы алюминий – редкоземельные элементы // Металловедение и термическая обработка металлов. 2014. № 10. С. 25–31.
14. **Borovkov A.I., Shevchenko D.V.** Non-linear Finite Element Modeling of the Titanium Briquettes Hot Extrusion Process // Computational Mechanics. 2004. № 4. P. 29–35.
15. **Александров А.Э., Рудской А.И., Рыбин Ю.И.** Модель пористого материала и условие пластичности пористых тел // Научно-технические ведомости СПбГТУ. 2008. № 4(89). С. 249–254.

16. **Цеменко В.Н., Фук Д.В., Ганин С.В.** Определение реологических характеристик и моделирование процесса экструзии порошковых и пористых материалов. Часть 1. Порошковое тело // Научно-технические ведомости СПбПУ. 2016. № 2(243). С. 124–133. DOI: 10.5862/JEST.243.13.

17. **Цеменко В.Н., Фук Д.В., Ганин С.В.** Определение реологических характеристик и моделирование процесса экструзии порошковых и пористых материалов. Часть 2. Пористое тело. Научно-технические ведомости СПбПУ. 2016. № 2(243). С. 134–143. DOI: 10.5862.243.14.

18. **Фук Д.В., Ганин С.В., Цеменко В.Н.** Исследование процесса уплотнения порошковых материалов с использованием программного пакета ABAQUS // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2016. № 1(238). С. 100–110. DOI: 10.5862/JEST.238.10.

19. Abaqus Analysis User's Guide. Volume 3: Materials / Abaqus 6.14.

20. Металлические порошки и порошковые материалы: Справочник / Б.Н. Бавич, Е.В. Вершинина, В.А. Глебов [и др.]; под ред. Ю.В. Левинского. М.: ЭКОМЕТ, 2005. 520 с.

REFERENCES

1. **Tsemenko V.N.** Deformirovaniye poroshkovykh sred. SPb.: Izd-vo SPbGPU, 2001. 104 s. (rus.)

2. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A.** Tekhnologiya posloynogo elektronno-luchevogo sinteza poroshkovykh izdeliy v vakuume. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2014. № 8. S. 40–45. (rus.)

3. **Sokolov Yu.A., Kondratyev S.Yu., Lukyanov A.A.** Polucheniye izdeliy iz kompozitsionnykh materialov metodom elektronno-luchevogo sinteza i issledovaniye ikh svoystv. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2015. № 2. S. 35–41. (rus.)

4. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A., Kopayev V.N.** Osobennosti modelirovaniya protsessa posloynogo sinteza izdeliy elektronnym luchom. *Zhurnal tekhnicheskoy fiziki*. 2015. T. 85. № 11. S. 91–96. (rus.)

5. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu, Kokorin V.N.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh poroshkovykh metallicheskikh smesey dlya povysheniya kachestva vysokoplotnykh zagotovok s ispolzovaniyem metoda intensivnogo uplotneniya. *Spravochnik. Inzhenernyy zhurnal s prilozheniyem*. 2011. № 6. S. 12–16. (rus.)

6. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Kokorin V.N., Sizov N.A.** Issledovaniye protsessa uplotneniya pri ultrazvukovom vozdeystvii na uvlazhnennuyu poroshkovuyu sredu. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. № 3 (178). S. 148–155. (rus.)

7. **Rudskoy A.I., Kokorin V.N., Kondratyev S.Yu., Filimonov V.I., Kokorin A.V.** Pressovaniye geterofaznykh uvlazhnennykh zheleznykh poroshkov pri ispolzovanii metoda intensivnogo uplotneniya. *Naukoyemkiye tekhnologii v mashinostroyenii*. 2013. № 5 (23). S. 13–20. (rus.)

8. **Kondratyev S.Yu., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimizatsiya parametrov poverkhnostno-uprochnennogo sloya pri lazernoy zakalke detaley *Svarochnoye proizvodstvo*. 2011. № 3. S. 11–15. (rus.)

9. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Sokolov Yu.A.** Algoritm i tekhnologicheskiye protsessy sinteza poroshkovykh detaley elektronnym luchom v vakuume. *Tekhnologiya mashinostroyeniya*. 2015. № 1. S. 11–16. (rus.)

10. **Rudskoy A.I., Rybin Yu.I., Tsemenko V.N.** Teoriya i modelirovaniye protsessov deformirovaniya poroshkovykh i poristykh materialov. SPb.: Nauka, 2012. 415 s. (rus.)

11. **Kokorin V.N., Rudskoy A.I., Filimonov V.I., Bulyzhev Ye.M., Kondratyev S.Yu.** Teoriya i praktika protsessa pressovaniya geterofaznykh uvlazhnennykh mekhanicheskikh smesey na osnove zheleza. Ulyanovsk: Izd-vo UlGTU, 2012. 236 s. (rus.)

12. **Girshov V.L.** Protsessy poroshkovoy metallurgii [Processes of powder metallurgy]. SPb.: Izd-vo SPbGPU, 2003. 113 s. (rus.)

13. **Rudskoy A.I., Tsemenko V.N., Ganin S.V.** Issledovaniye protsessov uplotneniya i deformirovaniya poroshkovogo kompozitsionnogo materiala sistemy alyuminiy - redkozemelnyye elementy. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2014. № 10. S. 25–31. (rus.)

14. **Borovkov A.I., Shevchenko D.V.** Non-linear Finite Element Modeling of the Titanium Briquettes Hot Extrusion Process. *Computational Mechanics*. 2004. № 4. P. 29–35.

15. **Aleksandrov A.E., Rudskoy A.I., Rybin Yu.I.** Model poristogo materiala i usloviye plastichnosti poristykh tel. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGTU*. 2008. № 4 (89). S. 249–254. (rus.)

16. **Tsemenko V.N., Fuk D.V., Ganin S.V.** Opredeleniye reologicheskikh kharakteristik i modelirovaniye protsessa ekstruzii poroshkovykh i poristykh materialov. Chast 1. Poroshkovoye telo. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbPU*. 2016. № 2(243). S. 124–133. (rus.). DOI: 10.5862/JEST.243.13.

17. **Tsemenko V.N., Fuk D.V., Ganin S.V.** Opredeleniye reologicheskikh kharakteristik i modelirovaniye protsessa ekstruzii poroshkovykh i poristykh materialov. Chast 2. Poristoye telo. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbPU*. 2016. № 2 (243). S. 134–143. (rus.). DOI: 10.5862/JEST.243.14.

18. **Fuk D.V., Ganin S.V., Tsemenko V.N.,** Modelirovaniye i issledovaniye protsessa uplotneniya poroshkovykh materialov s ispolzovaniyem programmnogo paketa ABAQUS. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2016. № 1(238). S. 100–110. (rus.). DOI: 10.5862/JEST.238.10.

19. Abaqus Analysis User's Guide. Volume 3: Materials / Abaqus 6.14.

20. Metallicheskiye poroshki i poroshkovyye materialy: Spravochnik / B.N. Bavich, Ye.V. Vershinina, V.A. Glebov [i dr.]; pod red. Yu.V. Levinskogo. M.: EKOMET, 2005. 520 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ЦЕМЕНКО Валерий Николаевич – доктор технических наук профессор, заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: plast-ftim@mail.ru

TSEMENKO Valerii N. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: plast-ftim@mail.ru

ФУК Доан Ван – аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: fukdoan@mail.ru

FUK Doan Van – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: fukdoan@mail.ru

ГАНИН Сергей Владимирович – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: S.V.Ganin@gmail.com

GANIN Sergeii V. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: S.V.Ganin@gmail.com

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.20
УДК 669.1.017:669.018.44:669:018.28:669.018.891:539.25

С.Ю. Кондратьев, Е.В.Святышева, Г.П. Анастасиади, М.А. Данилова

ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ СТРУКТУРЫ КАРБИДА НИОБИЯ В ЛИТЫХ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВАХ НА ОСНОВЕ СИСТЕМЫ Fe-Cr-Ni

S.Yu. Kondratyev, E.V. Sviatysheva, G.P. Anastasiadi, M.A. Danilova

FEATURES OF NIOBIUM CARBIDE STRUCTURE FORMATION IN CAST HEAT RESISTANT ALLOYS OF THE Fe-Cr-Ni SYSTEM

Методами оптической и электронной микроскопии изучено строение упрочняющих частиц карбида ниобия в литом жаропрочном сплаве на основе системы Fe-Cr-Ni-C, модифицированном Nb и Ti. Частицы карбида ниобия в структуре литого сплава преимущественно являются многофазными поликристаллическими кластерами, неоднородными по химическому составу и кристаллическому строению. Угол разориентировки между отдельными кристаллами, образующими карбидную частицу, составляет 30–60°. Поликристаллический характер карбидов, вероятно, связан со значительными термическими напряжениями, возникающими на межфазных границах в структуре сплава при первичном охлаждении слитка. Для объяснения полиморфизма кластера карбида ниобия требуется дальнейший анализ на основе структурной и геометрической кристаллографии.

ЛИТЫЕ ЖАРОПРОЧНЫЕ ЖАРОСТОЙКИЕ СПЛАВЫ; МИКРОСТРУКТУРА; ФАЗОВЫЙ СОСТАВ; ЭЛЕКТРОННАЯ МИКРОСКОПИЯ; КАРБИДНЫЕ ФАЗЫ; ФАЗОВЫЕ ПРЕВРАЩЕНИЯ.

The structure of reinforcing particles of niobium carbide in a cast superalloy based on the Fe-Cr-Ni-C system, modified with Nb and Ti, was studied by optical and electron microscopy. Niobium carbide particles in the cast alloy structure are mainly multiphase polycrystalline clusters with heterogeneous chemical composition and crystal structure. The disorientation angle between the individual crystals forming carbide particles is 30–60°. The polycrystalline nature of carbides is probably associated with significant thermal stresses occurring at the interfaces in the alloy structure during the initial cooling of the ingot. For an explanation of the polymorphism of niobium carbide clusters, further analysis on the basis of structural and geometric crystallography is required.

CAST HEAT-RESISTANT HEAT RESISTING ALLOYS; MICROSTRUCTURE; PHASE COMPOSITION; ELECTRON MICROSCOPY; CARBIDE PHASES; PHASE TRANSFORMATIONS.

Введение

Литейные жаропрочные сплавы Fe-25Cr-35Ni-C с добавками ниобия и титана широко используются в качестве конструкционных материалов в нефтехимической промышленности и печах риформинга [1–4]. Детали из них изготавливают литьем в песчаные формы (арматура, фитинги) или центробежным (трубы). Структура сплавов в литом состоянии состоит из различных фаз и структурных составляющих: 1) матричного γ-твердого раствора на основе Fe-Cr-Ni; 2) эвтектики (γ+карбиды на основе хрома или ниобия), выделяющаяся при кристаллизации сплава; 3) матричных или зернограничных отдельных включений карбидов хрома и ниобия [5–7]. Суммарное содержание карбидов хрома в структуре литых сплавов составляет

~3 об. % и карбидов ниобия – ~ 1,5 об. %. Такая структура обеспечивает хороший комплекс свойств сплавов для экстремальных условий эксплуатации: при температурах 900–1150 °С и рабочих напряжениях 5–10 МПа. Однако работоспособность сплавов определяется не только уровнем свойств, но и структурной стабильностью в течение длительного времени.

В недавних публикациях [8–17] показано, что при высокотемпературной эксплуатации структура сплавов, в том числе ее карбидная составляющая, претерпевает непрерывную трансформацию. Принято считать, что карбиды хрома менее стабильны, чем карбиды ниобия, и в последние годы опубликовано много работ, посвященных изучению их структуры и превращений [1, 5–8, 12–13, 18–19]. Однако карбиды ниобия также подвергаются изменениям при температурах эксплуатации жаропрочных Fe-Cr-Ni сплавов [15–18, 20–22]. Кратковременная высокотемпературная выдержка незначительно увеличивает, а более длительная – уменьшает количество карбидов ниобия в структуре сплавов. При этом их морфология существенно изменяется: относительная доля мелких карбидов ниобия (средний диаметр менее 2 мкм и площадь 1–20 мкм^2) в общем количестве этой фазы в структуре литых сплавов возрастает примерно в 2 раза, а включений других размеров – уменьшается [23]. Известно также, что при температурах 700–1000 °С первичные карбиды ниобия частично превращаются в никель-ниобиевые силициды, обозначаемые как *G*-фаза [24, 25]. Необходимо также отметить, что карбиды ниобия могут иметь разную морфологию в зависимости от условий кристаллизации сплава [20, 21]. Следовательно, необходимо более полно изучить морфологию и строение первичных включений карбидов ниобия, чтобы оценить структурную стабильность Fe-Cr-Ni сплавов в процессе эксплуатации.

Цель работы – микроскопическое исследование строения частиц карбидов ниобия и анализ их структуры в литом сплаве Fe-25Cr-35Ni-0,4C-Nb-Ti.

Материал и методика исследований

Сплав для исследования выплавляли в индукционной печи. Заготовки получали статическим литьем в песчаные формы и центробежным литьем. Химический состав, масс. %, выплавленного сплава HP 40 NbTi следующий:

C.....0,45
Si.....1,7
Mn.....0,85
Cr.....25,4
Ni.....35,3
Nb.....1,75
W.....0,55
Mo.....0,32
V.....0,14
Ti.....0,11
N.....0,04
Fe.....Bal.

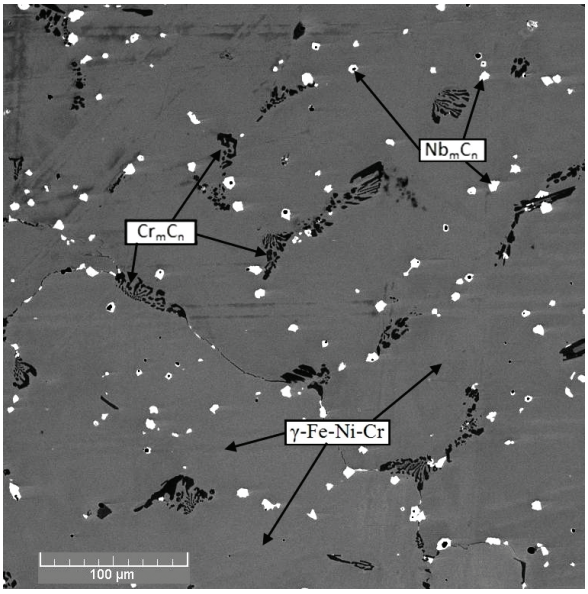
Образцы размером 10 × 10 × 15, мм, вырезали на высокоскоростном отрезном станке и использовали для металлографических исследований в литом состоянии сплава.

Для выявления структуры сплава при анализе на оптическом микроскопе применяли травитель Каллинга. Тонкие фольги для анализа в электронном микроскопе приготавливали электрополированием в 10%-м растворе щавелевой кислоты при 50 В и последующим утонением ионным лучом. Использовали сканирующий двухлучевой электронный и ионный микроскоп Quanta 200 3D FEG. Металлографический и микрорентгеноспектральный анализы, а также рентгеноструктурное картирование выполняли, используя оптический микроскоп Carl Zeiss Axiovert 40 просвечивающий электронный микроскоп (ПЭМ) FEI’s Tecnai G^2 30 S-TWIN с ускоряющим напряжением 200 кВ, оснащенный энергодисперсионным спектрометром (ЭДС), и сканирующий электронный микроскоп (СЭМ) TESCAN VEGA 2 LM, оснащенный автоэмиссионной пушкой и энергодисперсионным спектрометром INCA X-Max-50.

При выборе методики исследования необходимо учитывать, что карбидные включения в сплавах исследуемого типа дисперсны. Так,

относительная доля частиц средним диаметром 1–10 мкм составляет ~ 90 % в общем объеме карбидов ниобия в структуре литого сплава Fe-25Cr-35Ni-C-Nb-Ti, включая 30 % включений менее 2 мкм [23]. Определить тип кристаллической решетки мелких карбидов по одной электронограмме невозможно. При небольшом размере частиц на электронограмму попадают рефлексы от матрицы или других фаз. По этой причине в работе использовали метод одиночных рефлексов [26]. Суть метода состоит в том, что, ограничив селекторной диафрагмой изучаемую область фольги и меняя дифракционные условия, необходимо обнаружить хотя бы один рефлекс, соответствующий анализируемой частице карбида. Электронограммы, полученные с использованием ПЭМ при разной пространственной ориентации образца в момент съемки, обрабатывали при помощи программы ImageJ. Проводили измерения величин, позволяющих идентифицировать частицы карбидов ниобия по параметрам кристаллической решетки и химическому составу (с учетом результатов элементного анализа идентифицируемой частицы), а именно: 1) расстоянию между центральным пучком и рефлексом, полученным от соответствующей частицы; 2) углу между горизонтальной линией, проведенной из нулевого рефлекса, и лучом, проходящим через нулевой рефлекс и рефлекс от исследуемой частицы. Также при идентификации использовали величину угла наклона образца в момент съемки, которую получали непосредственно с ПЭМ в момент съемки электронограммы. Получив несколько рефлексов с соответствующими угловыми характеристиками, описывающими пространственную ориентацию образца в момент съемки, можно вычислить набор межплоскостных углов и расстояний. Результаты заносили в таблицу, на основании которой, используя программу Reflex, идентифицировали исследуемую фазу. Для этого сравнивали полученные экспериментальные результаты со значениями межплоскостных расстояний, приведенными в компьютерном варианте PDF-2 картотеки JCPDS-ASTM. В программу вводили экспериментальные данные по рефлексам и задавали допустимую погрешность по углам. С увеличением количества рефлексов, учитываемых в идентификации, перечень фаз, соответствующих комплексу используемых рефлексов, уменьшается. В итоге остается одна фаза, соответствующая полученному набору рефлексов с максимальной вероятностью (минимальному среднеквадратичному отклонению экспериментальных значений межплоскостных углов и расстояний от табличных).

а)



б)

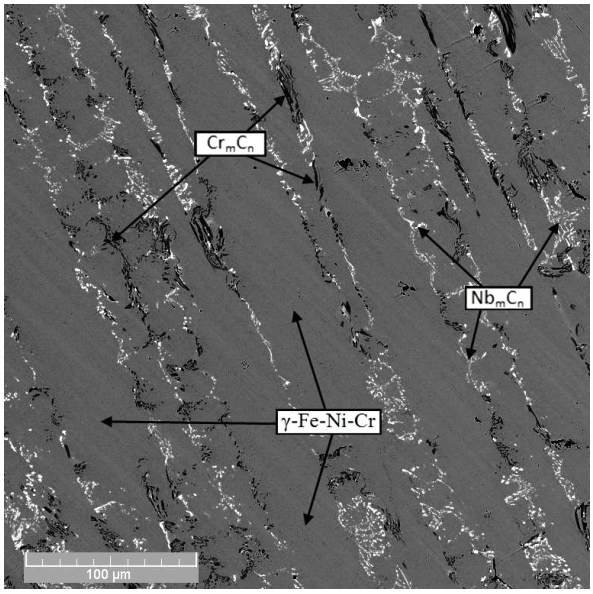


Рис. 1. Микроструктура литого сплава:
а – статическое литье в песчаные формы; *б* – центробежное литье. СЭМ

Результаты исследований и их обсуждение

На рис. 1 показана микроструктура сплава после статического (*а*) и центробежного (*б*) литья. Структура литого сплава в обоих случаях состоит из зерен γ-фазы, эвтектики (γ + карбиды) и отдельных включений карбидных фаз в матричной γ-фазе.

Матричный твердый раствор является неоднородным и характеризуется грубой дендритной ликвацией. Длина ветвей первого порядка достигает 3000 мкм, ширина – 200 мкм; ветвей второго порядка – соответственно 300 и 100 мкм. Эвтектика расположена по границам матричных зерен. Результаты электронной микроскопии и рентгеноспектрального микроанализа показали, что состав эвтектических и матричных карбидов зависит от скорости охлаждения в процессе кристаллизации. При использовании статического литья эвтектика состоит из γ-фазы и карбидов хрома, матричными карбидами являются карбиды ниобия (рис. 1,*а*). При использовании центробежного литья эвтектика содержит γ-фазу, карбиды хрома и карбиды ниобия; матричными карбидами являются дисперсные карбиды хрома, выявляемые при большом увеличении микроскопа (рис. 1,*б*). Это различие в составе эвтектики в структуре сплава связано с более высокой скоростью охлаждения в процессе кристаллизации при использовании центробежного литья (в 5–10 раз больше) по сравнению со статическим песчаным литьем.

Объемное содержание включений карбида ниобия в структуре литого сплава составляет ~ 1,5 %, а их размер в сечении изменяется от долей микрона до ~ 10 мкм, причем доля мелких (менее 2 мкм) карбидов составляет ~ 30 % в их общем количестве.

При большом увеличении электронного микроскопа выявлено, что большинство включений карбида ниобия, особенно более крупных, представляет собой кластер, состоящий из нескольких кристаллитов неправильной формы (рис. 2, 3,*а*). Средний размер в сечении отдельных кристаллитов находится в пределах 0,3–1,5 мкм (в зависимости от размера кластера). На рис. 2 представлены карты ориентировок кристаллов, образующих кластер Nb_mC_n. Локальная ориентировка относительно макроскопических осей координат RD (reference direction) и TD (transverse direction) закодирована цветом в соответствии с раскраской инверсного треугольника. Замкнутые области с одинаковой ориентировкой (раскраской) могут рассматриваться как кристаллиты с единой ориентировкой. Карта ориентировок подтверждает поликристаллический характер карбидов ниобия. В центре такого кластера может находиться карбонитрид титана Ti(CN), вокруг которого располагаются кристаллы карбида ниобия (рис. 3,*а*, 4). Образование мелкодисперсных частиц, содержащих кристаллы различного химического состава, – распространенное явление в многокомпонентных высоколегированных сплавах. Это явление обусловлено различными факторами, связанными с химической природой сплава и кинетикой роста фаз при кристаллизации из расплава: 1) неоднородностью структуры расплава при температурах вблизи температуры ликвидус, определяемой вероятностью образования в расплаве тугоплавких химических соединений; 2) различной кинетикой роста и растворения фаз; 3) влиянием внешнего теплоотвода с возникновением переохлаждения расплава и последующей рекалесценции за счет теплоты фазового превращения – образования твердых растворов и химических соединений; 4) вероятностным термодинамическим состоянием фаз в многофазных системах, определяемым соотношением их термодинамических функций.

Образование единого комплексного неметаллического включения, состоящего из нескольких

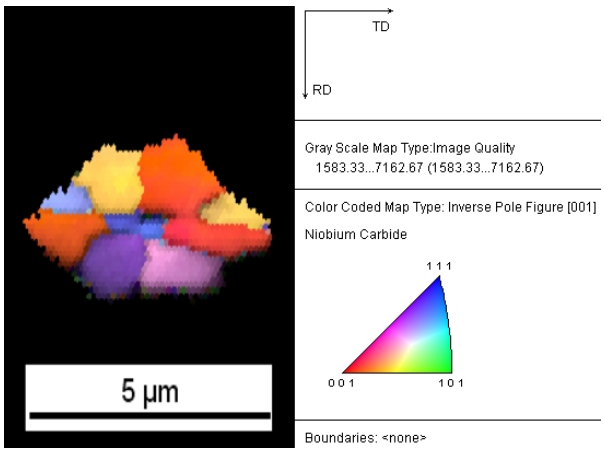


Рис. 2. Карта ориентировок кристаллов кластера карбида ниобия в структуре литого сплава. СЭМ (EBSD)

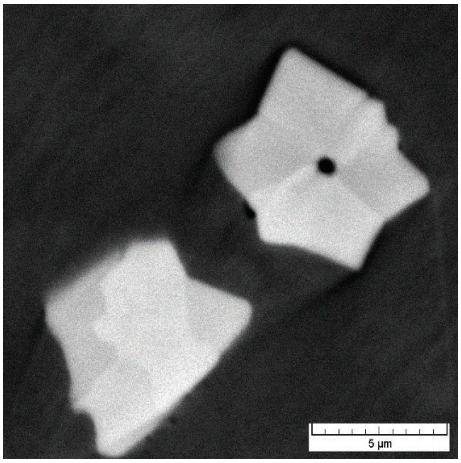
кристаллов алюминиевомагниевой шпинели $MgAl_2O_4$ и сульфида марганца MnS, наблюдали в высокопрочных низколегированных сталях [27]. Многофазные дисперсные упрочняющие частицы обнаружены также в алюминиевых сплавах с добавками Sc, Zr, Li после двухступенчатого старения [28, 29]. В алюминиевых сплавах такие многофазные включения более стабильны по сравнению с самостоятельными фазами, сохраняя упрочняющий эффект при более длительном старении и при более высокой температуре. Сложная «композитная» морфология включений (NbTi)C с «ядром» карбонитрида титана в центре обнаружена в литом жаропрочном никелевом сплаве IN718 [30]. Подобные сложные частицы карбидов типа MC с включениями оксидов внутри наблюдали в жаропрочных Fe-Cr-Ni сплавах, модифицированных Nb-Ti-Zr и Nb-Ti-Yb [31]. Однако в сплавах Fe-Cr-Ni «композитные» упрочняющие частицы до настоящего времени не исследовали и не идентифицировали, за исключением детальной работы Buchanan K.G., Kral M.V., Bishop C.M. [21]. Авторы [21] показали, что упрочняющая частица карбида ниобия в сплаве HP40NbTi состоит из нескольких кристаллов и содержит внутри частицу фазы на основе титана.

В нашем исследовании подробно изучено строение карбида ниобия в литом сплаве Fe-25Cr-35Ni-C-Nb-Ti. Полученные экспериментальные результаты подтверждают, что частицы карбида ниобия в структуре сплава являются поликристаллическими кластерами. Однако многие кластеры, состоящие из нескольких кристаллов карбида ниобия, не содержат в центре фазу на основе Ti (рис. 3). Обнаружено также, что мелкие карбиды ниобия размером в сечении меньше 2 мкм не являются кластерами. Такие включения карбидов представляют собой один кристалл (рис. 3,*б*).

На рис. 5 показан кластер карбида ниобия, состоящий из одиннадцати кристаллов. Для оценки типа карбида отдельных кристаллов выполнен точечный элементный анализ и построен профиль в режиме STEM (scanning transmission electron microscopy). Траектория профиля проходит через границу между двумя кристаллами кластера. На рис. 6 видно, что при переходе траектории из γ-фазы в кластер наблюдается резкое увеличение содержания ниобия, что согласуется с результатами точечного элементного анализа. При переходе из одного кристалла кластера в другой высокий уровень профиля ниобия сохраняется.

Методом одиночных рефлексов с использованием ПЭМ был определен тип кристаллической решетки отдельных кристаллов, составляющих кластер карбида ниобия. От каждого кристалла получали серию электронограмм (не менее пяти). Электронограммы обрабатывали по описанной выше методике и, пользуясь компьютерным вариантом PDF-2 картотеки JCPDS-ASTM, выбирали фазу, с наибольшей вероятностью удовлетворяющую полученным экспериментальным данным. На рис. 7–9 и в табл. 1, 2 на примере кристалла 1 (рис. 5,*б*) показана последовательность определения типа карбида.

а)



б)

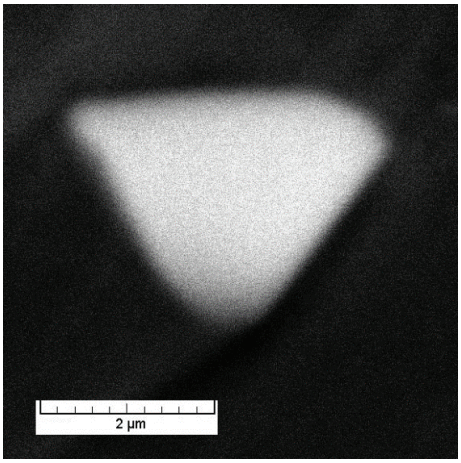


Рис. 3. Карбиды ниобия размером сечения примерно 5 мкм (*а*) и 2 мкм (*б*) в структуре литого сплава. СЭМ

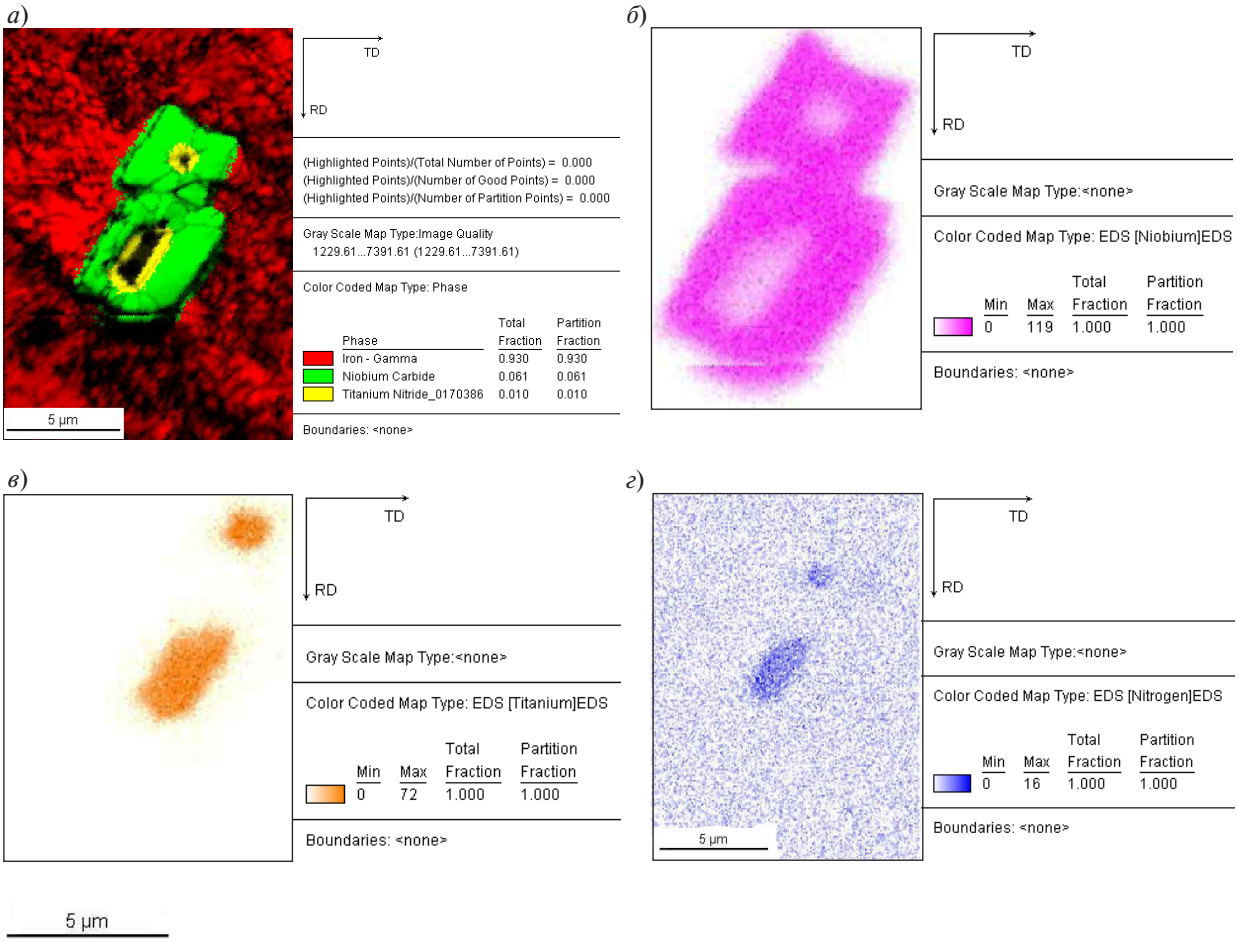


Рис. 4. Картирование с цветокодировкой в режиме сканирования структуры литого сплава: *а* – по фазовому составу (NbC – зеленый, Ti(CN) – черный, γ-фаза – красный); *б* – по ниобию; *в* – по титану; *г* – по азоту. СЭМ

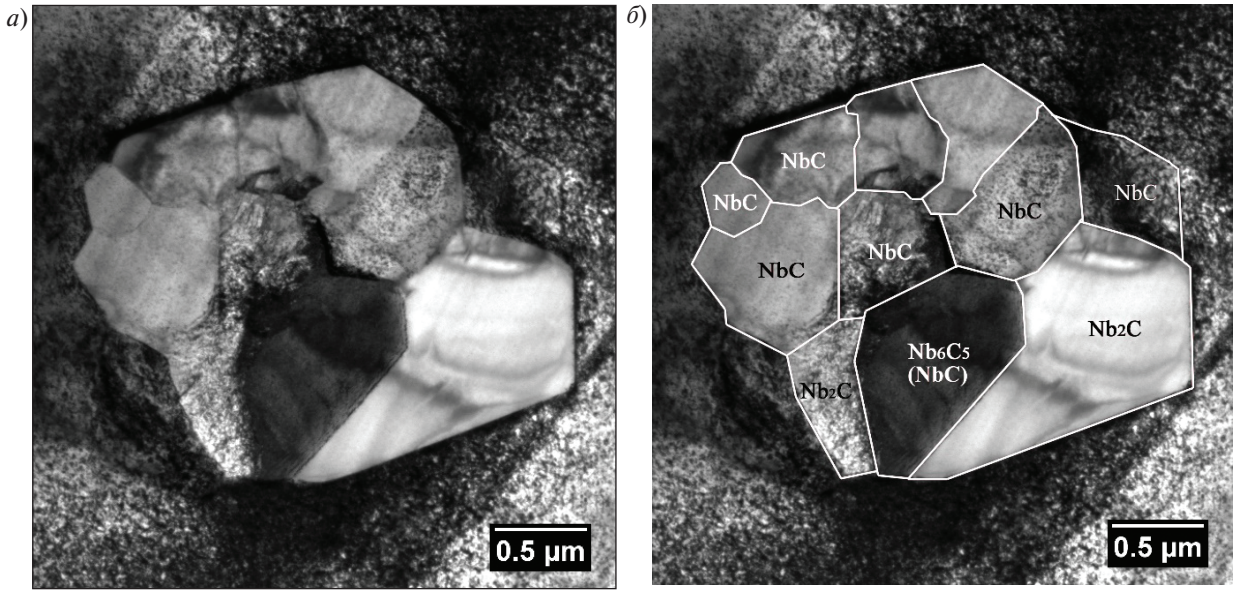


Рис. 5. Светлопольное изображение кластера карбида ниобия в структуре литого сплава: *а* – оригинальное; *б* – с выделенными границами кристаллов. ПЭМ

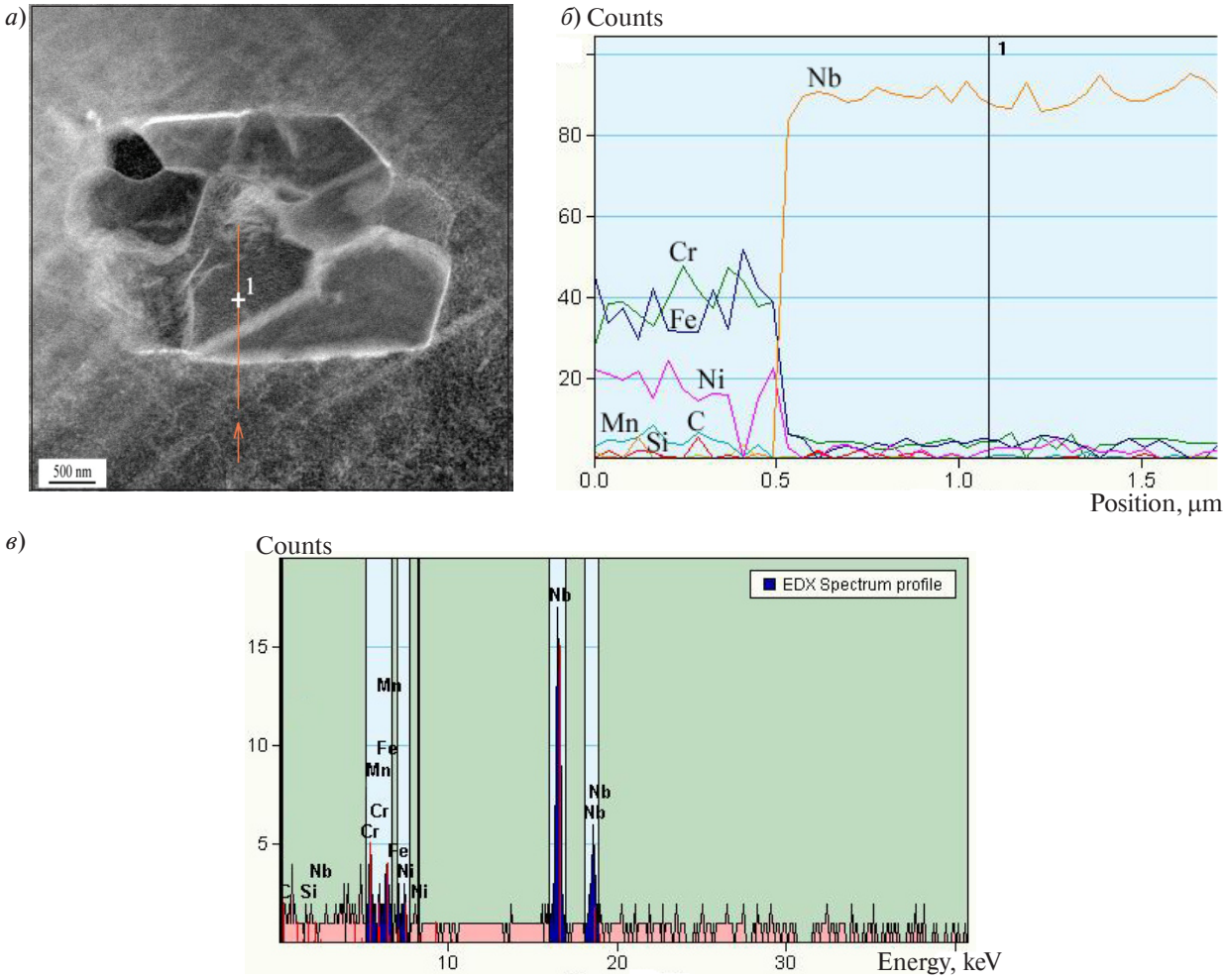


Рис. 6. Энергодисперсионный рентгеноспектральный микроанализ литого сплава: *а* – изображение структуры с траекторией анализа; *б* – профиль распределения элементов по траектории анализа; *в* – общий вид линий рентгеновского спектра в точке 1. ТЕМ

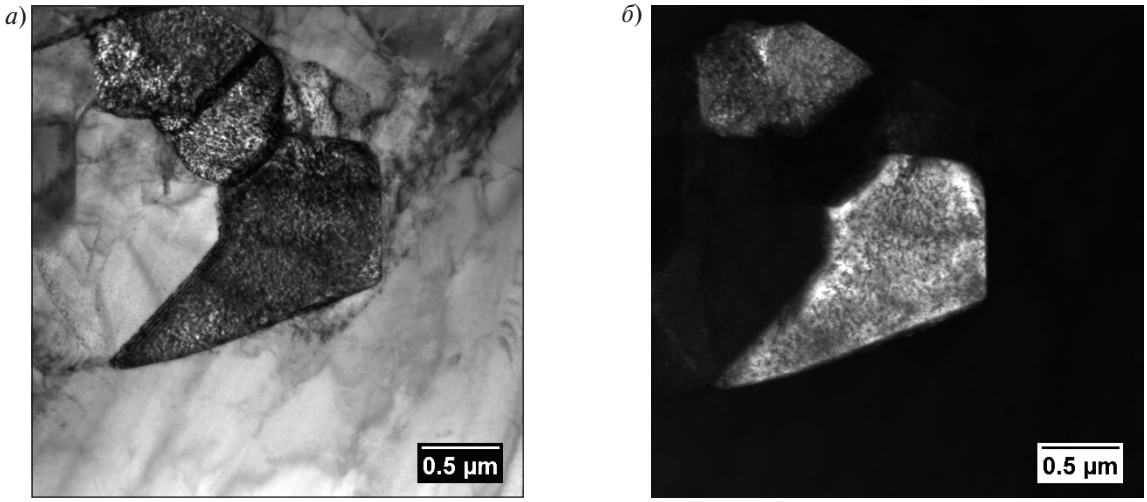


Рис. 7. Светлопольное (*а*) и темнопольное (*б*) изображение кристалла 1 (по рис. 5,*б*) кластера карбида ниобия в литом сплаве. ПЭМ

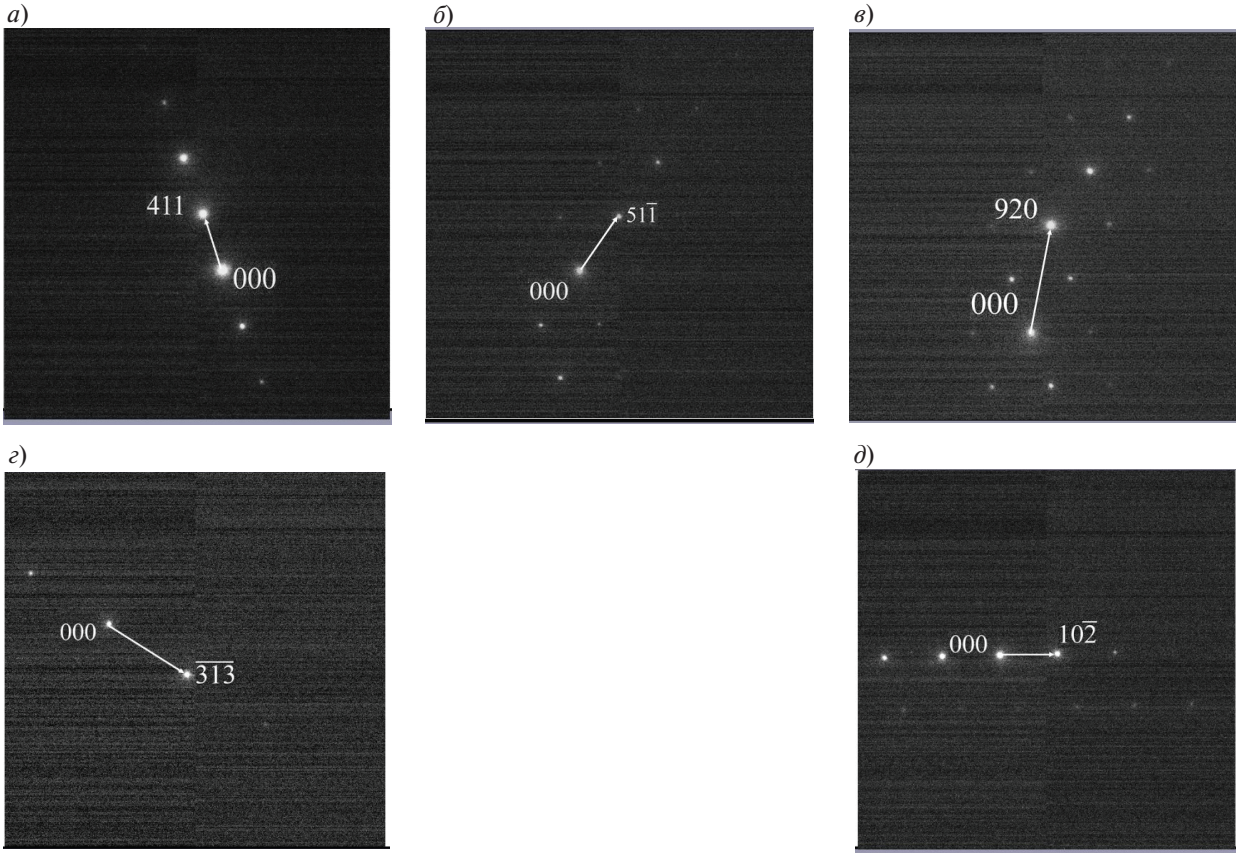


Рис. 8. Электронограммы при различных условиях дифракции (*а–д*) кристалла 1 (по рис. 5,*б*) кластера карбида ниобия в литом сплаве. ПЭМ

Для определения типа кристаллической решетки кристалла 1 были получены рефлексы при разных положениях селекторной диафрагмы и различных углах наклона образца. Некоторые электронограммы кристалла 1 приведены на рис. 8.

По электронограммам, полученным на ПЭМ при разных углах наклона образца, для каждого рефлекса вычисляли расстояние до него от нулевого рефлекса и направление на рефлекс, а также фиксировали положение наклона образца, при котором проводилась съемка. Рассчитанные значения приведены в табл. 1. Выполненный анализ кристалла 1 (рис. 5,*б*) кластера карбида ниобия в структуре литого сплава Fe-25Cr-35Ni-C-Nb-Ti позволил идентифицировать его как карбид Nb_2C, который соответствует пяти рефлексам (рис. 8, *а–д*, табл. 1). В табл. 2 представлены параметры погрешности при идентификации кристалла по измеренным рефлексам при сравнении с табличными данными.

Таблица 1

Результаты обработки электронограмм кристалла 1 (рис. 5,*б*) кластера карбида ниобия в литом сплаве

Рефлекс на рис. 8	Наклон образца, град	Расстояние до рефлекса, усл. ед.		Направление на рефлекс, град	Сопоставляемые рефлексы	Угол между рефлексами, град	
		Эксперим.	Табличн.			Эксперим.	Табличн.
а	+1,6	2,58415	2,55114	-70,3	*a, b* *a, c* *a, d* *a, e*	56,12580 30,06255 144,01040 109,11160	56,84560 30,93167 144,05530 109,92830

Окончание таблицы 1

Рефлекс на рис. 8	Наклон образца, град	Расстояние до рефлекса, усл. ед.		Направление на рефлекс, град	Сопоставляемые рефлексы	Угол между рефлексами, град	
		Эксперим	Табличн.			Эксперим.	Табличн.
б	-7,8	2,19309	2,16899	-126,1	*b, c* *b, d* *b, e*	26,10649 8 7 , 8 8 4 6 5 52,98993	25,91393 87,20966 53,08270
в	-7,4	1,36293	1,33163	-100,0	*c, d* *c, e*	113,96340 79,05969	113,12360 78,99663
г	-21,9	1,56179	1,56179	146,5	*d, e*	34,90374	34,12696
д	-12,6	2,53071	2,43625	-178,9	–	–	–

Таблица 2

Значения погрешности при идентификации кристалла 1 (по рис. 5,*б*) кластера карбида ниобия в литом сплаве по вычисленным параметрам рефлексов

Рефлексы на рис. 8	Тип кристалла	hkl	Среднее кв. отклонение по расстоянию, %	Среднее кв. отклонение по углам, град
a *b* *c* *d* *e*	Nb2C (орторомб.)	411 $51\bar{1}$ 920 $\overline{313}$ $10\bar{2}$	5, 13	0,61

В результате последовательного анализа методом одиночных рефлексов восьми кристаллов, образующих кластер карбида ниобия (см. рис. 5), установлено, что составляющие кластер отдельные карбиды ниобия различны по химическому составу и кристаллическому строению. Идентификация кристаллов выявила три типа карбидов – NbC, Nb_2C, Nb_6C_5 [32–36], имеющих в варианте PDF-2 картотеки JCPDS-ASTM соответственно кубическую, орторомбическую, моноклинную кристаллическую решетки (рис. 9). Границы между отдельными кристаллами частицы карбида являются высокоугловыми; угол разориентировки между кристаллами составляет 30-60 °, а между кристаллами карбида и матричной γ-фазой – примерно 60 °.

Таким образом, микронеоднородность структуры сплава Fe-25Cr-35Ni-C-Nb-Ti в литом состоянии проявляется не только в дендритной ликвации химических элементов состава в γ-фазе, но и в поликристаллическом строении карбидных фаз. Включения карбидов в структуре сплава – многофазные образования, неоднородные по химическому составу и кристаллическому строению. Частица карбида ниобия может состоять из нескольких кристаллов разной модификации (NbC, Nb_2C, Nb_6C_5), внутри которой может находиться карбонитрид титана Ti(CN).

Природа формирования кластеров карбидных фаз в структуре литых сплавов системы Fe-Cr-Ni-C-Nb-Ti связана с характерными особенностями процесса их кристаллизации в условиях повышенной ликвации углерода и легирующих элементов. Средняя скорость охлаждения при статическом литье стандартных образцов толщиной 40 мм, используемых в работе для анализа структуры сплава, составляет $V_{охл} \approx 1$ К/с, а в интервале температур 1350–800 °С – в 5–8 раз ниже. Длительность нахождения сплава при температурах 1350–800 °С при охлаждении составляет более 2000 с. Этого времени достаточно, чтобы на межфазных границах возникли высокие напряжения вследствие различия коэффициентов линейного расширения γ-фазы и карбидов. Если при кристаллизации сплава в структуре

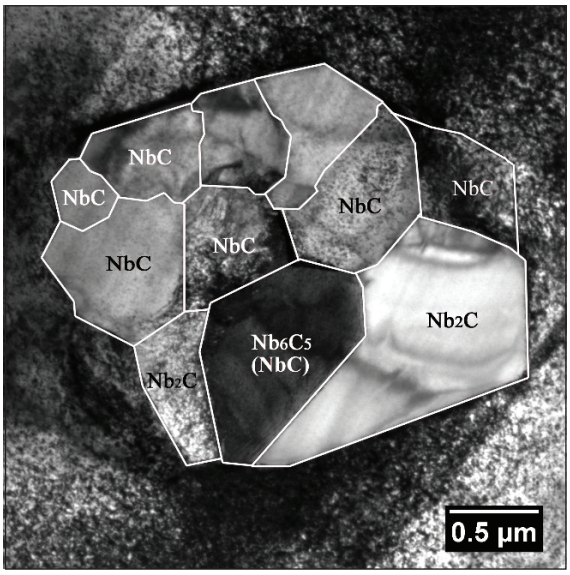


Рис. 9. Фазовый состав кластера карбида ниобия в литом сплаве (Nb_2C – кристаллы *1* и *11* на рис. 5). ПЭМ

образуется монокристалл карбида ниобия, то при последующем охлаждении движущая сила формирования из него поликристалла определяется различием средних коэффициентов термического сжатия фаз. В интервале температур 1350–100 °С их средние значения составляют: для γ-фазы – $20 \cdot 10^{-6}$ K^{-1}, для карбида ниобия – $7 \cdot 10^{-6}$ K^{-1}. Модуль упругости жаропрочных сплавов Fe-Cr-Ni при температурах 20 и 1100 °С составляет соответственно примерно 180 и 70 ГПа [37]. Количественная оценка показывает, что при охлаждении от температуры солидус ($T_{sol} \approx$ $\approx$ 1350 °С) до 20 °С литая заготовка сплава сокращается по сравнению с исходным размером вблизи T_{sol} на величину $1330 \times 20 \times 10^{-6} = 0{,}026 =$ $= 2{,}6$ %. При этом размер частиц карбидов ниобия сокращается на 0,9 %, т.е. в 2–3 раза меньше. В результате охлаждающаяся матрица сжимает упруго или даже деформирует частицы карбидов в структуре сплава. Это может привести к фрагментации карбидных частиц и образованию поликристаллического кластера, состоящего из нескольких кристаллов.

Оценка уровня напряжений, возникающих в литом сплаве Fe-25Cr-35Ni-C-Nb-Ti при первичном охлаждении, может быть проведена с учетом экспериментальной температурной зависимости величины его условного предела текучести $\sigma_{0,2}$ и модуля нормальной упругости E. Модуль нормальной упругости практически линейно повышается от 100 до 160 ГПа в интервале температур 1000→20 °С. Условный предел текучести повышается разным темпом в двух интервалах температур: в интервале 1000→600 °С $\sigma_{0,2}$ повышается от 90 до 250 МПа; в интервале 600→20 °С – от 250 до 300 МПа. Таким образом, при температурах ниже 600 °С ($T_{пл}/T \approx 0{,}5$) сплав практически не упрочняется, следовательно, и его предел пропорциональности $\sigma_{0,05}$ остается практически неизменным. Тем не менее температурные напряжения, определяемые неравномерной усадкой по сечению заготовки (между поверхностью и центром), при охлаждении сплава непрерывно возрастают в соответствии с накапливаемой деформацией. Эта деформация определяется средним соотношением $\Delta l \approx l\alpha\Delta T$, где α – коэффициент термического расширения (при охлаждении – сжатия) сплава. Общую величину термических напряжений можно оценить по соотношению $\sigma = (\Delta l/l)E(T)$, которое включает две составляющие. Первая – предел пропорциональности $\sigma_{0,05}$, вызывающий переменную пластическую деформацию. Вторая – напряжения Δσ, вызывающие локальную и общую пластическую деформацию заготовки сплава при охлаждении. Таким образом, общая величина напряжений, возникающих при охлаждении сплава, – $\sigma = \sigma_{0,05} + \Delta\sigma$, где Δσ – превышение действующих термических напряжений над пределом пропорциональности. Поскольку в сплавах Fe-25Cr-35Ni-C-Nb-Ti матричная фаза составляет более 90 % (объемн.) и является непрерывной структурной составляющей, а частицы карбидных фаз имеют малый размер (менее 10 мкм) и занимают в структуре 5–8 % (объемн.), именно матричная γ-фаза служит источником переменных во времени напряжений. В матрице действуют растягивающие напряжения, а в карбидах, имеющих более высокий модуль упругости, сжимающие. При отсутствии выраженной межфазной границы между γ-фазой и карбидом величина этих напряжений соответствует пределу пропорциональности γ-фазы ($\sigma \approx \sigma_{0,05}$), который оценочно равен $\sigma_{0,05} \approx 0{,}0005E(T) \approx 50$–80 МПа при охлаждении сплава в интервале температур 1000→20 °С. В силу того, что предел текучести сплава Fe-25Cr-35Ni-C-Nb-Ti в высокотемпературной области этого

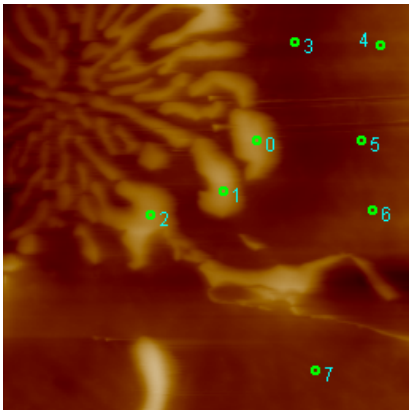
интервала составляет ~ 90 МПа, возникающие при охлаждении напряжения могут вызвать фрагментацию монокристалла карбида ниобия.

Одна из существенных проблем достоверной оценки величины действующих напряжений сжатия карбида ниобия матрицей при охлаждении сплава – неопределенность состояния границы раздела между этими фазами. Применение химического травления или электрополировки образцов при анализе структуры сплавов вызывает трансформацию границы раздела фаз в зоны повышенной травимости. Корректный рельеф межфазной границы может быть изучен методами атомно-силовой микроскопии или 3D-изображений структуры сплава без травления. Однако авторы не нашли публикаций с такими изображениями структуры границы «карбид ниобия – γ-фаза». Возможная причина их отсутствия – технические сложности, связанные с малыми размерами частиц карбида ниобия, их изолированным расположением и малым объемным количеством в матрице (Nb_mC_n/γ-фаза ≈ 1,5/90 объемн. %). В настоящей работе строение межфазной границы карбид/аустенит было оценено на основе подобия структурного состояния границ Nb_mC_n/γ-фаза и Cr_mC_n/γ-фаза. Эти карбидные фазы имеют близкие значения таких физических характеристики, как модуль упругости, коэффициент термического расширения (сжатия) и др. Однако отличительной особенностью карбида хрома является образование эвтектики с γ-фазой. Соотношение фаз в эвтектике (Cr_mC_n+γ) составляет Cr_mC_n/γ-фаза ≈ 50/50 объемн. % (рис. 10,*а*), что позволяет получить 3D-изображение и оценить топологию межфазной границы (рис. 10,*б*).

Для изучения состояния межфазной границы Cr_mC_n/γ-фаза применяли наноиндентер Hysitron TI 750 UBI. Полученное таким способом 3D-изображение (рис. 10,*б*) показывает, что существует непрерывная связь на границе кристаллических решеток карбида и аустенита. Видно также, что частица карбида выступает над аустенитной матрицей примерно на 200 нм. Это позволяет утверждать, что карбид до приготовления шлифа был сжат и расширился после удаления части металла образца. Деформация *h* по отношению к размеру сечения *l* (в соответствии с размерной сеткой рис. 10,*б*) с учетом пластинчатой формы карбида (рис. 10,*а*) составила $h/l \approx 0{,}2/10 = 0{,}02 = 2$ %.

Чтобы подтвердить предположение о влиянии термических напряжений, возникающих в сплаве при охлаждении, на поликристаллическое строение частицы карбида ниобия в его структуре, была проведена термоциклическая обработка литого сплава. Режим термической обработки состоял в последовательном двукратном нагреве образцов сплава до температуры 1150 °С с выдержкой 1 ч и охлаждением на воздухе. На рис. 11 видно, что после термоциклирования фрагментация частиц карбида ниобия в структуре сплава становится более выраженной по сравнению с исходным литым состоянием (см. рис. 3).

а)



б)

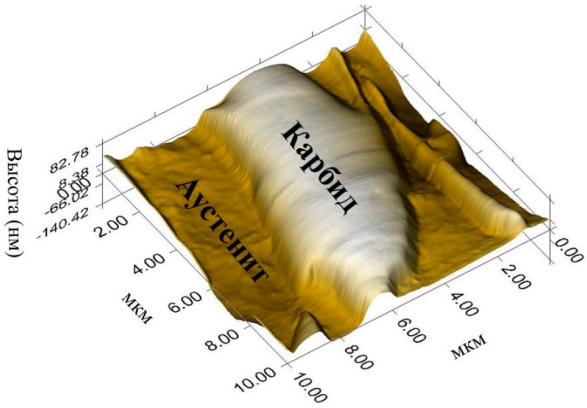


Рис. 10. Изображение эвтектики в структуре литого сплава: *а* – общий характер структуры (область размером 30 ×30 мкм), *б* – рельеф поверхности в области межфазной границы карбид хрома/аустенит (3D-изображение поверхности образца без химического травления). Наноиндентер Hysitron TI 750 UBI

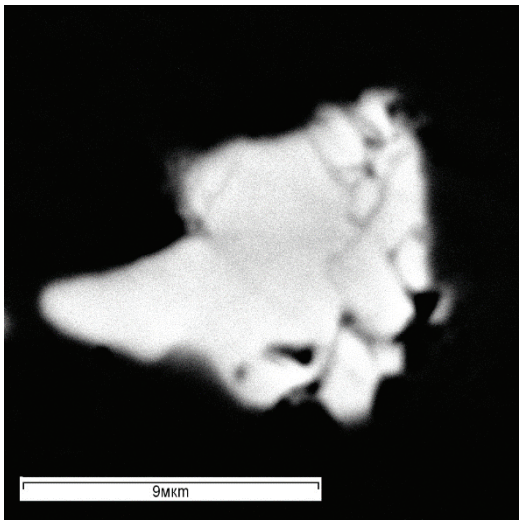


Рис. 11. Частица карбида ниобия в структуре сплава после термической обработки 1150 °С (1 ч, воздух) и +1150 °С (1 ч, воздух). СЭМ

Полученный результат эксперимента подтверждает, что механизм фрагментации частиц карбидов ниобия в структуре сплава Fe-25Cr-35Ni-C-Nb-Ti связан с различием значений коэффициентов термического расширения фаз. Это объясняет поликристаллический характер карбидов, однако не объясняет их полиморфизма. Можно предположить две причины образования в структуре сплава частиц карбидов ниобия, состоящих из кристаллов с различным типом кристаллической решетки: 1) термические напряжения, возникающие на межфазных границах карбид/аустенит; 2) образование субмикронных доменов с разным кристаллическим строением в частице первичного карбида при кристаллизации расплава.

Первая из них связана со значительными термическими напряжениями, возникающими на межфазных границах в структуре сплава при первичном охлаждении слитка. В результате этого карбиды находятся под действием сжимающих напряжений, а γ-фаза – растягивающих. Такое распределение напряжений, по-видимому, при высоких температурах способствует диффузии углерода из пограничных кристаллов карбида ниобия в γ-фазу. Это может изменить соотношение ниобия и углерода в карбиде – с 1:1 в NbC до 2:1 в Nb_2C – и привести к превращению NbC→Nb_2C. Характерно, что идентифицированные как Nb_2C кристаллы *1* и *11*, входящие в кластер (рис. 9), имеют общую особенность – почти половина их периметра граничит с матричной γ-фазой, что определяет большую площадь диффузионной поверхности. Можно предположить, что обеднение граничных кристаллов кластера углеродом по сравнению с NbC происходит при высокой температуре за счет перехода углерода в матричную γ-фазу. Вероятно, этот процесс предшествует частичному растворению крупных первичных эвтектических карбидов ниобия по границам зерен γ-фазы и образованию мелких вторичных карбидов в матрице, наблюдавшихся в [15–16, 23].

Более детальное исследование структуры межфазной границы между кристаллами карбида ниобия и аустенитной матрицей показало присутствие на некоторых ее участках тонких включений, которые идентифицированы в ПЭМ как фаза $Cr_{23}C_6$ (рис. 12). Образование на межфазной границе тонких прослоек карбида хрома толщиной 10–30 нм можно считать подтверждением диффузии углерода из карбида ниобия в матрицу.

Подобные тонкие прослойки фазы, обогащенной хромом и углеродом, наблюдали на границе «карбид хрома/аустенит» в сплавах исследуемого типа в [20, 38, 39]. В [20] они идентифицированы в литом сплаве Fe-25Cr-33Ni-1Nb-0,4C как карбид Cr_7C_3. В [38] и [39] они были обнаружены, соответственно, в сплаве Fe-20Cr-33Ni-2Nb-0,4C и в малоуглеродистом (0,13 масс. % C) сплаве Fe-25Cr-35Ni, модифицированном Nb, Ti, Zr, после старения 1000 ч при 900 °С и идентифицированы как карбид $Cr_{23}C_6$. По этой причине в [20] было сделано заключение, что тонкие включения $Cr_{23}C_6$ образуются в структуре сплава за счет перехода Cr_7C_3→$Cr_{23}C_6$ при высокотемпературной выдержке. Однако результаты нашего исследования показывают, что в структуре сплава Fe-25Cr-35Ni-C-Nb-Ti в литом состоянии на границе карбида ниобия и γ-фазы может присутствовать тонкая прослойка карбида хрома $Cr_{23}C_6$, образующаяся при первичном охлаждении в твердом состоянии, что согласуется с данными [38, 39].

Оценочный расчет кинетики роста прослойки карбида $Cr_{23}C_6$ на межфазной границе «NbC/матрица» при первичном охлаждении литого

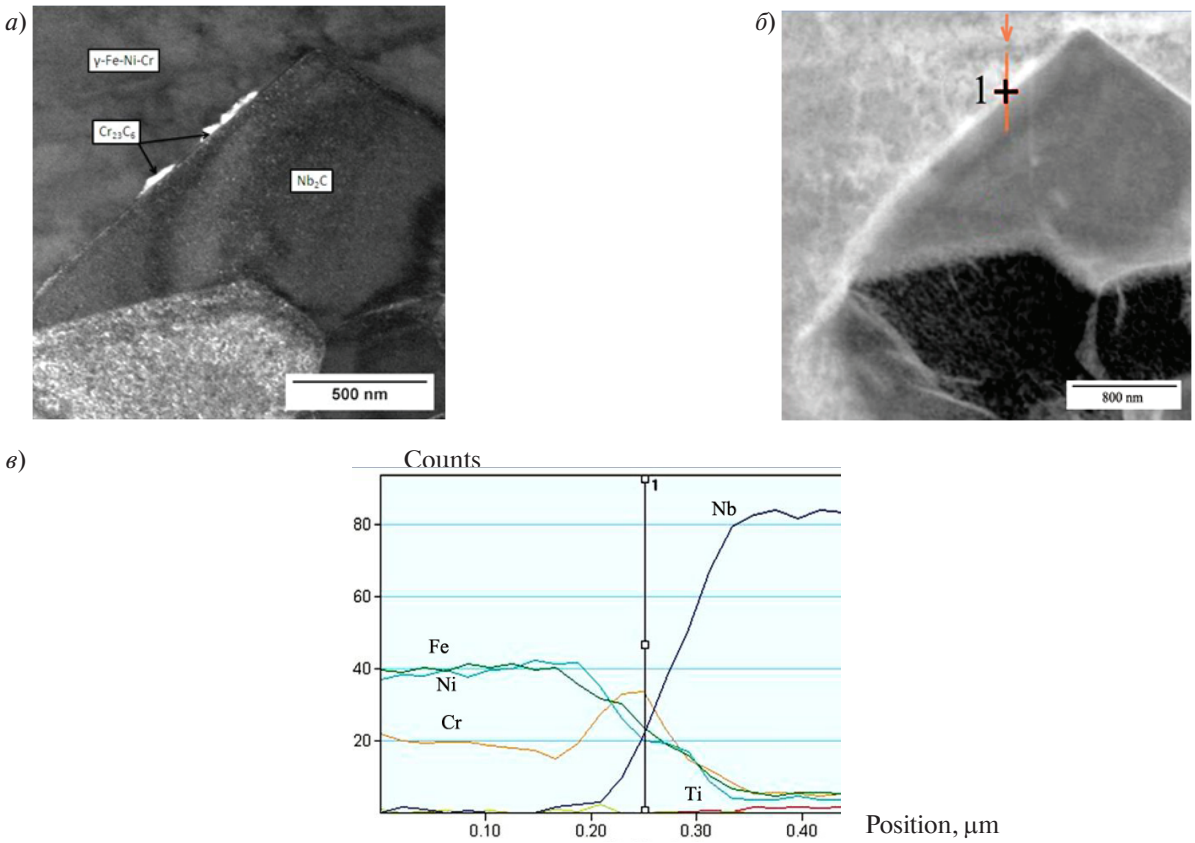


Рис. 12. Микроструктура и энергодисперсионный рентгеноспектральный микроанализ литого сплава: *а* – темнопольное изображение структуры; *б* – изображение структуры с траекторией анализа; *в* – профиль распределения элементов по траектории анализа. ПЭМ

сплава можно выполнить на основе баланса концентрации лимитирующего элемента. В соответствии с [10] поток вещества из неограниченной матрицы к растущей фазе равен

$$q(\tau) = (C_o - C_{гр})\frac{\sqrt{D}}{\sqrt{\pi\tau}}. \qquad (1)$$

В этом случае формула для расчета размера частицы, растущей на межфазной границе, имеет вид

$$L = \frac{(C_o - C_{гр})}{(C_ф - C_{гр})}\frac{2}{\sqrt{\pi}}\sqrt{D\tau} = k\sqrt{D\tau}, \qquad (2)$$

где C_0, $C_ф$, $C_{гр}$ – концентрации элемента соответственно в среднем по матрице, в новой фазе и в матрице на границе раздела с новой фазой; D – коэффициент диффузии; τ – время. Учитывая, что максимальный размер частицы карбида хрома $Cr_{23}C_6$ на межфазной границе карбид «NbC/матрица» экспериментально определен равным $L \approx 30$ нм, оценим процесс диффузии, лимитируемый отдельно углеродом и хромом.

1. Рассмотрим односторонний подвод углерода со стороны карбида ниобия NbC. Концентрация углерода в карбиде ниобия – $C_0 = 50$ ат. %; концентрация углерода в γ-фазе на границе с карбидом ниобия, где образуется пограничный карбид хрома, составляет $C_{гр} \leqslant 0{,}4$ ат. %($\leqslant 0{,}1$ масс. %); концентрация углерода в карбиде хрома – $C_ф = 21{,}7$ ат. %. Таким образом, из формулы (2) следует

$$k_C = \frac{2}{\sqrt{\pi(C_o - C_{гр})/(C_ф - C_{гр})}} = 2{,}58.$$

Учитывая, что $D^C_{NbC} = 7{,}6$ exp (-88,2 ккал/моль/RT) см^2/с [40] и температура плавления NbC равна 3600 °C, получаем, например при температуре 1150 °C (1423 K):

$$D^C_{NbC} = 7{,}6\exp(-88{,}2 \cdot 1000/2 \cdot 1423) \approx 2{,}6 \cdot 10^{-13}\ см^2/с.$$

Следовательно, для 1150 °С время роста частицы карбида хрома толщиной L = 30 нм, лимитированное диффузией углерода через карбид ниобия к образующейся частице карбида хрома, составляет

$$\tau \approx L^2 / \left[(k_c)^2 D^{C}_{NbC} \right] = 32 \cdot 32 \cdot 10^{-14} / (2{,}58)^2 \cdot 2{,}6 \cdot 10^{-13} \approx 15 \text{ с}.$$

2. Рассмотрим диффузию хрома из γ-фазы в образующийся карбид хрома, принимая $D^{Cr} \approx$ $\approx 10^{-12}$ см^2/с [10]. По экспериментальным данным рентгеноспектрального микроанализа концентрация хрома в карбиде ниобия NbC составляет $C_{гр} \approx 1$ ат. %, а средняя в матрице – $C_0 \approx 25$ ат. %; концентрация хрома в карбиде $M_{23}C_6$ – $C_ф = 79{,}3$ ат. %. Тогда из формулы (2) следует

$$k_{Cr} = \frac{2}{\sqrt{\pi (C_o - C_{гр}) / (C_ф - C_{гр})}} = 0{,}346.$$

Следовательно, для 1150 °С время роста частицы карбида хрома толщиной L = 30 нм, лимитированное диффузией хрома через матрицу к образующейся частице карбида хрома, составляет

$$\tau \approx L^2 / \left[(k_{Cr})^2 D^{Cr}_{\gamma} \right] \approx 85 \text{ с}.$$

Таким образом, для образования карбида $Cr_{23}C_6$ на границе «NbC/аустенит» при 1150 °С время диффузионного накопления хрома из γ-фазы в 5 раз больше, чем время накопления углерода из карбида ниобия. Результаты расчета показывают, что процесс образования межфазной прослойки карбида $Cr_{23}C_6$ существенно лимитируется диффузией хрома из γ-фазы (рис. 13). Однако, даже учитывая, что скорость роста частицы карбида, рассчитываемая из (2) как

$$\frac{dL}{d\tau} = \upsilon = 0{,}5k\sqrt{D}\,\frac{1}{\sqrt{\tau}},$$

резко уменьшается при понижении температуры, длительность нахождения сплава при температурах 1350–800 °С (~ 2000 с) при первичном охлаждении достаточна для образования частицы карбида толщиной 30 нм.

Второй причиной полиморфного строения карбидов ниобия в сплавах Fe-25Cr-35Ni-C-Nb-Ti может быть изначальное образование субмикронных доменов с разным кристаллическим строением в частице первичного карбида при

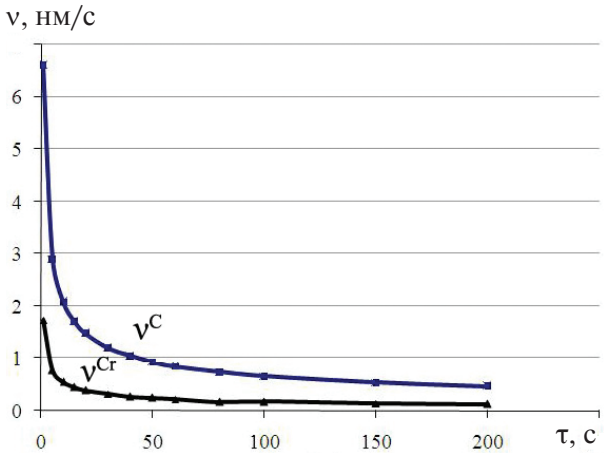


Рис. 13. Зависимость скорости роста карбида хрома $Cr_{23}C_6$ от времени при 1150 °С для процесса, лимитированного диффузией углерода (v^C) и хрома (v^{Cr})

кристаллизации расплава. Это возможно из-за стохастического процесса образования твердых фаз в сплаве и химической неоднородности разбавленного расплава, содержащего 0,50 ат. % ниобия и 2,0 ат. % углерода, а также из-за полиморфизма и особенностей кристаллического строения карбида ниобия. Выяснение этого вопроса требует дальнейшего изучения.

Заключение

Результаты исследования показывают, что упрочняющие частицы карбида ниобия в структуре литого жаропрочного сплава Fe-25Cr-35Ni-0,4C-Nb-Ti преимущественно являются многофазными поликристаллическими кластерами, неоднородными по химическому составу и кристаллическому строению. В центре кластера может находиться карбонитрид титана Ti(CN), вокруг которого располагаются кристаллы карбида ниобия. Эти кристаллы имеют разные модификации – NbC, Nb_2C, Nb_6C_5 соответственно с кубической, орторомбической, моноклинной кристаллическими решетками. Поликристаллический характер карбидов, вероятно, связан со значительными термическими напряжениями, возникающими на межфазных границах в структуре сплава при первичном охлаждении слитка. При охлаждении сплава от температуры ликвидус карбиды ниобия испытывают значительные напряжения сжатия, поскольку матричная γ-фаза имеет коэффициент термического

сжатия (расширения) примерно в три раза больший, чем первичные карбиды ниобия. Характерно, что при повторных циклах «нагрев–охлаждение» границы между кристаллами в кластере становятся грубее. Причины полиморфизма кластера карбида менее понятны. Возможно, при высоких температурах происходит частичное растворение карбида с поверхности, сопровождающееся переходом углерода в матричную фазу и, как следствие, изменением соотношения ниобия и углерода в карбиде. Этот процесс термодинамически обоснован, поскольку γ-фаза обеднена углеродом по сравнению с пределом растворимости при первичной эвтектической кристаллизации с образованием устойчивых карбидов. Можно также предположить, что домены с разным кристаллическим строением в частице карбида ниобия образуются при кристаллизации расплава. Механизм образования таких карбидов при кристаллизации и их последующей трансформации в процессах нагрева и выдержки при термической обработке и эксплуатации требует отдельного исследования. В дальнейшем представляет интерес анализ этого механизма на основе положений структурной и геометрической кристаллографии [41–43].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Garbiak M., Jasinski W., Piekarski B.** Materials for Reformer Furnace Tubes. History of Evolution // Archives Of Foundry Engineering. 2011. Vol. 11, Spesial Issue 2. P. 47–52.

2. **Bonaccorsi L., Guglielmino E., Pino E., Servetto C., Sili A.** Damage analysis in Fe-Cr-Ni centrifugally cast alloy tubes for reforming furnaces // Eng. Fail. Anal. 2014. Vol. 36. P. 65–74.

3. **Ilman M.N., Kusmono.** Analysis of material degradation and life assessment of 25Cr-38Ni-Mo-Ti wrought alloy steel (HPM) for cracking tubes in an ethylene plant // Eng. Fail. Anal. 2014. Vol. 42. P. 100–108.

4. **Tawancy H.M., Ul-Hamid A., Mohammed A.I., Abbas N.M.** Effect of materials selection and design on the performance of an engineering product – An example from petrochemical industry // Materials & Design. 2007. Vol. 28, Is. 2. P. 686-703. DOI 10.1016/j.matdes.2005.07.003.

5. **Kaya A.A., Krauklis P., Young D.J.** Microstructure of HK40 alloy after high-temperature service in oxidizing/carburizing environment: I. Oxidation phenomena and propagation of a crack // Mater. Char. 2002. Vol. 49, № 1. P. 11–21.

6. **Kaya A.A.** Microstructure of HK40 alloy after high-temperature service in oxidizing/carburizing environment: II. Carburization and carbide transformations // Mater. Char. 2002. Vol. 49, № 1. P. 23–34.

7. **De Almeida L.H., Ribeiro A.F., Le May I.** Microstructural characterization of modified 25Cr-35Ni centrifugally cast steel furnace tubes // Materials Characterization. 2003. Vol. 49. № 3. P. 219–229.

8. **Kenik E.A., Maziasz P.J., Swindeman R.W., Cervenka J., May D.** Structure and phase stability in cast modified-HP austenite after long-term ageing // Scripta materialia. 2003. Vol. 49. № 2. P. 117–122.

9. **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.

10. **Рудской А.И., Анастасиади Г.П., Кондратьев С.Ю., Орыщенко А.С., Фукс М.Д.** Влияние фактора числа электронных вакансий на кинетику образования, роста и растворения фаз при длительных высокотемпературных выдержках жаропрочного сплава 0.45C-26Cr-33Ni-2Si-2Nb // Физика металлов и металловедение. 2014. Т. 115, № 1. С. 3–13.

11. **Sustaita-Torres I.A., Haro-Rodrigues S., Guerrero-Mata M.P., De La Garza M., Valdes E., Deschaux-Beaume F., Colas R.** Aging of cast 35Cr-45Ni heat resistant alloy // Materials Chemistry and Physics. 2012. Vol. 133. P. 1018–1023.

12. **Monobe L.S., Schőn C.G.** Microstructural and fractographic investigation of a centrifugally cast 20Cr32Ni+Nb alloy tube in the as cast and aged states // Journal of Materials Research and Technology. 2013. Vol. 2. № 2. P. 195–201.

13. **Wang W.Z., Xuan F.Z., Wang Z.D., Liu C.J.** Effect of overheating temperature on the microstructure and creep behavior of HP40Nb alloy // Materials and Design. 2011. Vol. 32. P. 4010–4016.

14. **Borjali S., Allahkaram S.R., Khosravi H.** Effects of working temperature and carbon diffusion on the microstructure of high pressure heat-resistant stainless steel tubes used in pyrolysis furnaces during service condition // Materials and Design. 2012. Vol. 34. P. 65–73.

15. **Рудской А.И., Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Фукс М.Д.** Механизм и кинетика фазовых превращений в жаропрочном сплаве 45Х26Н33С2Б2 при длительных высокотемпературных выдержках. Часть 1 // Металловедение и термическая обработка металлов. 2014. № 1 (703). С. 3–8.

16. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Орыщенко А.С., Фукс М.Д.** Механизм и кинетика фазовых превращений в жаропрочном сплаве 45Х26Н33С2Б2 при длительных высокотемпературных

выдержках. Часть 2 // Металловедение и термическая обработка металлов. 2014. № 3 (705). С. 12–19.

17. **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Орыщенко А.С., Фукс М.Д., Петров С.Н.** Трансформация структуры жаропрочного сплава 0,45C – 26Cr – 33Ni – 2Si – 2Nb при длительной высокотемпературной выдержке // Металловедение и термическая обработка металлов. 2013. № 10 (700). С. 7–14.

18. **Piekarski B.** Effect of Nb and Ti additions on microstructure and identification of precipitates in stabilized Ni–Cr cast austenitic steels // Materials Characterization. 2001. Vol. 47. P. 181–186.

19. **De Almeida Soares G.D., De Almeida L.H., Da Silveira T.L., Le May I.** Niobium additions in HP heat-resistant cast stainless steels // Materials Characterization. 1992. Vol. 29. Iss. 3. P. 387–396.

20. **Buchanan K.G., Kral M.V.** Crystallography and morphology of niobium carbide in as-cast HP-niobium reformer tubes // Metallurgical and Materials Transactions A. 2012. Vol. 43A. Is. 6. P. 1760–1769. DOI 10.1007/s11661-011-1025-0.

21. **Buchanan K.G., Kral M.V., Bishop C.M.** Crystallography and morphology of MC carbides in niobium-titanium modified as-cast HP alloys // Metallurgical and Materials Transactions A. 2014. Vol. 45A. Is. 8. P. 3373–3385. DOI 10.1007/s11661-014-2285-2.

22. **Nunes F.C., De Almeida L.H., Dille J., Delplancke J.-L., Le May I.** Microstructural changes caused by yttrium addition to NbTi-modified centrifugally cast HP-type stainless steels // Materials Characterization. 2007. Vol. 58. P. 132–42.

23. **Кондратьев С.Ю., Пташник А.В., Анастасиади Г.П., Петров С.Н.** Анализ превращений карбидных фаз в сплаве 25Cr35Ni методом количественной электронной микроскопии // Металловедение и термическая обработка металлов. 2015. № 7(721). С. 36–43.

24. **Jingbo Y., Yimin G., Fang Y., Caiying Y., Zhaozhong Y., Dawei Y., Shengqiang M.** Effect of tungsten on the microstructure evolution and mechanical properties of yttrium modified HP40Nb alloy // Mater. Sci. Eng. 2011. Vol. 529. P 361–369.

25. **Sourmail T.** Precipitates in creep resistant austenitic stainless steels // Mater. Sci. Technol. Vol. 17. № 1. P. 1–14.

26. **Рыбин В.В., Рубцов А.С., Нестерова Е.В.** Метод одиночных рефлексов (ОР) и его применение для электронномикроскопического анализа дисперсных фаз // Заводская лаборатория. 1982. № 5. С. 16–21.

27. **Родионова И.Г., Зайцев А.И., Шапошников Н.Г., Чиркина И.Н., Покровский А.М., Немтинов А.А., Мишнев П.А., Кузнецов В.В.** Влияние химического состава и параметров производства на формирование наноструктурной составляющей и комплекса свойств высокопрочных низколегированных конструкционных сталей // Металлург. 2010. № 6. С. 33–39.

28. **Mao Z., Chen W., Seidman D.N., Wolverton C.** First-principles study of the nucleation and stability of ordered precipitates in ternary Al–Sc–Li alloys // Acta Materialia. 2011. Vol. 59. Iss. 8. P. 3012–3023.

29. **Monachon C., Krug M.E., Seidman D.N., Dunand D.C.** Chemistry and structure of core/double-shell nanoscale precipitates in Al–6.5Li–0.07Sc–0.02Yb (at.%) // Acta Materialia. 2011. Vol. 59. Iss. 9. P. 3398–3409.

30. **Formenti A., Eliasson A., Mitchell A., Fredriksson H.** Solidification sequence and carbide precipitation in Ni-base superalloys IN718, IN625 AND IN939 // High Temperature Materials and Processes. 2005. Vol. 24. Iss. 4. P. 239–258. DOI 10.1515/HTMP.2005.24.4.239.

31. **Nunes F.C., Dille J., Delplancke J.-L., De Almeida L.H.** Yttrium addition to heat-resistant cast stainless steel // Scripta Mater. 2006. Vol. 54. Iss. 9. P. 1553–1556.

32. **Konno T.J., Miura E., Tanaka A., Hanada Sh.** A TEM study on the simicoherent precipitates in a Nb-19%Mo alloy // Acta Materialia. 2005. Vol. 53. Iss. 6. P. 1783–1789.

33. **Billingham J., Bell P.S., Lewis M.H.** Vacancy short-range order in substoichiometric transition metal carbides and nitrides with the NaCl structure. I. Electron diffraction studies of short-range ordered compounds // Acta Crystallographica Section A. 1972. Vol. A28. N 6. P. 602–606. DOI 10.1107/S0567739472001524.

34. **Landesman J.P., Christensen A.N., De Novion C.H., Lorenzelli N., Convert P.** Order-disorder transition and structure of the ordered vacancy compound Nb6C5: powder neutron diffraction studies // Journal of Physics C: Solid State Physics. 1985. Vol. 18. № 4. P. 809–824.

35. **Kesri R., Hamar-Thibault S.** Structures ordonnees a longue distance dans les carbures mc dans les fonts // Acta Metallurgica. 1988. Vol. 36. Iss. 1. P. 149–166.

36. **Gusev A.I., Rempel A.A.** Order-disorder phase transition channel in niobium carbide // Physica Status Solidi (a). 1986. Vol. 93. Is. 1. P. 71–80.

37. Steel Castings Handbook. Supplement 9. High Alloy Data Sheets. Heat Series / Ohio: Steel Founder's Society of America, 2004. 60 p.

38. **Ibanez R.A.P., De Almeida Soares G.D., De Almeida L.H., Le May I.** Effects of Si content on the microstructure of modified-HP austenitic steels // Mater. Charact. 1993. Vol. 30. P. 243–249.

39. **Caballero F.G., Imizcoz P., Lopez V., Alvarez L.F., and Garcia de Andres C.** Use of titanium and zirconium in centrifugally cast heat resistant steel // Materials Science and Technology. 2007. Vol. 23. Iss. 5. P. 528–534.

40. **Brizes Wm.F., Cadoff L.H., Tobin J.M.** Carbon diffusion in the carbides of niobium // Journal of Nuclear Materials. 1966. Vol. 20, Is. 1. P. 57–67.

41. **Talis A., Kraposhin V.** Finite noncrystallographic groups, 11-vertex triangulated clusters, and polymorphic transformations in metals // Acta Cryst. 2014. Vol. A70. P. 616–625.

42. **Kondrat'ev S.Yu, Kraposhin V.S., Anastasiadi G.P., Talis A.L.** Experimental observation and crystallographic description of M7C3 carbide transformation in Fe–Cr–Ni–C HP type alloy // Acta Materialia. 2015. Vol. 100. P. 275–281.

43. **Крапошин В.С., Талис А.Л., Демина Е.Д., Зайцев А.И.** Кристаллогеометрический механизм срастания шпинели и сульфида марганца в комплексное неметаллическое включение // Металловедение и термическая обработка металлов. 2015. № 7(721). С. 4–12.

REFERENCES

1. **Garbiak M., Jasinski W., Piekarski B.** Materials for Reformer Furnace Tubes. History of Evolution. *Archives Of Foundry Engineering*. 2011. Vol. 11, Spesial Issue 2. P. 47–52.

2. **Bonaccorsi L., Guglielmino E., Pino E., Servetto C., Sili A.** Damage analysis in Fe-Cr-Ni centrifugally cast alloy tubes for reforming furnaces. *Eng. Fail. Anal*. 2014. Vol. 36. P. 65–74.

3. **Ilman M.N., Kusmono**. Analysis of material degradation and life assessment of 25Cr-38Ni-Mo-Ti wrought alloy steel (HPM) for cracking tubes in an ethylene plant. *Eng. Fail. Anal*. 2014. Vol. 42. P. 100–108.

4. **Tawancy H.M., Ul-Hamid A., Mohammed A.I., Abbas N.M.** Effect of materials selection and design on the performance of an engineering product – An example from petrochemical industry. *Materials & Design*. 2007. Vol. 28, Is. 2. P. 686–703. DOI 10.1016/j.matdes.2005.07.003.

5. **Kaya A.A., Krauklis P., Young D.J.** Microstructure of HK40 alloy after high-temperature service in oxidizing/carburizing environment: I. Oxidation phenomena and propagation of a crack. *Mater. Char.* 2002. Vol. 49, № 1. P. 11–21.

6. **Kaya A.A.** Microstructure of HK40 alloy after high-temperature service in oxidizing/carburizing environment: II. Carburization and carbide transformations. *Mater. Char.* 2002. Vol. 49, №1. P. 23–34.

7. **De Almeida L.H., Ribeiro A.F., Le May I.** Microstructural characterization of modified 25Cr-35Ni centrifugally cast steel furnace tubes. *Materials Characterization*. 2003. Vol. 49, № 3. P. 219–229.

8. **Kenik E.A., Maziasz P.J., Swindeman R.W., Cervenka J., May D.** Structure and phase stability in cast modified-HP austenite after long-term ageing. *Scripta materialia*. 2003. Vol. 49, № 2. P. 117–122.

9. **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. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2013. № 4 (694). S. 42–47.

10. **Rudskoy A.I., Anastasiadi G.P., Kondratyev S.Yu., Oryshchenko A.S., Fuks M.D.** Vliyaniye faktora chisla elektronnykh vakansiy na kinetiku obrazovaniya, rosta i rastvoreniya faz pri dlitelnykh vysokotemperaturnykh vyderzhkakh zharoprochnogo splava 0.45C-26Cr-33Ni-2Si-2Nb. *Fizika metallov i metallovedeniye*. 2014. T. 115. № 1. S. 3–13.

11. **Sustaita-Torres I.A., Haro-Rodrigues S., Guerrero-Mata M.P., De La Garza M., Valdes E., Deschaux-Beaume F., Colas R.** Aging of cast 35Cr-45Ni heat resistant alloy. *Materials Chemistry and Physics*. 2012. Vol. 133. P. 1018–1023.

12. **Monobe L.S., Schőn C.G.** Microstructural and fractographic investigation of a centrifugally cast 20Cr32Ni+Nb alloy tube in the as cast and aged states // Journal of Materials *Research and Technology*. 2013. Vol. 2, № 2. P. 195–201.

13. **Wang W.Z., Xuan F.Z., Wang Z.D., Liu C.J.** Effect of overheating temperature on the microstructure and creep behavior of HP40Nb alloy. *Materials and Design*. 2011. Vol. 32. P. 4010–4016.

14. **Borjali S., Allahkaram S.R., Khosravi H.** Effects of working temperature and carbon diffusion on the microstructure of high pressure heat-resistant stainless steel tubes used in pyrolysis furnaces during service condition. *Materials and Design*. 2012. Vol. 34. P. 65–73.

15. **Rudskoy A.I., Oryshchenko A.S., Kondratyev S.Yu., Anastasiadi G.P., Fuks M.D.** Mekhanizm i kinetika fazovykh prevrashcheniy v zharoprochnom splave 45Kh26N33S2B2 pri dlitelnykh vysokotemperaturnykh vyderzhkakh. Chast 1. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2014. № 1 (703). S. 3–8.

16. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Anastasiadi G.P., Oryshchenko A.S., Fuks M.D.** Mekhanizm i kinetika fazovykh prevrashcheniy v zharoprochnom splave 45Kh26N33S2B2 pri dlitelnykh vysokotemperaturnykh vyderzhkakh. Chast 2. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2014. № 3 (705). S. 12–19.

17. **Rudskoy A.I., Kondratyev S.Yu., Anastasiadi G.P., Oryshchenko A.S., Fuks M.D., Petrov S.N.** Transformatsiya struktury zharoprochnogo splava 0,45C – 26Cr – 33Ni – 2Si – 2Nb pri dlitelnoy vysokotemperaturnoy vyderzhke. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov.* 2013. № 10 (700). S. 7–14.

18. **Piekarski B.** Effect of Nb and Ti additions on microstructure and identification of precipitates in stabilized Ni–Cr cast austenitic steels. *Materials Characterization*. 2001. Vol. 47. P. 181–186.

19. **De Almeida Soares G.D., De Almeida L.H., Da Silveira T.L., Le May I.** Niobium additions in HP heat-resistant cast stainless steels. *Materials Characterization*. 1992. Vol. 29, Iss. 3. P. 387–396.

20. **Buchanan K.G., Kral M.V.** Crystallography and morphology of niobium carbide in as-cast HP-niobium reformer tubes. *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2012. Vol. 43A. Is. 6. P. 1760–1769. DOI 10.1007/s11661-011-1025-0.

21. **Buchanan K.G., Kral M.V., Bishop C.M.** Crystallography and morphology of MC carbides in niobium-titanium modified as-cast HP alloys. *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2014. Vol. 45A. Is. 8. P. 3373–3385. DOI 10.1007/s11661-014-2285-2.

22. **Nunes F.C., De Almeida L.H., Dille J., Delplancke J.-L., Le May I.** Microstructural changes caused by yttrium addition to NbTi-modified centrifugally cast HP-type stainless steels. *Materials Characterization*. 2007. Vol. 58. P. 132–42.

23. **Kondratyev S.Yu., Ptashnik A.V., Anastasiadi G.P., Petrov S.N.** Analiz prevrashcheniy karbidnykh faz v splave 25Cr35Ni metodom kolichestvennoy elektronnoy mikroskopii. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2015. № 7 (721). S. 36–43.

24. **Jingbo Y., Yimin G., Fang Y., Caiying Y., Zhaozhong Y., Dawei Y., Shengqiang M.** Effect of tungsten on the microstructure evolution and mechanical properties of yttrium modified HP40Nb alloy. *Mater. Sci. Eng A*. 2011. Vol. 529. P. 361–369.

25. **Sourmail T**. Precipitates in creep resistant austenitic stainless steels. *Mater. Sci. Eng A*. 2001. Vol. 17, № 1. P. 1–14.

26. **Rybin V.V., Rubtsov A.S., Nesterova Ye.V.** Metod odinochnykh refleksov (OR) i yego primeneniye dlya elektronnomikroskopicheskogo analiza dispersnykh faz. *Zavodskaya laboratoriya*. 1982. № 5. S. 16–21.

27. **Rodionova I.G., Zaytsev A.I., Shaposhnikov N.G., Chirkina I.N., Pokrovskiy A.M., Nemtinov A.A., Mishnev P.A., Kuznetsov V.V.** Vliyaniye khimicheskogo sostava i parametrov proizvodstva na formirovaniye nanostrukturnoy sostavlyayushchey i kompleksa svoystv vysokoprochnykh nizkolegirovannykh konstruktsionnykh staley. *Metallurg*. 2010. № 6. S. 33–39.

28. **Mao Z., Chen W., Seidman D.N., Wolverton C.** First-principles study of the nucleation and stability of ordered precipitates in ternary Al–Sc–Li alloys. *Acta Materialia*. 2011. Vol. 59, Iss. 8. P. 3012–3023.

29. **Monachon C., Krug M.E., Seidman D.N., Dunand D.C.** Chemistry and structure of core/double-shell nanoscale precipitates in Al–6.5Li–0.07Sc–0.02Yb (at.%). *Acta Materialia*. 2011. Vol. 59, Iss. 9. P. 3398–3409.

30. **Formenti A., Eliasson A., Mitchell A., Fredriksson H.** Solidification sequence and carbide precipitation in Ni-base superalloys IN718, IN625 AND IN939. *High Temperature Materials and Processes*. 2005. Vol. 24, Iss. 4. P. 239–258. DOI 10.1515/HTMP.2005.24.4.239.

31. **Nunes F.C., Dille J., Delplancke J.-L., De Almeida L.H.** Yttrium addition to heat-resistant cast stainless steel. *Scripta Mater*. 2006. Vol. 54, Iss. 9. P. 1553–1556.

32. **Konno T.J., Miura E., Tanaka A., Hanada Sh.** A TEM study on the simicoherent precipitates in a Nb-19%Mo alloy. *Acta Materialia*. 2005. Vol. 53. Iss. 6. P. 1783–1789.

33. **Billingham J., Bell P.S., Lewis M.H.** Vacancy short-range order in substoichiometric transition metal carbides and nitrides with the NaCl structure. I. Electron diffraction studies of short-range ordered compounds. *Acta Crystallographica. Section A*. 1972. Vol. A28. № 6. P. 602–606. DOI 10.1107/S0567739472001524.

34. **Landesman J.P., Christensen A.N., De Novion C.H., Lorenzelli N., Convert P.** Order-disorder transition and structure of the ordered vacancy compound Nb6C5: powder neutron diffraction studies. *Journal of Physics C: Solid State Physics*. 1985. Vol. 18. № 4. P. 809–824.

35. **Kesri R., Hamar-Thibault S.** Structures ordonnees a longue distance dans les carbures mc dans les fonts. *Acta Metallurgica*. 1988. Vol. 36. Iss. 1. P. 149–166.

36. **Gusev A.I., Rempel A.A.** Order-disorder phase transition channel in niobium carbide. *Physica Status Solidi* (a). 1986. Vol. 93. Is. 1. P. 71–80.

37. Steel Castings Handbook. Supplement 9. High Alloy Data Sheets. Heat Series / Ohio: Steel Founder's Society of America, 2004. 60 p.

38. **Ibanez R.A.P., De Almeida Soares G.D., De Almeida L.H., Le May I.** Effects of Si content on the microstructure of modified-HP austenitic steels. *Mater. Charact*. 1993. Vol. 30. P. 243–249.

39. **Caballero F.G., Imizcoz P., Lopez V., Alvarez L.F., Garcia de Andres C.** Use of titanium and zirconium in centrifugally cast heat resistant steel. *Materials Science and Technology*. 2007. Vol. 23, Iss. 5. P. 528–534.

40. **Brizes Wm.F., Cadoff L.H., Tobin J.M.** Carbon diffusion in the carbides of niobium. *Journal of Nuclear Materials*. 1966. Vol. 20. Is. 1. P. 57–67.

41. **Talis A., Kraposhin V.** Finite noncrystallographic groups, 11-vertex triangulated clusters, and polymorphic transformations in metals. *Acta Cryst*. A. 2014. Vol. 70. P. 616–625.

42. **Kondrat'ev S.Yu, Kraposhin V.S., Anastasiadi G.P., Talis A.L.** Experimental observation and crystallographic description of M7C3 carbide transformation in Fe–Cr–Ni–C HP type alloy. *Acta Materialia*. 2015. Vol. 100. P. 275–281.

43. **Kraposhin V.S., Talis A.L., Demina Ye.D., Zaytsev A.I.** Kristallogeometricheskiy mekhanizm srastaniya shpineli i sulfida margantsa v kompleksnoye nemetallicheskoye vklyucheniye. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2015. № 7 (721). S. 4–12. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

КОНДРАТЬЕВ Сергей Юрьевич – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: petroprom2013@yandex.ru

KONDRATYEV Sergei Yu. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: petroprom2013@yandex.ru

СВЯТЫШЕВА Екатерина Вадимовна – инженер Центрального научно-исследовательского института конструкционных материалов «Прометей».
191015, Россия, Санкт-Петербург, Шпалерная ул., 49.
E-mail: svyatyscheva.ek@yandex.ru

SVIATYSHEVA Ekaterina V. – Central Research Institute of Structural Materials “Prometey”.
49, Shpalernaya str., St. Petersburg. Russia, 191015.
E-mail: svyatyscheva.ek@yandex.ru

АНАСТАСИАДИ Григорий Панеодович – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: anastas45@yandex.ru

ANASTASIADI Grigorii P. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: anastas45@yandex.ru

ДАНИЛОВА Марина Андреевна – инженер-исследователь Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: m.danilova@mail.ru

DANILOVA Marina A. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: m.danilova@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.1
УДК 669.1.017:669.15.194.56

Д.А. Артемьева, А.Д. Хайдоров

ВЛИЯНИЕ АЗОТА НА КОРРОЗИОННУЮ СТОЙКОСТЬ ХРОМОНИКЕЛЕВОЙ СТАЛИ Х18Н9 И Х16Н11М3

D.A. Artemyeva, A.D. Haidorov

INFLUENCE OF NITROGEN ON THE CORROSION RESISTANCE OF CHROMIUM-NICKEL STEELS CR18NI9 AND CR16NI11MO3

Исследовано влияние азота на питтинговую коррозию в стояночных условиях аустенитной хромоникелевых сталей марок Х18Н9 и Х16Н11М3 и их сварных соединений. Установлено положительное влияние увеличения содержания азота при уменьшении содержания углерода в стали на сопротивление питтинговой коррозии. Определены значение критической температуры питтингообразования, а также безопасные пределы изменения температуры и состава окружающей среды, обеспечивающие отсутствие очагов локальной коррозии в условиях хранения, монтажа, пуско-наладки и ввода в эксплуатацию оборудования РУ БН-1200.

АУСТЕНИТНЫЕ ХРОМОНИКЕЛЕВЫЕ СТАЛИ; КОРРОЗИОННАЯ СТОЙКОСТЬ; ПИТТИНГОВАЯ КОРРОЗИЯ; КРИТИЧЕСКАЯ ТЕМПЕРАТУРА ПИТТИНГООБРАЗОВАНИЯ.

The paper investigated the influence of nitrogen on pitting corrosion in austenitic Cr-Ni steels of grades 18Cr-9Ni and 16Cr-11Ni-3Mo and their welded joints under parking conditions. It was established that increasing the content of nitrogen while decreasing the carbon content had a positive influence on the pitting resistance. We determined the value of the critical temperature of pitting formation and the safe range of temperature and composition of the environment ensuring no pockets of local corrosion can emerge while the FBR-1200 equipment is stored, installed, or put into operation.

AUSTENITIC CHROMIUM-NICKEL STEEL; CORROSION RESISTANCE; PITTING CORROSION; CRITICAL PITTING TEMPERATURE.

Введение

В настоящее время основным конструкционным материалом для изготовления различного оборудования атомных энергетических установок (АЭУ) служит аустенитная нержавеющая сталь различных марок [1–4]. Для АЭУ на быстрых нейтронах (БН) с натриевым теплоносителем применяется сталь марок 09Х18Н9 и 08Х16Н11М3. Однако эти материалы не удовлетворяют требованию по ресурсу корпуса реактора и другого оборудования перспективных АЭУ – 60 лет [1, 2]. Для обеспечения требуемого срока службы оборудования из стали марок 09Х18Н9 и 08Х16Н11М3 необходимо повысить их служебные характеристики, а именно: сопротивление ползучести, термическое старение, радиационное распухание и охрупчивание. Кроме того, требуется также увеличить сопротивление коррозии стали, чтобы исключить повреждения конструкций при монтаже.

Известно [5], что аустенитные коррозионностойкие стали Х18Н9 и Х16Н11М3 имеют склонность к питтинговой коррозии. При проектной эксплуатации оборудования АЭС с реакторными установками типа БН условия для возникновения питтинговой коррозии маловероятны. В период плановой эксплуатации энергоблоков корпус реактора и узлы реакторной установки, изготавливаемые из коррозионно-стойкой аустенитной стали, находятся внутри помещений

реакторного отделения и не подвергаются воздействию внешней атмосферы.

Однако можно дать сравнительную оценку относительной стойкости против питтинговой коррозии этих сталей в предэксплуатационный период, когда возможно возникновение условий для питтинговой коррозии на поверхности оборудования. Во время хранения, транспортировки, монтажа и ввода в эксплуатацию оборудование, изготовленное из стали типа Х18Н9 и Х16Н11М3, может подвергаться воздействию внешней атмосферы, в том числе влажного воздуха, содержащего хлориды. При снижении температуры (например, в ночное время) возможна конденсация влаги воздуха, содержащей хлориды, на поверхности оборудования, а при последующем повышении температуры воздуха происходит частичное или полное высыхание влаги с накоплением на поверхности сухих хлоридов или их водных растворов.

Как показывает практика строительства и ввода в эксплуатацию российских энергоблоков АЭС, период от изготовления оборудования до пуска АЭС в эксплуатацию может составлять 1–3 года и более. В это время оборудование может периодически подвергаться воздействию конденсата атмосферной влаги с довольно высокой концентрацией хлоридов. Суммарное время воздействия на оборудование таких агрессивных растворов хлоридов с концентрацией ~ 3 % и более даже для стран с влажным морским климатом составляет примерно 10 % времени от подготовки до пуска блока в эксплуатацию.

Анализ перспективных материалов для атомных энергетических установок показал, что мировые тенденции направлены на применение материалов, легированных азотом [6–8]. Введение азота способствует повышению кратковременной и длительной прочности, а также коррозионной стойкости хромоникелевых нержавеющих аустенитных сталей [9–15]. При этом неясным остается вопрос о наиболее эффективной и обоснованной концентрации азота, а также о количественном соотношении азота и углерода в стали, в частности это относится к коррозионной стойкости.

Таким образом, изучение влияние азота на коррозионную стойкость аустенитных марок стали, применяемых для перспективного оборудования реактора на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем, – актуальная задача, решение которой позволит определить пути повышения срока службы изготавливаемых из них элементов реакторных установок.

Целью нашей работы было исследование влияния содержания азота и количественного соотношения азота и углерода в стали марок Х18Н9 и Х16Н11М3 на их коррозионную стойкость в условиях питтинговой коррозии.

Материал и методика исследования

Материалом исследования стала аустенитная нержавеющая сталь марок Х18Н9 и Х16Н11М3, разработанная ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей» для высокотемпературного оборудования реакторных установок на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем [16]. Для исследований использовали три промышленных плавки стали марки 08Х16Н11М3 и три – стали марки 10Х18Н9 с различным содержанием углерода и азота при постоянстве их суммы. Максимальное содержание углерода принято на основании требований к марочному составу стали (не более 0,08 % масс.). Содержание азота варьировалось от 0,02 до 0,09 % масс.

Сплавы выплавляли в вакуумно-индукционных печах при разливке в изложницы с массой слитка ~ 500 кг. Ковка слитков после обточки проводилась на сутунку размером 50×190×1010 мм. Сутунка поставлялась без термической обработки, термическая обработка проводилась в условиях научно-производственного экспериментального комплекса (НПЭК) ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей» по следующему режиму: аустенизация при температуре 1050 °С, выдержка 1 ч, охлаждение на воздухе. Фактический химический состав исследованных сплавов приведен в табл. 1, 2.

Таблица 1

Химический состав исследованных плавок стали Х18Н9

Плавка	Химический состав, % масс.														
	C	Mn	Si	Cr	Ni	Cu	Mo	W	V	Ti	S	P	N	Al	Nb
0,09C+0,02N	0,09	1,47	0,43	18,0	9,01	0,03	0,01	0,01	0,02	0,01	0,006	0,011	0,02	0,07	0,01
0,06C+0,05N	0,06	1,42	0,45	17,74	9,35	0,01	0,01	0,01	0,02	0,05	0,002	0,012	0,05	0,08	0,10
0,02C+0,09N	0,02	1,47	0,44	17,68	9,20	0,01	0,01	0,01	0,02	0,05	0,003	0,012	0,09	0,06	0,10

Таблица 2

Химический состав исследованных плавок стали Х16Н11М3

Плавка	Химический состав, % масс.														
	C	Mn	Si	Cr	Ni	Cu	Mo	W	V	Ti	S	P	N	Al	Nb
0,08C+0,01N	0,0	1,32	0,70	16,15	10,98	0,03	2,26	0,02	0,01	0,0	0,00	0,011	0,01	0,06	0,01
0,06C+0,06N	0,06	1,45	0,57	15,72	11,10	0,03	2,30	0,02	0,01	0,05	0,002	0,011	0,06	0,06	0,11
0,02+0,06N	0,02	1,26	0,61	15,62	11,11	0,02	2,38	0,02	0,01	0,05	0,002	0,01	0,06	0,07	0,10

Учитывая характер воздействия окружающей среды на сталь в предэксплуатационный и эксплуатационный период в составе АЭУ БН, целесообразно рассмотреть влияние азота на стойкость против питтинговой коррозии стали марок Х18Н9 и Х16Н11М3 в условиях стояночной коррозии. В связи с этим исследования проводили в условиях, приближенных к натурным условиям хранения оборудования реакторных установок при строительстве (длительные испытания):

коррозионная среда – 3 %-й раствор NaCl в дистиллированной воде;

базовая продолжительность испытаний – 1000 и 3000 ч;

температура испытаний – 23 ± 2 °С.

С целью определения безопасных пределов изменения температуры и состава окружающей среды, обеспечивающих отсутствие очагов локальной коррозии в условиях хранения, монтажа, пуско-наладки и ввода в эксплуатацию оборудования перспективных реакторных установок (РУ) на быстрых нейтронах, были проведены ускоренные испытания образцов стали типа Х18Н9 и Х16Н11М3 и их сварных соединений на критическую температуру питтингообразования.

Испытания проводили на образцах 2×15×15 мм основного металла и образцах 2×15×60 мм, вырезанных из сварного соединения, для плавок с повышенным содержанием азота и пониженным содержанием углерода стали марок Х18Н9 и Х16Н11М3.

Химический состав проволоки и металла шва, выполненного сварочными материалами, приведен в табл. 3.

Таблица 3

Химический состав металла шва (наплавленный металл), выполненного сварочными материалами, использованными для изготовления сварных проб из стали марок Х18Н9 и 08Х16Н11М3

Способ сварки – материал	Содержание элементов, % масс.									Содержание феррита, % объемн.
	C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Mo	N_2	
РДС-48А-1	⩽0,09	⩽0,7	1,2–2,5	⩽0,025	⩽0,030	16,5–19,0	9,0–11,0	1,1–1,8	н.о.	2–5
АрДС-Св–04Х17Н10М2	⩽0,09	⩽0,7	0,8–2,0	⩽0,020	⩽0,030	16,0–18,5	9,0–11,0	1,0–2,0	н.о.	2–5

Примечание: н.о. – не определен.

Испытания на питтинговую коррозию проводили по химическому методу согласно ГОСТ 9.912-89 [17] в 10-%-м растворе треххлористого железа ($FeCl_3 \cdot 6H_2O$) и в 3-%-м растворе NaCl. Ускоренные испытания проводились на образцах на критическую температуру питтингообразования ($T_{ктп}$) основного металла и образцах, вырезанных из сварного соединения для плавок с пониженным содержанием углерода и повышенным содержанием азота стали Х18Н9 и Х16Н11М3. Испытания проводили по оригинальной методике в 10 %-м растворе $FeCl_3 \cdot 6H_2O$, приготовленном в соответствии с ГОСТ 9.912-89, при термостатировании испытательных ячеек и последовательном повышении температур от 0 до 25 °С через каждые 5 °С с выдержкой в течение 24 ч при каждой температуре. Точность поддержания температуры составляла ± 1 °С. Критическую температуру питтингообразования определяли как максимальную температуру, при которой не образуются питтинги.

Результаты экспериментов и их обсуждение

Основной металл

Исследовали основной металл стали Х18Н9 и Х16Н11М3 в условиях, приближенных к натурным условиям хранения оборудования РУ при строительстве, а именно в 3-%-м растворе NaCl при температуре испытаний 23 ± 2 °С. Полученные результаты показали, что после коррозионных испытаний в течение 1013 ч следов коррозии и питтингов видимого размера (при увеличении ×4 и ×10) на всех образцах не обнаружено (рис. 1). Отклонение потери массы образцов от средних значений составляло не более ± 37 %. Скорость общей (сплошной) коррозии в этих условиях можно оценить на уровне менее 0,0005 мм/год для большинства плавок. Исключением являются следующие плавки: сталь Х18Н9 с содержанием 0,09С+0,02N и сталь Х16Н11М3 с содержанием 0,08С+0,01N, для которых скорость общей коррозии составила соответственно 0,0007 и 0,00058 мм/год. Следует отметить, что и для плавки стали марки Х18Н9, содержащей 0,06С+0,05N, скорость коррозии составила 0,00056 мм/год.

Рис. 1. Поверхность образцов из стали Х16Н11М3 после испытаний в 3-% -м растворе NaCI длительностью 1013 ч

При втором осмотре, проведенном после 3029 часов испытаний, на образцах всех плавок стали марки Х18Н9 и одной плавки стали марки Х16Н11М3 (0,08С+0,01N) обнаружены (при увеличении ×10) одиночные питтинги на поверхности диаметром до 0,1 мм (рис. 2). Расчетная скорость коррозии, выраженная в г/см^{2}час, снизилась для образцов практически всех плавок. Максимальную стойкость против питтинговой коррозии показали образцы из стали Х16Н11М3 с минимальным содержанием углерода 0,02 %.

а)

б)

Рис. 2. Одиночные питтинги на поверхности образцов из стали Х18Н9 (*а*) и Х16Н11М3 (*б*) после испытаний в 3-%-м растворе NaCl длительностью 3029 ч

В табл. 4 представлены экспериментальные данные по стойкости стали марок Х18Н9 и Х16Н11М3 с различным содержанием углерода и азота к питтинговой коррозии в условиях, имитирующих условия хранения, монтажа и ввода в эксплуатацию оборудования РУ типа БН. Из полученных данных видно, что скорость коррозии в 3-%-м растворе NaCl убывает с увеличением содержания азота и уменьшением содержания углерода в стали. Динамика снижения скорости коррозии во времени показана на рис. 3.

Как видно из рис. 3, скорость коррозии сталей типа Х18Н9 и Х16Н11М3 в условиях, имитирующих условия стояночной коррозии, снижается при увеличении времени выдержки с 1013 до 3029 ч для всех плавок с различным содержанием азота и углерода. Тенденцию снижения скорости коррозии во времени можно объяснить закономерностью снижения скорости роста зародившихся питтингов по мере увеличения их глубины [18].

Таблица 4

Питтинговая коррозия в 3-%-м растворе NaCl образцов из стали марок Х18Н9 и Х16Н11М3 с различным содержанием углерода и азота

Марка стали	Плавка (содержание C и N, % масс.)	При продолжительности испытаний			
		1013 час.		3029 час.	
		Средние относительные потери массы, г/см^2 · 10^4	Средняя скорость коррозии, г/см^{2}ч · 10^4	Средние относительные потери массы, г/см^2 · 10^4	Средняя скорость коррозии, г/см^{2}ч · 10^4
Х18Н10	0,09 % C, 0,02 % N	0,638	0,00063	0,897	0,00033
	0,06 % C, 0,05 % N	0,509	0,00050	0,746	0,00027
	0,02 % C, 0,09 % N	0,379	0,00037	0,586	0,00021
Х16Н11М3	0,08 % C, 0,06 % N	0,526	0,00052	0,547	0,00020
	0,06 % C, 0,06 % N	0,431	0,00043	0,453	0,00016
	0,02 % C, 0,06 % N	0,241	0,00024	0,366	0,00013

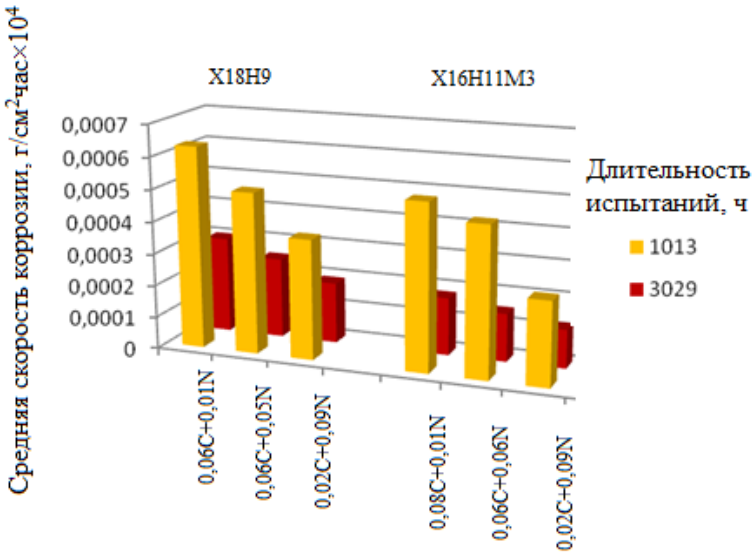


Рис. 3. Динамика изменения скорости стояночной коррозии для образцов различных плавок в 3-%-м растворе NaCl длительностью 1013 и 3029 ч. Содержание углерода и азота – в % масс.

Сварное соединение

Испытывали в 10-%-м растворе $FeCl_3 \cdot 6H_2O$ сварные соединения стали марок Х18Н9 и Х16Н11М3, выполненные ручной дуговой сваркой покрытыми электродами (РДС) и ручной аргонодуговой сваркой неплавящимся электродом с присадкой (АрДС). В результате ускоренных испытаний сварных соединений стали марок Х18Н9 и Х16Н11М3 установлено, что все образцы подверглись заметной питтинговой коррозии. Для образцов, изготовленных из сварных соединений стали Х18Н9, в зависимости от легирования и способа сварки питтинги располагаются как на поверхности основного металла (ОМ) и в зоне термического влияния (ЗТВ), так и на поверхности металла шва (МШ). На образцах из сварных соединений стали Х16Н11М3 большая часть питтингов располагается в металле сварного шва и в зоне термического влияния – на участке, непосредственно прилегающем к линии сплавления (ЛС), т.е. в околошовной зоне (ОШЗ), а также на участке ЗТВ, расположенном на расстоянии 2–3 мм от линии сплавления с металлом шва, где, предположительно, основной металл при сварке нагревался до температуры 750–550 °С.

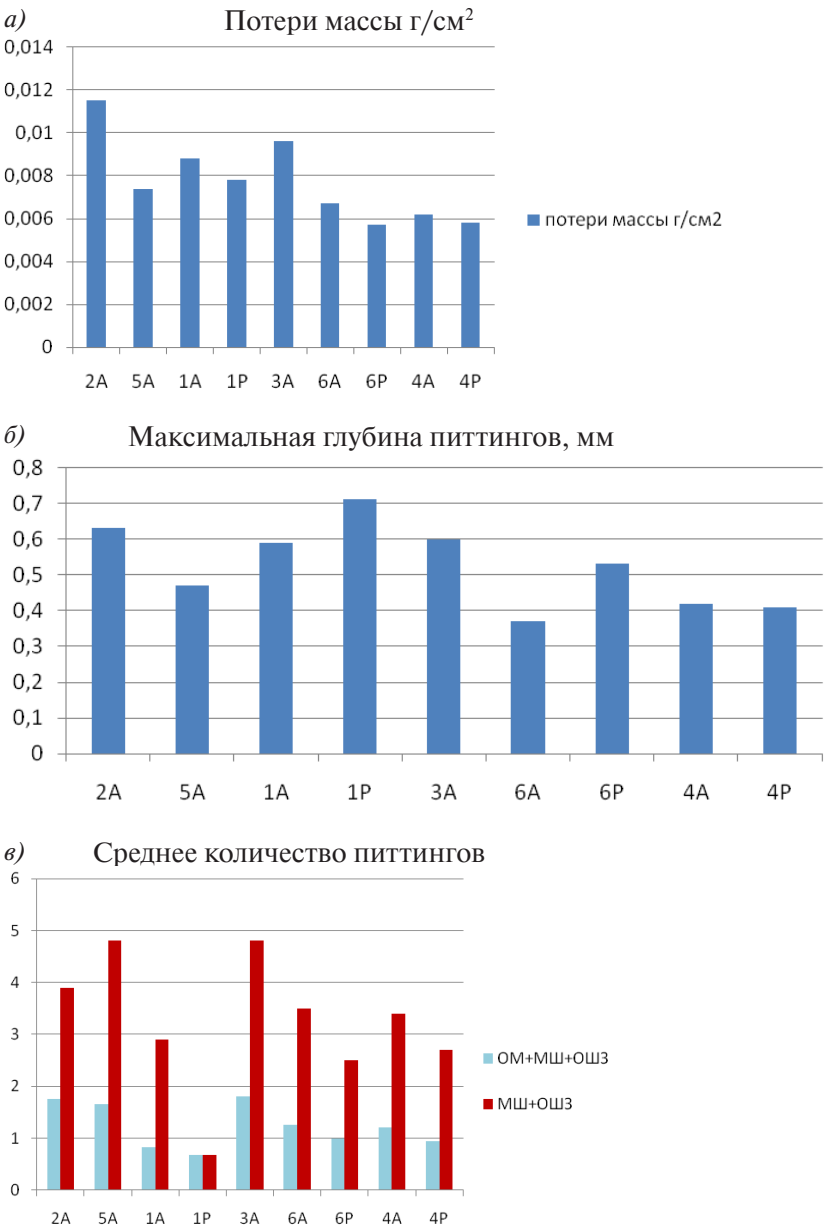
Средние относительные потери массы (в сравнении с потерями массы образцов основного металла), глубина питтингов и плотность их распределения по зонам сварных соединений представлены в табл. 5. По данным табл. 5 видно, что средние относительные потери массы на образцах сварных соединений стали Х18Н9 и Х16Н11М3 различных плавок существенно превышают потери на образцах основного металла тех же плавок.

Таблица 5

Результаты испытаний на питтинговую коррозию в 10-%-м растворе $FeCl_3+6H_2O$ образцов сварных соединений стали марок Х18Н9 и Х16Н11М3

Марка стали	Плавка (содержание С и N, % масс.)	Способ сварки	Обозначение образцов	Средние относительные потери массы (г/см²): Сварное соединение (Основной металл)	Максимальная глубина питтингов (до), мм	Среднее количество питтингов (в том числе в МШ и в ЗТВ) на 1 см²
Х18Н9	(0,09С+0,02N)	АрДС	2А1...2А4	0,0115 (0,00322)	0,56 – 0,63	1,75 (3,9)
	(0,06С+0,05N)	АрДС	5А1...5А4	0,0074 (0,00268)	0,35 – 0,47	1,65 (4,8)
	(0,02С+0,09N)	АрДС	1А1...1А4	0,0088 (0,00246)	0,55 – 0,59	0,83 (2,9)
	(0,02С+0,09N)	РДС	1Р1...1Р4	0,0078 (0,00246)	0,62 – 0,71	0,67 (0,67)
Х16Н11М3	(0,08С+0,01N)	АрДС	3А1...3А4	0,0096 (0,000259)	0,57 – 0,60	1,8 (4,8)
	(0,06С+0,06N)	АрДС	6А1...6А4	0,0067 (0,000256)	0,32 – 0,37	1,25 (3,5)
	(0,02С+0,06N)	АрДС	4А1...4А4	0,0062 (0,000181)	0,31 – 0,42	1,2 (3,4)
	(0,06С+0,06N)	РДС	6Р1...6Р4	0,0057 (0,000256)	0,38 – 0,53	1,0 (2,5)
	(0,02С+0,06N)	РДС	4Р1...4Р4	0,0058 (0,000181)	0,29 – 0,41	0,94 (2,7)

*Примечание: АрДС – ручная аргонодуговая сварка неплавящимся электродом с присадкой; РДС – ручная дуговая сварка покрытыми электродами



Х18Н9:
2А - (С=0,09/N=0,02) АрДС
5А – (С=0,06/N=0,05) АрДС
1А – (С=0,02/N=0,09) АрДС
1Р - (С=0,02/N=0,09) РДС
Х16Н11М3:
3А – (С=0,08/N=0,01) АрДС
6А – (С=0,06/N=0,06) АрДС
6Р - (С=0,06/N=0,06) РДС
4А – (С=0,02/N=0,06) АрДС
4Р - (С=0,02/N=0,06) РДС

Х18Н9:
2А - (С=0,09/N=0,02) АрДС
5А – (С=0,06/N=0,05) АрДС
1А – (С=0,02/N=0,09) АрДС
1Р - (С=0,02/N=0,09) РДС
Х16Н11М3:
3А – (С=0,08/N=0,01) АрДС
6А – (С=0,06/N=0,06) АрДС
6Р - (С=0,06/N=0,06) РДС
4А – (С=0,02/N=0,06) АрДС
4Р - (С=0,02/N=0,06) РДС

Х18Н9:
2А - (С=0,09/N=0,02) АрДС
5А – (С=0,06/N=0,05) АрДС
1А – (С=0,02/N=0,09) АрДС
1Р - (С=0,02/N=0,09) РДС
Х16Н11М3:
3А – (С=0,08/N=0,01) АрДС
6А – (С=0,06/N=0,06) АрДС
6Р - (С=0,06/N=0,06) РДС
4А – (С=0,02/N=0,06) АрДС
4Р - (С=0,02/N=0,06) РДС

Рис. 4. Средние относительные потери массы, г/см^2 (*а*); максимальная глубина питтингов, мм (*б*); среднее количество питтингов на 1 см^2 общей площади образцов (ОМ+МШ+ЗТВ), а также площади металла сварного шва и околошовной зоны (МШ+ЗТВ) (*в*)

На рис. 4 графически представлены средние относительные потери массы, максимальная глубина питтингов, среднее количество питтингов на единицу поверхности (в том числе в металле шва и околошовной зоны) на образцах из сварных соединений стали марок Х18Н9 и Х16Н11М3 разных составов, выполненных различными способами сварки.

Из рис. 4,*а* следует, что на образцах сварных соединений сохраняется тенденция снижения коррозионных потерь с повышением содержания азота и снижением содержания углерода в металле соответствующих плавок. Видно также, что для образцов сварных соединений повышение содержания молибдена в основном металле (сталь Х16Н11М3 по сравнению со сталью Х18Н9) снижает коррозионные потери весьма незначительно. Очевидно, для сварных образцов стали Х16Н11М3 это связано с увеличением доли потерь, приходящихся на металл шва и ЗТВ.

Максимальная глубина питтингов в образцах сварных соединений (рис. 4,*б*) слабо зависит от плавочного химического состава основного металла и способа сварки. По-видимому, наибольшее влияние на глубину питтингов оказывает время до их зарождения, которое зависит от количества неметаллических включений, в том числе карбидной фазы, в металле сварного шва и зоне термического влияния.

Плотность распределения питтингов по поверхности образцов и зонам сварных соединений (рис. 4,*в*) существенно зависит от химического состава основного металла, металла шва и способа сварки. Минимальное число питтингов как в основном металле, так и в металле шва наблюдается при ручной дуговой сварке покрытыми электродами. При этом глубина питтингов примерно на 0,2 мм выше, чем при ручной аргонодуговой сварке неплавящимся электродом с присадочной проволокой.

На рис. 5, 6 представлены фотографии характерного расположения питтингов на образцах сварных соединений.

В табл. 6, 7 приведены обобщенные результаты визуального осмотра и анализа количества и характера расположения питтингов на сварных образцах соответственно из стали марки Х18Н9 и Х16Н11М3.

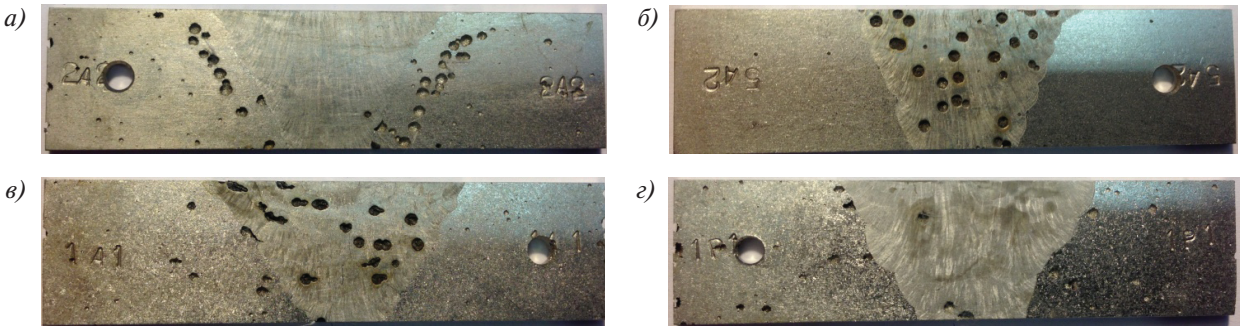


Рис. 5. Распределение питтингов на поверхности образцов из сварных соединений стали Х18Н9, выполненных ручной аргонодуговой сваркой неплавящимся электродом с присадочной проволокой марки Св-04Х17Н10М2 (*а*–*в*) и ручной дуговой сварки покрытыми электродами марки 48А-1 (*г*):
а – плавка с 0,09С+0,02N; *б* – плавка с 0,06С+0,05N; *в* – плавка с 0,02С+0,09N; *г* – плавка с 0,02С+0,09N

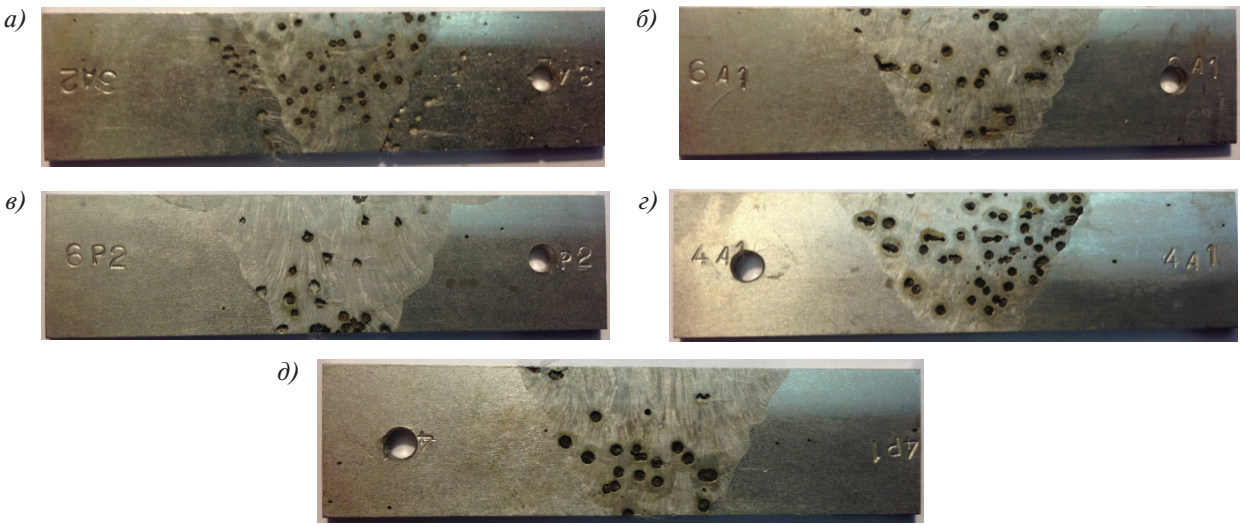


Рис. 6. Распределение питтингов на поверхности образцов из сварных соединений стали Х16Н11М3, выполненных ручной аргонодуговой сваркой неплавящимся электродом с присадочной проволокой марки Св-04Х17Н10М2 (*а*, *б*, *г*) и ручной дуговой сваркой покрытыми электродами марки 48А-1 (*в*, *д*):
а – плавка с 0,08С+0,01N; *б* – плавка с 0,06С+0,06N; *в* – плавка с 0,06С+0,06N; *г* – плавка с 0,02С+0,06N; *д* – плавка с 0,02С+0,06N

Таблица 6

Результаты визуального осмотра сварных образцов стали Х18Н9

Способ сварки	Содержание C+N, % масс.	Расположение питтингов	Количество питтингов
АрДС	0,09+0,02 0,06+0,05 0,02+0,09	ЗТВ МШ МШ+ЗТВ+ОМ	33 25 20+4+4
РДС	0,02+0,09	МШ+ЗТВ+ОМ	3+4+3

Таблица 7

Результаты визуального осмотра сварных образцов стали Х16Н11М3

Способ сварки	Содержание C+N, % масс.	Расположение питтингов	Количество питтингов
АрДС	0,08+0,01 0,06+0,06 0,02+0,06	МШ+ЗТВ+ОМ МШ МШ (корневая часть)	37+30+7 26 51
РДС	0,06+0,06 0,02+0,06	МШ МШ (корневая часть)	23 23

В стали Х18Н9 (рис. 5,*а*) с содержанием 0,09C+0,02N при применении ручной аргонодуговой сваркой неплавящимся электродом питтинги располагаются преимущественно в зоне термического влияния на расстоянии 2–3 мм от границы сплавления с металлом шва. Это можно объяснить высоким содержанием углерода в основном металле базового состава (0,09 % масс.). Такое содержание углерода в стали при сварке может приводить к выделению значительного количества карбидов хрома в зоне термического влияния сварных соединений и соответствующему обеднению хромом участков как зоны термического влияния, так и в металле шва вблизи с линией сплавления. В случае частичной замены углерода азотом питтинги располагаются преимущественно в металле сварного шва (рис. 5,*б*). Дальнейшее повышение содержание азота до 0,09 % масс. (рис. 5,*в*) и снижение углерода до 0,02 % масс. приводит к смещению питтингов в металл шва, а также в зону термического влияния и основной металл. При этом общее количество и плотность питтингов в зоне термического влияния и основном металле сварного соединения плавки с минимальным содержанием углерода и максимальным содержанием азота заметно ниже, чем на образцах сварных соединений плавки с содержанием углерода 0,09 % масс. и азота 0,02 % масс.

Из табл. 6 видно, что при выполнении сварных соединений стали Х18Н9 плавки с содержанием углерода 0,02 % масс. и азота 0,09 % масс. количество питтингов в металле шва уменьшается в 4–7 раз (рис. 5,*г*) при использовании ручной дуговой сварки покрытыми электродами.

В стали Х16Н11М3 с максимальным содержанием углерода 0,08 % масс. и минимальным содержанием азота 0,01 % масс. питтинги располагаются преимущественно в металле шва и зоне термического влияния (рис. 6,*а*). Замена части углерода на азот способствует тому, что питтинги располагаются преимущественно по поверхности металла шва (рис. 6,*б*). При уменьшении содержания углерода до 0,02 % масс. питтинги располагаются в металле шва. При этом изменение способа сварки с аргонодуговой на ручную приводит к уменьшению количества питтингов и к изменению их местоположения – питтинги располагаются преимущественно в корневой части сварного шва.

Наиболее вероятной причиной смещения зоны образования питтингов в металл шва сварных соединений стали марок Х16Н11М3 и Х18Н9 различной легированности может быть изменение знака разности потенциалов основного металла и металла шва, связанное с увеличением содержания азота и снижением содержания углерода в основном металле.

Таким образом, в ходе проведенных ускоренных испытаний сварных соединений сталей Х18Н9 и Х16Н11М3 установлено, что снижение содержания углерода при повышении содержания азота приводит к уменьшению коррозионных потерь, максимальной глубины питтингов и их среднего количества. При этом применение ручной дуговой сварки покрытыми электродами более предпочтительно, поскольку обеспечивает существенное уменьшение коррозионных потерь, максимальной глубины питтингов и их среднего количества по сравнению с ручной аргонодуговой сваркой неплавящимся электродом с присадкой.

Определение критической температуры питтингообразования

Результаты испытаний образцов стали Х18Н9 плавки с 0,02С+0,09N и стали Х16Н11М3 плавки с 0,02С+0,06N на критическую температуру питтингообразования ($T_{\text{КТП}}$) представлены в табл. 8.

Из полученных экспериментальных данных следует, что критическая температура питтингообразования на образцах из основного металла – стали Х18Н9 плавки с содержанием 0,02 % масс. углерода и 0,09 % масс. азота – находится в диапазоне выше 5, но ниже 10 °С. Консервативно принимаем $T_{ктп02\text{Х18Н9А}}$ = +5 °С. Для стали Х16Н11М3 с содержанием 0,02 % масс. углерода и 0,06 % масс. азота критическая температура питтингообразования находится в диапазоне выше 15, но ниже 20 °С. Консервативно принимаем $T_{ктп02\text{Х16Н11М3А}}$ = +15 °С.

Следует отметить, что критическая температура питтингообразования – относительная характеристика, так как она существенно зависит от концентрации хлоридов и окислителя в растворе. Например, для стали марки AISI 316L (типа 03Х17Н12М2) в 10-%-м растворе $FeCl_3 \cdot 6H_2O$ значение $T_{\text{КТП}}$ составляет 15 °С, а в 1М растворе NaCl (5,85 % NaCl, или 35,5 г/л хлоридов) величина $T_{\text{КТП}}$ равна 23 °С. При этом в условиях эксплуатации теплообменных трубок из стали AISI 316L в конденсаторах АЭС, охлаждаемых пресной водой с максимальной температурой до 40 °С и содержанием хлоридов до 750 мг/л, питтинговая коррозия не была отмечена [19–21]. По данным эксплуатации трубок теплообменников при концентрации хлоридов до 300 мг/л риск питтинговой коррозии возникает для стали AISI 304L (типа 03Х18Н9) при температуре выше 35 °С, а для стали AISI 316L – при температуре выше 65 °С [22, 23].

Таким образом, можно принять, что температура безопасной эксплуатации в условиях воздействия конденсата атмосферной влаги для стали Х18Н9 на 25 °С, а для стали Х16Н11М3 на 35 °С выше их критических температур питтингообразования. С учетом этого, температура безопасной эксплуатации материалов корпусных элементов оборудования перспективных энергетических установок в условиях воздействия конденсата атмосферной влаги составляет:

+30 °С для модернизированной стали Х18Н9 с содержанием 0,02 % масс. углерода и 0,09 % масс. азота;

+50 °С для модернизированной стали Х16Н11М3 с содержанием 0,02 % масс. углерода и 0,06 % масс. азота.

Таблица 8

Результаты испытаний на критическую температуру питтингообразования образцов стали Х18Н9 и Х16Н11М3 в 10 %-м растворе $FeCl_3 \cdot 6H_2O$

Тип стали	Содержание C+N, % масс.	Маркировка образцов	Температура испытаний, °С			
			5	10	15	20
Х18Н9	0,02+0,09	0,1–0,5	Питтингов нет	Питтинги на всех образцах	–	–
Х16Н11М3	0,02+0,06	9,1–9,5	Питтингов нет	Питтингов нет	Питтингов нет	Питтинги на всех образцах

Выводы

1. В результате испытаний стали марок Х18Н9 и Х16Н11М3 различных плавок на питтинговую коррозию применительно к условиям стояночной коррозии на временной базе более 1000 часов установлено, что скорость этих видов коррозии не превышает 0,0007 мм/год при длительности испытаний 1013 ч и не превышает 0,00033 мм/год при длительности испытаний 3029 ч. При этом скорость коррозии снижается с уменьшением содержания углерода с 0,09 до 0,02 % масс. и повышением содержания азота с 0,02 до 0,09 % масс. не менее чем в 1,5 раза для обеих марок стали.

2. В результате ускоренных сравнительных испытаний на питтинговую коррозию образцов сварных соединений стали типа Х18Н9 и Х16Н11М3 различных составов, выполненных различными методами сварки (аргоно-дуговая и ручная дуговая), установлено, что потери массы сварных образцов стали Х18Н9 различных плавок в 2,8–3,6 раза выше, а на сварных образцах из стали Х16Н11М3 в 26–37 раз выше, чем потери массы на образцах основного металла. Сравнительно лучшие результаты по сопротивлению развитию питтинговой коррозии проявляют сварные образцы стали марки 10Х18Н9 с содержанием углерода 0,02 % масс. и азота 0,09 % масс. и стали марки Х16Н11М3 с содержанием углерода 0,02 % масс. и азота 0,06 % масс.

3. Уменьшение содержания углерода с 0,09 до 0,02 % масс. приводит к смещению области образования питтингов из зоны термического влияния в сторону металла шва для обеих исследованных сталей.

4. Применение ручной сварки покрытыми электродами по сравнению с аргонодуговой сваркой неплавящимся электродом с присадкой позволяет уменьшить коррозионные потери, среднее количества питтингов и максимальную глубину питтингов для обеих сталей – Х18Н9 и Х16Н11М3.

5. Экспериментально оценена температура безопасной эксплуатации материалов корпусных элементов оборудования перспективных энергетических установок в условиях воздействия конденсата атмосферной влаги, которая составляет +30 °С для стали Х18Н9 с содержанием 0,02 % масс. углерода и 0,09 % масс. азота и +50 °С для стали Х16Н11М3 с содержанием 0,02 % масс. углерода и 0,06 % масс. азота.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Карзов Г.П., Кудрявцев А.С., Марков В.Г., Гришмановская Р.Н., Трапезников Ю.М., Ананьева М.А.** Разработка конструкционных материалов для атомных энергетических установок на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем // Вопросы материаловедения. 2005. № 2 (82). С. 23–33.

2. **Горынин И.В., Трапезников Ю.М., Марков В.Г., Гришмановская Р.Н., Ананьева М.А., Курсевич И.П.** Разработка и выбор материалов для быстрых реакторов с натриевым теплоносителем // Металловедение и термическая обработка металлов. 1999. № 9. С. 24–31.

3. **Фукс М.Д., Зеленин Ю.В., Кондратьев С.Ю.** Исследование качества металла толстостенных труб из коррозионно-стойких сталей // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 2. С. 36–38.

4. **Николаев Ю.К., Зеленин Ю.В., Кондратьев С.Ю.** Влияние структуры металла шва на характер разрушения сварных соединений аустенитных сталей // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Серия: Наука и образование. 2011. № 2 (122). С. 120–128.

5. **Трапезников Ю.М., Тимофеев Б.Т., Шарова В.А.** Возможность использования азотистых сталей в реакторных установках типа БН. // Сб. докладов, XI международная конференция «Проблемы материаловедения при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС», 14-18 июня 2010 г. С. 278-286. / ФГУП «ЦНИИ КМ «Прометей».

6. **Crette J. P.** Review of The Western European Breeder Programs // Energy. 1998. Vol. 23. № 7/8. P. 581–591.

7. **Massoud Simnad**. Overview of Fast Breeder Reactors // Energy. 1998. Vol. 23. № 7/8. P. 523–531.

8. **Shunsuke Kondo.** History and Perspective of Fast Breeder Reactor Development in Japan // Energy. 1998. Vol. 23. № 7/8. P. 619–627.

9. **Mudali U.K., Raj B.** High-nitrogen Steels and Stainless Steels-Manufacturing Properties and Applications / Alpha Science International Ltd. Pangbourne, UK. 2004. 253 p.

10. **Hiroyuki Uchida, Masayuki Fujiwara.** The Effect of Nitrogen Content on Creep Rupture Strength of Low Carbon Type 316 Austenitic Stainless Steel // Tetsu-to-Hagane. 1996. Vol. 82. № 6. P. 514–519.

11. **Shin J.K., Nam S.W., Lee S.C.** A Study of Nitrogen Effect on the Characteristics of Creep-Rupture in 18Cr-9Ni Austenitic Steels // Key Engineering Materials. 2005. Vol. 297-300. P. 409–414.

12. **Speidel M.O.** Nitrogen Containing Austenitic Stainless Steels Mat-wiss // Werkstofftech. 2006. Vol. 37. № 10. P. 875–880.

13. **Lo K.H., Shek C.H., Lai J.K.L.** Recent development in stainless steels // Mater. Sci. Eng. R. 2009. Vol. 65. P. 39–104.

14. **Фельдгандер Э.Г., Савкина Л.Я.** Азот в коррозионностойких сталях // Черная металлургия. 1990. № 11. С. 24–34.

15. **Levey P.R., Van Bennekom A.A.** Mechanistic study of the effects of nitrogen on the corrosion properties of stainless steels // Corrosion NACE. 1995. № 7. P. 27-33.

16. Структура и коррозия металлов и сплавов: Атлас. Справ. изд. / Под ред. Е.А. Ульянина. М.: Металлургия, 1989. 400 с.

17. **Горынин И.В. Карзов Г.П., Марков В.Г., Трапезников Ю.М., Гришмановская Р.Н., Ананьева М.А., Бережко Б.И., Терещенко А.Г.** Материалы и технологии, обеспечивающие работоспособность оборудования АЭУ с жидкометаллическими теплоносителями // Вопросы материаловедения. 1999. № 3 (20). С. 85–105.

18. **ГОСТ 9.912-89.** Единая система защиты от коррозии и старения. Стали и сплавы коррозионностойкие. Методы ускоренных испытаний на стойкость к питтинговой коррозии. М., 1989. 37 с.

19. **Карзов Г.П., Суворов С.А., Федорова В.А., Филиппов А.В.** Оценка динамики зарождения и развития повреждений теплообменных труб парогенераторов типа ПГВ-1000 в рабочих режимах // 7-й Международный семинар по горизонтальным парогенераторам. 3-5 октября 2006. Сб. тр., ФГУП ОКБ «Гидропресс». 2006. 240 с.

20. **Уайэтт Л.М.** Материалы ядерных энергетических установок. М.: Атомиздат, 1979. 256 с.

21. Коррозионная стойкость реакторных материалов: Справочник / Под ред. В.В. Герасимова. М.: Атомиздат, 1976. 512 с.

22. Power Engineering // Materials Performance. 1981. № 10. P. 19–26.

23. High Alloyed Austenitic Stainless Steel / Техническая информация фирмы Avesta Polarit Stainless. 2009. 12 p.

REFERENCES

1. **Karzov G.P., Kudryavtsev A.S., Markov V.G., Grishmanovskaya R.N., Trapeznikov Yu.M., Ananyeva M.A.** Razrabotka konstruktsionnykh materialov dlya atomnykh energeticheskikh ustanovok na bystrykh neytronakh s natriyevym teplonositelem. *Voprosy materialovedeniya*. 2005. № 2 (82). S. 23-33. (rus.)

2. **Gorynin I.V., Trapeznikov Yu.M., Markov V.G., Grishmanovskaya R.N., Ananyeva M.A., Kursevich I.P.** Razrabotka i vybor materialov dlya bystrykh reaktorov s natriyevym teplonositelem. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov.* 1999. № 9. S. 24-31. (rus.)

3. **Fuks M.D., Zelenin Yu.V., Kondratyev S.Yu.** Issledovaniye kachestva metalla tolstostennykh trub iz korrozionno-stoykikh staley. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii.* 2012. № 2. S. 36-38. (rus.)

4. **Nikolayev Yu.K., Zelenin Yu.V., Kondratyev S.Yu.** Vliyaniye struktury metalla shva na kharakter razrusheniya svarnykh soyedineniy austenitnykh staley. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. Seriya Nauka i obrazovaniye.* 2011. № 2 (122). S. 120-128. (rus.)

5. **Trapeznikov Yu.M., Timofeyev B.T., Sharova V.A.** Vozmozhnost ispolzovaniya azotistykh staley v reaktornykh ustanovkakh tipa BN. *Sb. dokladov, KhI mezhdunarodnaya konferentsiya «Problemy materialovedeniya pri proyektirovanii, izgotovlenii i ekspluatatsii oborudovaniya AES».* 14-18 iyunya 2010 / FGUP «TsNII KM «Prometey». S. 278-286. (rus.)

6. **Crette J. P.** Review of The Western European Breeder Programs. *Energy.* 1998. Vol. 23. № 7/8. P. 581-591.

7. **Massoud Simnad**. Overview of Fast Breeder Reactors. *Energy.* 1998. Vol. 23. № 7/8. P. 523-531.

8. **Shunsuke Kondo**. History and Perspective of Fast Breeder Reactor Development in Japan. *Energy.* 1998. Vol. 23. № 7/8. P. 619-627.

9. **Mudali U.K., Raj B.** High-nitrogen Steels and Stainless Steels-Manufacturing Properties and Applications / Alpha Science International Ltd. Pangbourne, UK. 2004. 253 p.

10. **Hiroyuki Uchida, Masayuki Fujiwara.** The Effect of Nitrogen Content on Creep Rupture Strength of Low Carbon Type 316 Austenitic Stainless Steel. *Tetsu-to-Hagane.* 1996. Vol. 82. № 6. P. 514-519.

11. **Shin J.K., Nam S.W., Lee S.C.** A Study of Nitrogen Effect on the Characteristics of Creep-Rupture in 18Cr-9Ni Austenitic Steels. *Key Engineering Materials*. 2005. Vols. 297-300. P. 409-414.

12. **Speidel M.O.** Nitrogen Containing Austenitic Stainless Steels Mat-wiss. *Werkstofftech*. 2006. Vol. 37. № 10. P. 875-880.

13. **Lo K.H., Shek C.H., Lai J.K.L.** Recent development in stainless steels. *Mater. Sci. Eng. R.* 2009. Vol. 65. P. 39-104.

14. **Feldgander E.G., Savkina L.Ya.** Azot v korrozionnostoykikh stalyakh. *Chernaya metallurgiya*. 1990. № 11. S. 24-34. (rus.)

15. **Levey P.R., Van Bennekom A.A.** Mechanistic study of the effects of nitrogen on the corrosion properties of stainless steels. *Corrosion NACE.* 1995. № 7. P. 27-33.

16. Struktura i korroziya metallov i splavov: Atlas. Sprav. izd. / Pod red. Ye.A. Ulyanina. M.: Metallurgiya, 1989, 400 s. (rus.)

17. **Gorynin I.V. Karzov G.P., Markov V.G., Trapeznikov Yu.M., Grishmanovskaya R.N., Ananyeva M.A.,**

Berezhko B.I., Tereshchenko A.G. Materialy i tekhnologii, obespechivayushchiye rabotosposobnost oborudovaniya AEU s zhidkometallicheskimi teplonositelyami. *Voprosy materialovedeniya*. 1999. № 3 (20). S. 85-105. (rus.)

18. **GOST 9.912-89.** Yedinaya sistema zashchity ot korrozii i stareniya. Stali i splavy korrozionno-stoykiye. Metody uskorennykh ispytaniy na stoykost k pittingovoy korrozii. M., 1989. 37 s.

19. **Karzov G.P., Suvorov S.A., Fedorova V.A., Filippov A.V.** Otsenka dinamiki zarozhdeniya i razvitiya povrezhdeniy teploobmennykh trub parogeneratorov tipa PGV-1000 v rabochikh rezhimakh. 7-*y Mezhdunarodnyy seminar po gorizontalnym parogeneratoram*. 3-5 *oktyabrya 2006. Sb. tr., FGUP OKB «Gidropress»*. 2006. 240 s. (rus.)

20. **Uayett L.M.** Materialy yadernykh energeticheskikh ustanovok. M.: Atomizdat, 1979. 256 s. (rus.)

21. Korrozionnaya stoykost reaktornykh materialov. Spravochnik / Pod red. V.V. Gerasimova. M.: Atomizdat, 1976. 512 s. (rus.)

22. Power Engineering. *Materials Performance.* 1981. № 10. P. 19-26.

23. High Alloyed Austenitic Stainless Steel / Tekhnicheskaya informatsiya firmy Avesta Polarit Stainless, 2009. 12 p.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

АРТЕМЬЕВА Дарина Александровна – инженер 1 категории Федерального государственного унитарного предприятия «Центральный научно-исследовательский институт конструкционных материалов «Прометей»».
191015, Санкт-Петербург, Шпалерная ул., д. 49.
E-mail: yarda6@yandex.ru

ARTEMYEVA Darina A. – Central Research Institute of Structural Materials “Prometey”.
49, Shpalernaya str., St.-Petersburg, Russia, 191015.
E-mail: yarda6@yandex.ru

ХАЙДОРОВ Александр Дмитриевич – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: haidorow@yandex.ru

HAIDOROV Aleksandr D. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: haidorow@yandex.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.22
УДК 669.1.017:621.78:620.18

В.И. Горынин, М.И. Оленин

ДОПОЛНИТЕЛЬНОЕ СТАРЕНИЕ КАК СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ ХЛАДОСТОЙКОСТИ СТАЛЕЙ ПЕРЛИТНОГО КЛАССА

V.I. Gorynin, M.I. Olenin

ADDITIONAL AGING AS A MEANS FOR INCREASING THE COLD RESISTANCE OF PEARLITIC STEELS

Проведено комплексное исследование температурно-временных параметров и структурных изменений при старении термоулучшенной крепежной стали перлитного класса марки 25Х1МФ. Установлено, что старение при температуре 450 °С после термического улучшения приводит к уменьшению параметра решетки феррита. Это обеспечивает снижение содержания углерода в ферритной матрице за счет выделения избыточного углерода в виде цементита и последующей коагуляции карбидных частиц.Показано, что старение при температуре 450 °С с выдержкой 5 час позволяет повысить хладостойкость исследуемой стали более чем в 2,5 раза. Критическая температура хрупкости стали 25Х1МФ снижается от минус 15-17 °С до минус 43-45 °С, а ударная вязкость при температуре минус 20 °С повышается в 2,5-3 раза. Полученные экспериментальные результаты позволяют обосновать целесообразность проведения дополнительного старения для сталей исследованного класса.

СТАЛЬ; МИКРОСТРУКТУРА; МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА; ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА; ХЛАДОСТОЙКОСТЬ.

A comprehensive study of temperature-time parameters and structural changes during aging of pearlitic class steel 25KH1MF was carried out. It was found that aging at a temperature of 450 °C after heat improvement leads to a decrease of the lattice parameter of ferrite. This provides a reduction in carbon content in the ferritic matrix due to the allocation of excess carbon in the form of cementite and subsequent coagulation of carbide particles. It is shown that aging at a temperature of 450 °C with exposure for 5 hours allows to increase the cold resistance of the investigated steel by more than 2.5 times. The critical brittleness temperature of the 25KH1MF steel decreased from -15...-17 to -43...-45 °C, while impact strength increased by 2.5-3 times at a temperature of -20 °C.

STEEL; MICROSTRUCTURE; MECHANICAL PROPERTIES; HEAT TREATMENT; COLD RESISTANCE.

Введение

Развитие общего машиностроения неразрывно связано с использованием элементов оборудования из хладостойких сталей и сплавов. Известно, что при низких температурах количество поломок оборудования возрастает более чем в два раза [1]. Поэтому актуальна задача повышения хладостойкости конструкционных материалов для нагруженных крепежных деталей. Необходим новый подход к повышению хладостойкости сталей, в том числе используемых для крепежных резьбовых соединений, как, например, перлитная сталь марки 25Х1МФ (ЭИ 10).

Известно, что для получения оптимальных прочностных и вязкопластических свойств конструкционные стали перлитного класса подвергают термическому улучшению – закалке и высокому отпуску. Однако, если эти стали имеют достаточно высокие прочностные и удовлетворительные пластические свойства, они могут

обладать пониженной хладостойкостью. Считается, что основная причина снижения хладостойкости сталей связана с их структурой [2–6], а именно – с наличием в структуре стали феррита, имеющего ОЦК-решетку. Известно,что металлы и сплавы с ОЦК- и ГПУ-решетками хладноломки [7], в то время как металлы и сплавы с ГЦК-решеткой – хладостойки.

Можно было бы предположить, что хладноломкость феррита, имеющего ОЦК-решетку, связана с малым количеством плоскостей спайности (скольжения), затрудняющих перемещение дислокаций. Однако в [8] показано, что в ОЦК-решетке скольжение осуществляется по плоскостям {110} и {112}, количество которых значительно больше, чем в ГЦК-решетке. Следовательно, точка зрения, объясняющая возможность снижения хладостойкости стали наличием ОЦК-решетки в матрице, содержащей феррит, не правомерна.

В [7] исследовали хладостойкость монокристалла особочистого железа зонной плавки. Было показано, что металл хладостоек до минус 269 °С. В [9] исследовали хладостойкость стали, содержащей 0,005 % углерода. Установлено, что ударные образцы, испытанные при температуре минус 100 °С при изгибе только деформировались, не разрушаясь. Таким образом, можно считать, что непересыщенный по углероду феррит хладостоек.

Охрупчивание перлитных сталей можно связать с тем, что, наряду с ферритом, в структуре стали присутствуют карбиды, в частности третичный цементит. Так, например, введение в сталь всего лишь 0,03 % углерода приводит к снижению хладостойкости стали [7]. Однако необходимо учитывать, что сталь без карбидов не обладает достаточной прочностью и, следовательно, не имеет широкого применения.

В связи с этим с целью повышения хладостойкости стали, содержащей достаточное количество углерода, необходимо обеспечить управление процессом карбидообразования, добиваясь коагуляции карбидной фазы.

В [10] показано,что проведение закалки стали от температур ниже точки Ac_1(400–700 °С) после термического улучшения приводит к повышению твердости на 20–30 %. Авторы [10] связывают возрастание твердости с растворе-нием в феррите третичного цементита. Увеличение твердости стали, несомненно, приводит к снижению ее хладостойкости.

Следовательно, охрупчивание сталей перлитного класса может быть также связано с пересыщением ферритной матрицы по углероду.

Предложенная нами технология термической обработки феррито-перлитной стали типа 09Г2С [11] за счет проведения после термического улучшения дополнительной термической обработки старения при температуре 450 °С с охлаждением на воздухе позволила сместить критическую температуру хрупкости (КТХ) $Тк_о$ на 20–30 °С в область более низких температур [11]. Особенность такой дополнительной термической обработки – в том, что во время старения при температуре 450 °С с выдержкой 3–10 ч протекают два процесса: выделение из ферритной матрицы углерода и коагуляция выделившихся карбидов цементитного типа.

Цель работы – исследовать влияние на хладостойкость высокопрочной крепежной стали 25Х1МФ дополнительной термической обработки – старения после термического улучшения.

Методика и материалы исследования

Для исследования влияния температурно-временных параметров дополнительного старения на хладостойкость сталей перлитного класса использовали кольцевые поковки из крепежной стали марки 25Х1МФ производства ЗАО ВМЗ «Красный Октябрь» Ø=130×30×120 мм (заготовки для гаек) и круглые поковки Ø100 мм (заготовки для шпилек). Химический состав стали следующий (в масс. %):

C.....0,24
Si.....0,24
Mn.....0,54
S.....0,011
P.....0,010
Cr.....1,66
Ni.....0,26
V.....0,19
Mo.....0,3
Fe.....ост.

Металлографические исследования проводили путем изготовления и травления микрошлифов, полученных из образцов после испытаний на ударный изгиб, с использованием

комплексной лаборатории пробоподготовки фирмы ATM. Для выявления микроструктуры применялось химическое травление шлифов в течение 2–3 сек. спиртовым раствором азотной кислоты: HNO_3 – 4 мл, C_2H_5OH – 96 мл. Для металлографических исследований применяли световой металлографический микроскоп «UNIMET SERIESMR», оснащенный цифровой камерой EPSON 3100Z.

Качественный анализ структурно-фазового состояния исследуемых сталей состоял в выявлении методами оптической металлографии, оценке и классификации основных структурных составляющих и их характерных элементов.

Количественный анализ структурно-фазового состояния исследуемых сталей включал в себя следующее:

оценку относительной доли основных структурных составляющих;

определение размеров характерных структурных элементов.

При количественной аттестации структурно-фазового состояния использовали металлографический комплекс, оснащенный программой «Image Expert Professional 3.0», которая служила графическим анализатором двухмерных изображений металлографических структур.

Рентгеноструктурный качественный фазовый анализ проводили на дифрактометре Rigaku ULTIMA IV с обрабатывающим комплексом PDXL.

Ударную вязкость определяли на образцах 11 типа по ГОСТ 9454-78 при температурах от минус 50 до плюс 20 °С. Оценка механических свойств стали при статических испытаниях на растяжение выполнялась на пятикратных стандартных образцах по ГОСТ 1497-84 [12].

Результаты экспериментальных исследований

Традиционные режимы закалки и отпуска не позволяют в полной мере обеспечить максимально высокие значения хладостойкости сталей перлитного класса. Повышение хладостойкости стали может быть достигнуто за счет оптимизации ее структуры.

Согласно термокинетической диаграмме (рис. 1) в процессе распада аустенита от температур 900–880 °С с учетом унифицированных кривых охлаждения центра в масле материал при охлаждении после закалки в масле мог приобрести мартенситную или бейнитную структуру в зависимости от диаметра. В частности, в центре заготовок диаметром 30 и 100 мм после закалки могла образоваться бейнитная структура (см. рис. 1). Как будет показано далее, металлографические исследования подтвердили данное предположение (рис. 2).

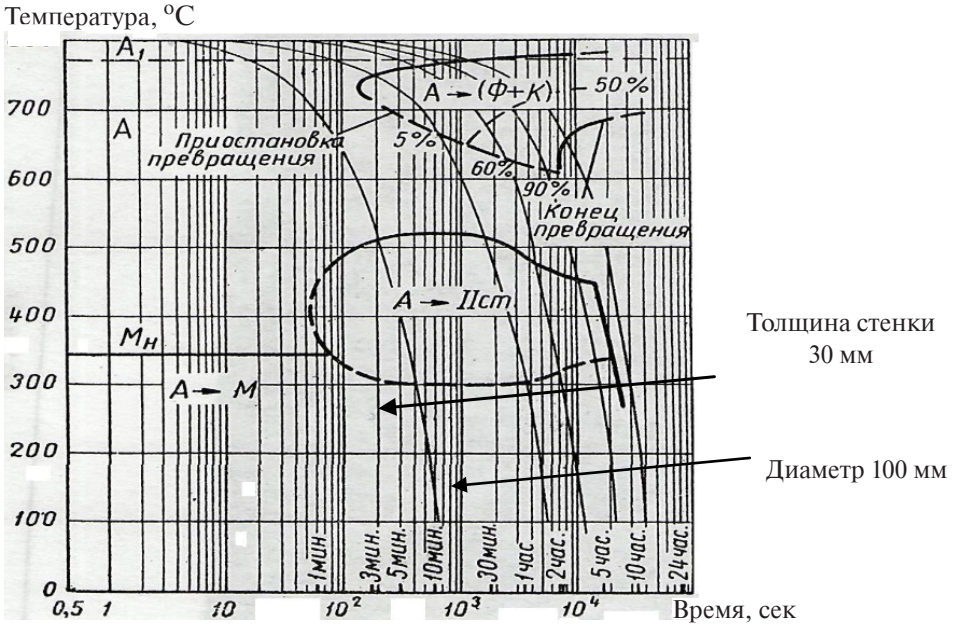


Рис. 1. Термокинетическая диаграмма стали марки 25Х1МФ

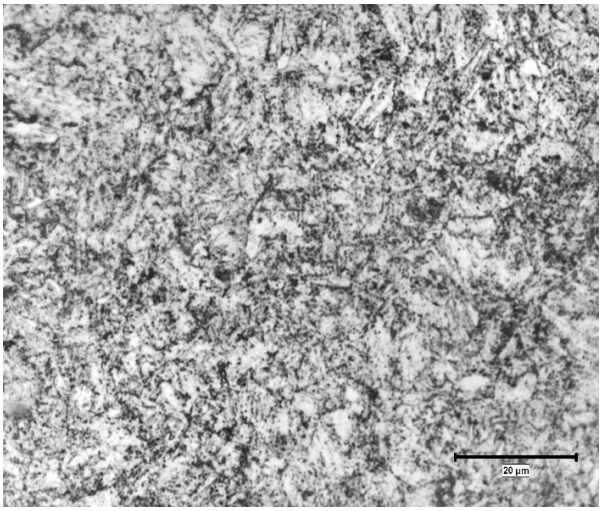


Рис. 2. Микроструктура центра заготовки Ø×30 мм из стали марки 25Х1МФ ($\sigma_{0,2}$ = 1030 ×Па) после закалки и высокого отпуска (×1000)

Режим окончательной термической обработки поковок включал закалку в масле от температуры 880–890 °С и отпуска при температуре 615–635 °С вместо 640 °С. Снижение температуры отпуска привело к возрастанию прочностных свойств. Так, предел текучести материала увеличился с 667 до 1030 МПа. После закалки и высокого отпуска сталь 25Х1МФ приобрела сорбитообразную структуру (см. рис. 2). При этом значение ударной вязкости KCV^{-20} составило 57 Дж/см^2.

Дальнейшие исследования были направлены на разработку режима, обеспечивающего выделение из ферритной матрицы углерода и коагуляцию выделившегося из феррита цементита.

Для этого после термического улучшения была проведена дополнительная обработка – старение стали при температуре 450 °С с выдержкой 3, 5 и 10 ч – и исследовано влияние режимов данной термической обработки на механические свойства, ударную вязкость и вязкую составляющую в изломе.

Результаты испытания образцов, вырезанных из заготовок под гайки (Ø=130×30×120 мм), представлены на рис. 3, 4. Как видно из рис. 3, 4, старение не оказывает существенного влияния на прочностные ($\sigma_в$, $\sigma_т$) и пластические (δ, ψ) свойства стали и резко повышает значения ударной вязкости.

Как видно из рис. 4,*а* критическая температура хрупкости сместилась с минус 17 °С до минус 42 °С. Аналогично ударной вязкости изменилась и вязкая составляющая в изломе (рис. 4,*б*). Так, после термического улучшения 50 % вязкая составляющая соответствует минус 6 °С, а после дополнительного старения – минус 34 °С.

Таким образом, с учетом вязкой составляющей сдвиг $Тк_0$ в область более низких температур составил 25 °С. Из этих результатов следует, что данный режим термической обработки позволяет повысить KCV^{-20} с 60 до 120 Дж/см^2, то есть в два раза повысить хладостойкость стали даже при превышении максимально допустимого предела текучести (813 МПа по ГОСТ 23304-78) более чем на 25 %.

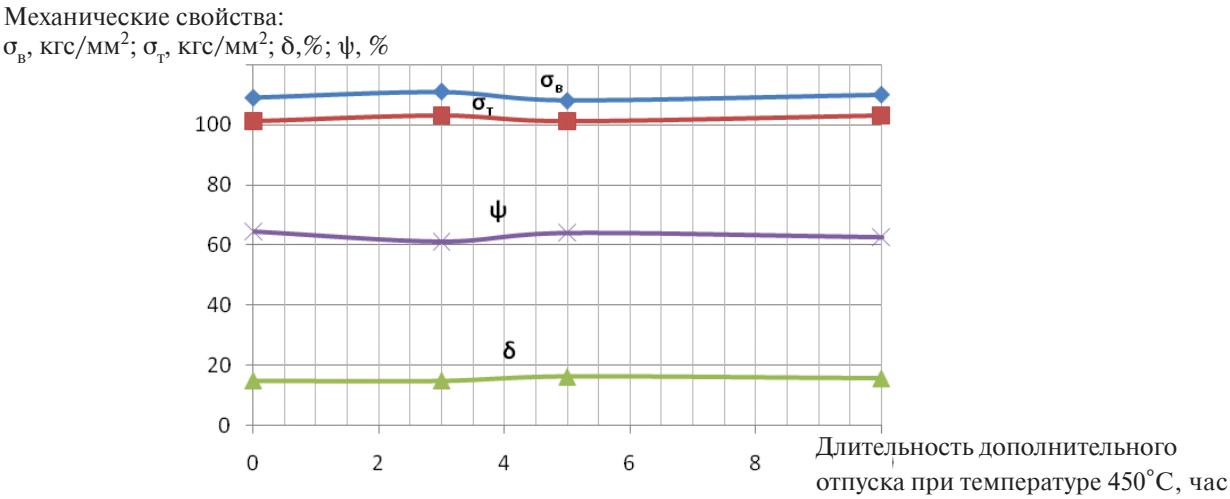


Рис. 3. Влияние дополнительного старения при температуре 450 °С на механические свойства стали марки 25Х1МФ (основная термическая обработка на КП90 – закалка 890 °С, масло + отпуск 625 °С, воздух)

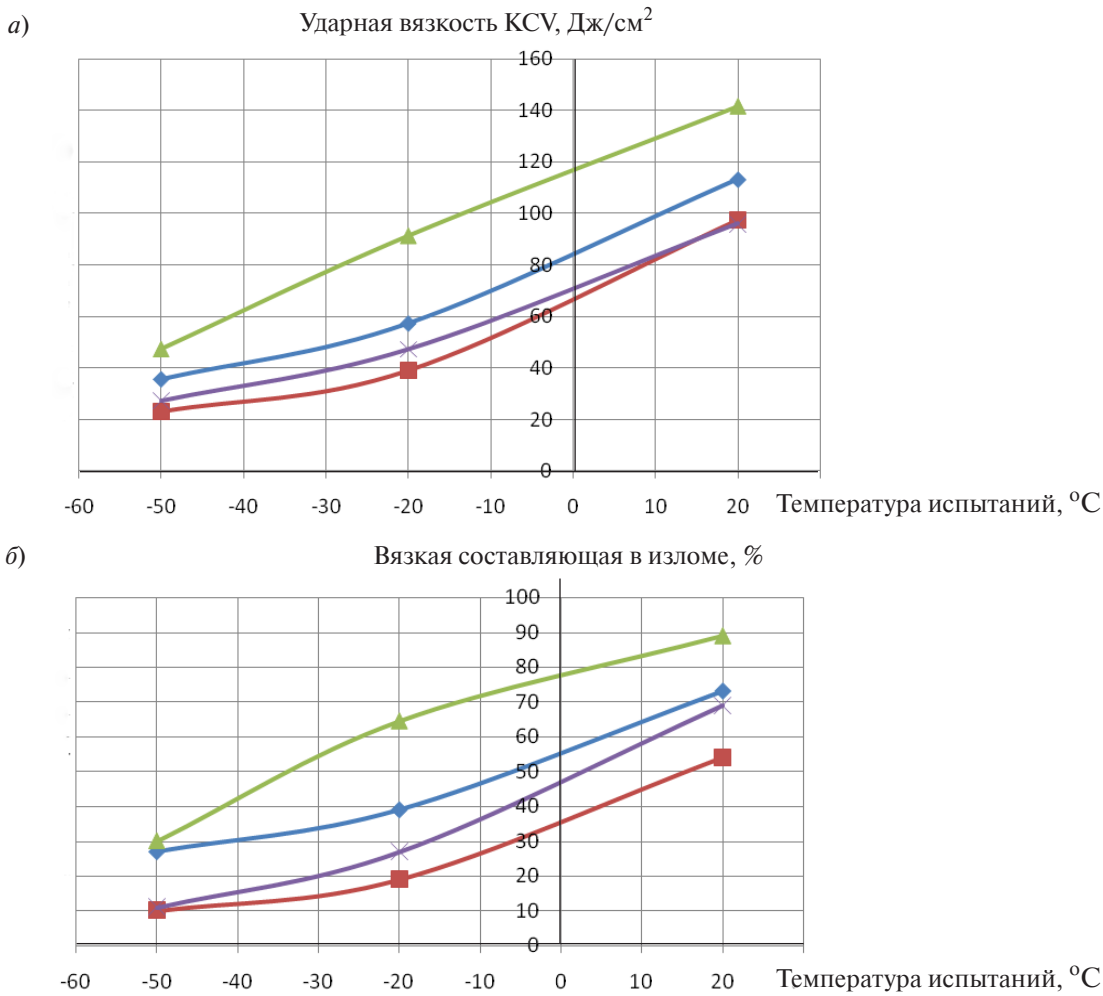


Рис. 4. Влияние старения (– без термообработки; – 3 ч; – 5 ч; – 10 ч) при температуре 450 °С на ударную вязкость (а) и вязкую составляющую (б) стали марки 25Х1МФ (основная термическая обработка – закалка 890 °С, масло + отпуск 625 °С, воздух)

О степени обеднения ферритной матрицы по углероду в процессе старения можно судить и по изменению параметров кристаллической решетки феррита. Известно, что за счет обеднения матричного твердого раствора параметр решетки уменьшается [13, 14].

Как видно на рис. 5, сначала параметр решетки стали 25Х1МФ возрастает, а затем (выдержка 5 ч) – снижается. Увеличение параметра решетки при старении свыше 5 часов, по-видимому, можно связать с процессом предвыделения тугоплавких карбидов ванадия и молибдена.

На основании проведенного эксперимента можно утверждать, что старение при температуре 450 °С приводит к обеднению ферритной фазы по углероду, что позволяет создать более стабильную структуру ферритной матрицы.

Далее в работе изучали закономерность процесса коагуляции карбидных фаз. Исследовали влияние длительности старения на размер и плотность выделившихся карбидов (рис. 6).

Установлено, что выделение карбидной массы в зависимости от длительности старения не однозначно. Первоначально плотность выделения карбидных фаз размером до 1 мкм возрастает (длительность 3 ч). В дальнейшем увеличение длительности старения приводит к снижению плотности выделений карбидов, а затем – к повторному их возрастанию. При этом минимальное количество карбидов размером до 1 мкм соответствует выдержке 5 ч.

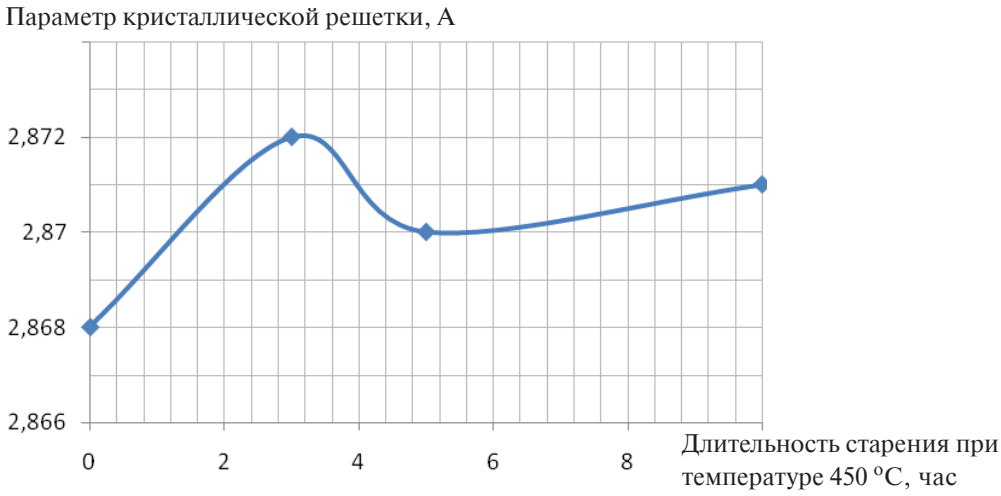


Рис. 5. Влияние длительности старения при температуре 450 °С на параметр кристаллической решетки

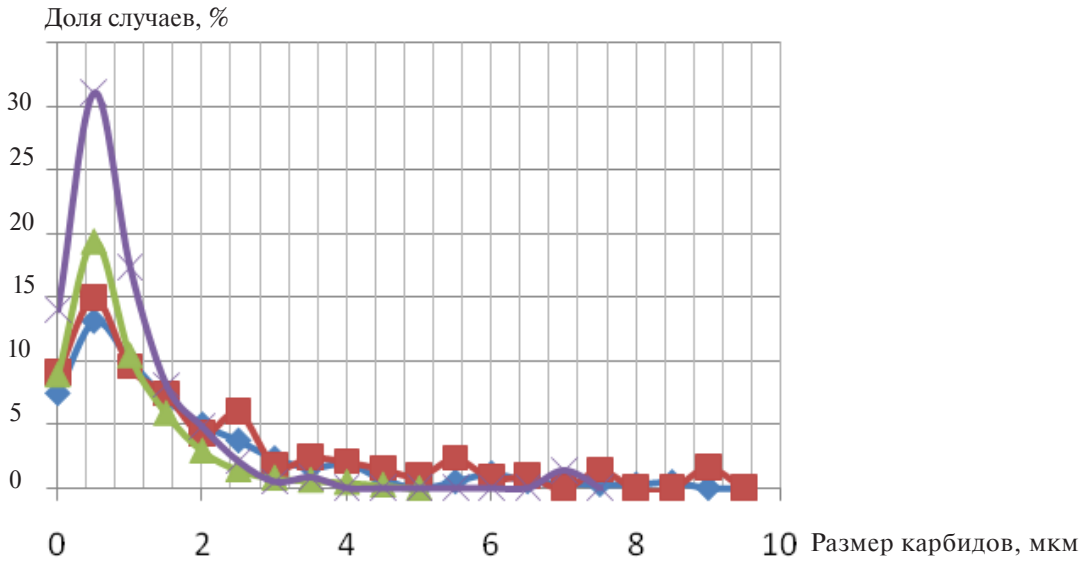


Рис. 6. Влияние длительности старения (◆ – 0; ■ – 5; ▲ – 10; ✕ – 3 час) на изменение размеров и плотности карбидной фазы в стали марки 25Х1МФ (основная термическая обработка на КП90 – закалка 890 °С, масло + отпуск 625 °С, воздух)

Полученные результаты указывают на то, что дополнительная термическая обработка – старение при температуре 450 °С с выдержкой 5 ч –приводит к коагуляции карбидной фазы. Повышение длительности старения свыше 5 ч, по-видимому, приводит к выделению тугоплавких карбидов ванадия и молибдена, на что указывает повторное увеличение количества карбидов размером менее одного микрона.

Аналогичное явление было обнаружено и для феррито-перлитной стали типа 09Г2С, когда с увеличением длительности старения (свыше 3 ч) отмечался процесс коагуляции карбидных фаз. Таким образом, можно считать, что явление коагуляции карбидных фаз, вызванное выделением карбидов из пересыщенного феррита в результате старения при температуре 450 °С, присуще не только стали 25Х1МФ, но и другим сталям перлитного класса.

Наряду с исследованием влияния старения на хладостойкость тонкостенных кольцевых поковок из стали 25Х1МФ толщиной 30 мм (заготовки для гаек), были проведены исследования по влиянию старения на металл более

крупных поковок Ø100 мм (заготовки для шпилек), термообработанных на КП70 ($\sigma_{0,2} \geqslant 667$ МПа). С учетом наиболее высоких значений по хладостойкости стали после старения при температуре 450 °С с выдержкой 5 ч, полученных на кольцевых поковках толщиной 30 мм, был проведен аналогичный режим старения на поковках Ø100 мм.

Результаты исследования влияния старения на хладостойкость стали 25Х1МФ, представлены на рис. 7–10. Видно, что старение позволило на поковках Ø100 мм, как и в случае кольцевых поковок толщиной 30 мм, повысить хладостойкость стали 25Х1МФ. Так, если $Тк_0$ для поковок Ø100 мм в исходном состоянии с учетом вязкой составляющей составила минус 15 °С, то после старения она составила минус 45 °С. При этом КТХ, вязкая составляющая, характеризующая вязко-хрупкое состояние стали по виду излома (В = 50 %), также сместилась с минус 8 до минус 25 °С.

Как видно из рис. 8,а, КТХ по KCV сместилась с минус 15 до минус 45 °С. Аналогично изменилась и вязкая составляющая в изломе (рис. 8,б).

Так, после термического улучшения 0 % вязкая составляющая соответствует минус 6 °С, а после старения – минус 34 °С.

Таким образом, с учетом вязкой составляющей сдвиг $Тк_0$ в область более низких температур составил ~30 °С. Следовательно, данный режим позволяет повысить KCV^{-20} с 40 до 140 Дж/см^2, то есть в три раза повысить хладостойкость крепежной стали, имеющей предел текучести 800 МПа.

Можно считать, что выполненное после термического улучшения дополнительное старение

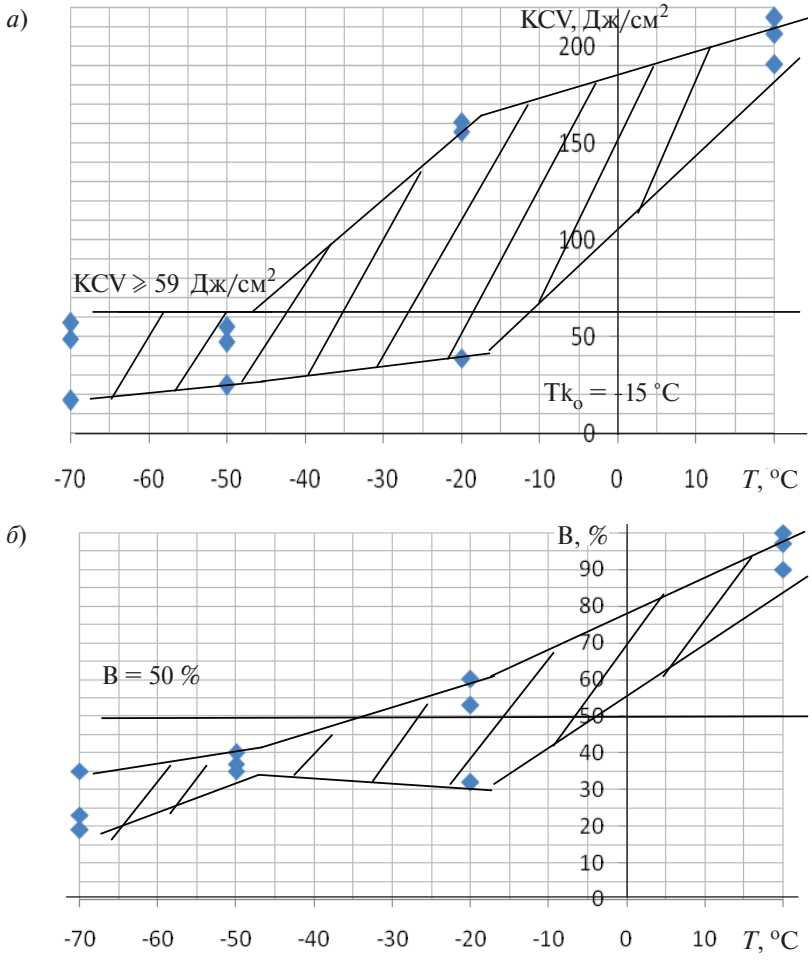


Рис. 7. Изменение ударной вязкости (*а*) и вязкой составляющей (*б*) металла поковок диаметром 100 мм из стали 25Х1МФ в зависимости от температуры испытаний (основная термическая обработка – закалка 890 °С, масло + отпуск 640 °С, воздух)

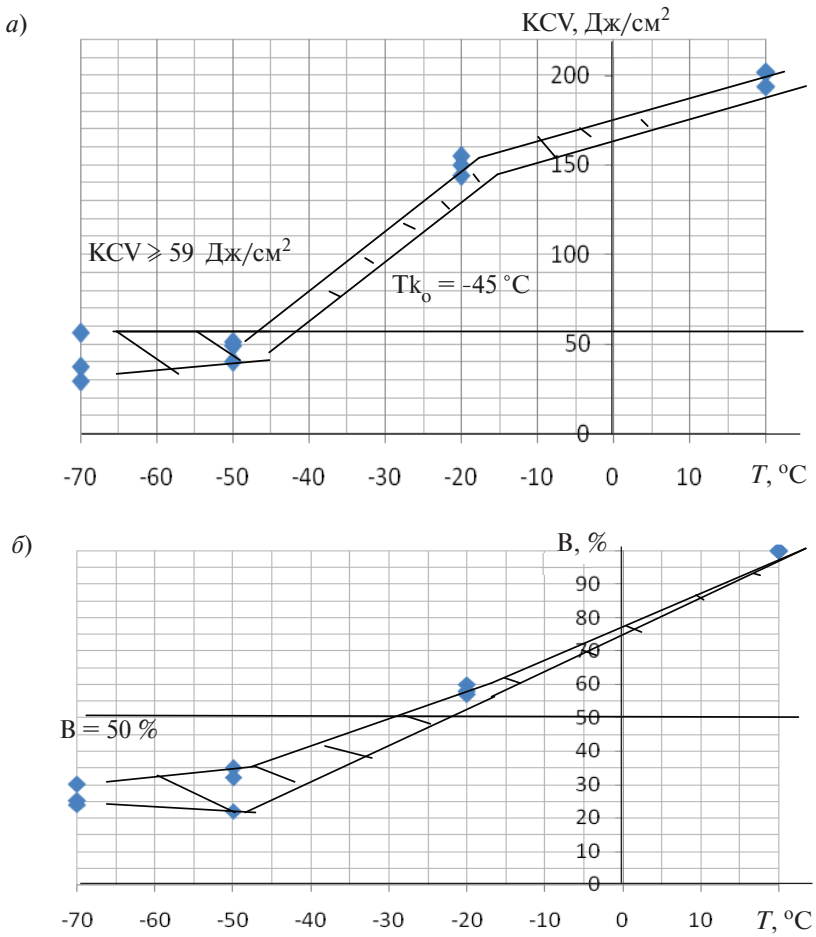


Рис. 8. Влияние старения при температуре 450 °С длительностью 5 ч на ударную вязкость (*а*) и вязкую составляющую (*б*) стали марки 25Х1МФ (основная термическая обработка – закалка 890 °С, масло + отпуск 640 °С, воздух)

при температуре 450 °С позволяет понизить температуру $Тк_0$ с минус 15–17 °С до минус 43–45 °С и повысить в 2,5–3,0 раза ударную вязкость стали при температуре минус 20 °С, обеспечив высокую хладостойкость крепежной стали мари 25Х1МФ.

Выводы

Показано, что старение сталей перлитного класса при температуре 450 °С после термического улучшения приводит к уменьшению параметра решетки феррита, обеспечивая снижение содержание углерода в ферритной матрице за счет выделения избыточного углерода в виде цементита и последующей коагуляции карбидных частиц.

Установлено, что старение при температуре 450 °С позволяет сместить критическую температуру хрупкости $Тк_0$ с минус 15–17 °С до минус 43–45 °С и повысить в 2,5–3 раза ударную вязкость стали марки 25Х1МФ при температуре минус 20 °С, обеспечив ее высокую хладостойкость.

Показано, что наличие большого количества плоскостей скольжения в ОЦК-решетке способствует повышению хладостойкости сталей с обедненной по углероду ферритной матрицей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Ларионов В.П.** Сварка и проблемы вязко-хрупкого перехода. Новосибирск: Изд-во РАН, 1998. 593 с.

2. **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.

3. **Фукс М.Д., Зеленин Ю.В., Кондратьев С.Ю.** Исследование качества металла толстостенных труб из коррозионно-стойких сталей // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 2. С. 36–38.

4. **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.

5. **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.

6. **Хайдоров А.Д., Кондратьев С.Ю.** Формирование структуры стальных отливок, полученных методом литья по газифицируемым моделям, при последующей термической обработке // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 12. С. 3–9.

7. **Солнцев Ю.П., Титова Т.И.** Стали для Севера и Сибири. СПб.: Химиздат, 2002. 352 с.

8. Разрушение. Т. 6 Разрушение металлов / Пер. с англ. под ред. М.Л. Бернштейна. М.: Металлургия, 1976. 496 с.

9. **Новиков И.И., Розин К.М.** Кристаллография и дефекты кристаллической решетки. М.: Металлургия, 1990. 336 с.

10. **Солнцев Ю.П., Ермаков Б.С.** Ресурс материалов из низкотемпературных конструкций. СПб.: Химиздат, 2006. 236 с.

11. Металловедение и термическая обработка стали и чугуна / Под ред. Гудцова Н.Т., Бернштейна М.Л. и Рахштадта А.Г. М.: Государственное научно-техническое издательство литературы по черной и цветной металлургии, 1956. 1204 с.

12. **Кондратьев С.Ю.** Механические свойства металлов: учебное пособие / М-во образования и науки Российской Федерации, Санкт-Петербургский гос. политехнический ун-т. СПб, 2011. 128 с.

13. **Патент № 2427653.** Способ производства листового проката из низкоуглеродистых ферритоперлитных сталей / Оленин М.И., Бережко Б.И., Быковский А.И., Стольный В.И., Михайлов-Смольняков М.С. // Опубликовано 27.10.2010 г. Бюл. № 30.

14. **Перкас М.Д., Кардонский В.М.** Высокопрочностные мартенситно-стареющие стали. М.: Металлургия, 1970. 224 с.

REFERENCES

1. **Larionov V.P.** Svarka i problemy vyazko-khrupkogo perekhoda. Novosibirsk: Izd-vo RAN, 1998. 593 s.

2. **Gorynin V.I., Kondratyev S.Yu., Olenin M.I.** Povysheniye soprotivlyayemosti razrusheniyu staley perlitnogo klassa za schet mikro- i nanostrukturnoy transformatsii karbidnoy fazy pri dopolnitelnom otpuske. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2013. № 2. S. 42–48. (rus.)

3. **Fuks M.D., Zelenin Yu.V., Kondratyev S.Yu.** Issledovaniye kachestva metalla tolstostennykh trub iz korrozionno-stoykikh staley. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2012. № 2. S. 36–38. (rus.)

4. **Gorynin V.I., Kondratyev S.Yu., Olenin M.I.** Povysheniye soprotivlyayemosti khrupkomu razrusheniyu perlitnykh i martensitnykh staley pri termicheskom vozdeystvii na morfologiyu karbidnoy fazy. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2013. № 10 (700). S. 22–29. (rus.)

5. **Gorynin V.I., Kondratyev S.Yu., Olenin M.I., Rogozhkin V.V**. Kontseptsiya karbidnogo konstruirovaniya staley povyshennoy khladostoykosti. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2014. № 10 (712). S. 32–38. (rus.)

6. **Khaydorov A.D., Kondratyev S.Yu.** Formirovaniye struktury stalnykh otlivok, poluchennykh metodom litya po gazifitsiruyemym modelyam, pri posleduyushchey termicheskoy obrabotke. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2014. № 12. S. 3–9. (rus.)

7. **Solntsev Yu.P., Titova T.I.** Stali dlya Severa i Sibiri. SPb.: KHimizdat, 2002. 352 s.

8. Razrusheniye. T. 6 Razrusheniye metallov / Per. s angl. pod red. M.L. Bernshteyna. M.: Metallurgiya, 1976. 496 s. (rus.)

9. **Novikov I.I., Rozin K.M.** Kristallografiya i defekty kristallicheskoy reshetki. – M.: Metallurgiya, 1990. 336 s. (rus.)

10. **Solntsev Yu.P., Yermakov B.S.** Resurs materialov iz nizkotemperaturnykh konstruktsiy. SPb.: KHimizdat, 2006. 236 s. (rus.)

11. Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka stali i chuguna / Pod red. Gudtsova N.T., Bernshteyna M.L. i Rakhshtadta A.G. M.: Gosudarstvennoye nauchno-tekhnicheskoye izdatelstvo literatury po chernoy i tsvetnoy metallurgii, 1956. 1204 s. (rus.)

12. **Kondratyev S.Yu.** Mekhanicheskiye svoystva metallov: uchebnoye posobiye / M-vo obrazovaniya i nauki Rossiyskoy Federatsii, Sankt-Peterburgskiy gos. politekhnicheskiy un-t. SPb, 2011. 128 s. (rus.)

13. **Patent № 2427653**. Sposob proizvodstva listovogo prokata iz nizkouglerodistykh ferrito-perlitnykh staley / Olenin M.I., Berezhko B.I., Bykovskiy A.I., Stolnyy V.I., Mikhaylov-Smolnyakov M.S. // Opublikovano 27.10.2010g., *Byul. № 30.*

14. **Perkas M.D., Kardonskiy V.M.** Vysokoprochnostnyye martensitno-stareyushchiye stali. M.: Metallurgiya, 1970. 224 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ГОРЫНИН Владимир Игоревич – доктор технических наук профессор начальник лаборатории Центрального научно-исследовательского института конструкционных материалов «Прометей».
191015, Санкт-Петербург, ул. Шпалерная, 49.
E-mail: z1dehy97@mail.wplus.net

GORYNIN Vladimir I. – Central Research Institute of Structural Materials “Prometey”.
49 Shpalernaya Str., St. Petersburg, Russia; 191015.
E-mail: z1dehy97@mail.wplus.net

ОЛЕНИН Михаил Иванович – кандидат технических наук доцент старший научный сотрудник Центрального научно-исследовательского института конструкционных материалов «Прометей».
191015, Санкт-Петербург, Шпалерная ул., 49.
E-mail: 1951vika@mail.ru

OLENIN Mikhail I. – Central Research Institute of Structural Materials “Prometey”.
49, Shpalernaya Str., St. Petersburg, Russia, 191015.
E-mail: 1951vika@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.23
УДК 661.657.2

К.А. Ефимова, Г.В. Галевский, В.В. Руднева

ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЛАЗМОСИНТЕЗА ДИБОРИДА ТИТАНА

K.A. Efimova, G.V. Galevsky, V.V. Rudneva

THERMODYNAMIC MODELING OF PLASMA SYNTHESIS OF TITANIUM DIBORIDE

Проведен термодинамический анализ равновесных и квазиравновесных составов многокомпонентных систем для различных технологических вариантов пиролиза углеводородов, газификации бора, синтеза диборида титана TiB_2. Объектами термодинамического моделирования являлись системы C-H-N, B-H-N, Ti-O-C-B-H-N, Ti-B-H-N, Ti-B-Cl-H-N. Образование TiB_2 происходит за счет борирования бороводородами титана в диапазоне температур 2300–3500 K. В системах Ti-B-H-N и Ti-B-O-C-H-N 100%-й выход диборида титана возможен при стехиометрических соотношениях Ti:B = 1:2, O:C=2:2 и 6-кратном избытке водорода (B:H = 2:12). В системе Ti-B-Cl-H-N 100%-й выход диборида титана достигается при стехиометрическом соотношении Ti-B и избытке водорода (Cl:H=1:9).

ПЛАЗМОСИНТЕЗ; ТЕРМОДИНАМИКА; МОДЕЛИРОВАНИЕ; БОРИДООБРАЗОВАНИЕ; НАНОПОРОШКИ; ДИБОРИД ТИТАНА.

The paper presents thermodynamic analysis of equilibrium and quasi-equilibrium of multicomponent systems for different technological types of pyrolysis of hydrocarbons, boron gasification, synthesis of titanium diboride TiB_2. The objects of thermodynamic modeling were the C-H-N, B-H-N, Ti-O-C-B-H-N, Ti-B-H-N, Ti-B-Cl-H-N systems. TiB_2 forms through boriding titanium by borohydrides in the temperature range of 2300-3500 K. A 100% yield of titanium diboride in the Ti-B-H-N and Ti-B-O-C-H-N systems is possible at stoichiometric ratios Ti: B = 1: 2, O: C = 2: 2 and a 6-fold excess of hydrogen (B: H = 2:12). A 100% yield of titanium diboride in the Ti-B-Cl-H-N system is achieved at a stoichiometric ratio Ti-B and an excess of hydrogen (Cl: H = 1: 9).

PLASMA SYNTHESIS; THERMODYNAMICS; MODELING; BORIDE FORMATION; NANOPOWDERS; TITANIUM DIBORIDE.

Введение

Диборид титана TiB_2 входит в группу материалов, уникально сочетающих такие свойства, как сверхтвердость, тугоплавкость, жаропрочность, износостойкость. Синтезированный, исследованный и введенный в обращение научной школой Г.В. Самсонова – Т.Я. Косолаповой более 50 лет назад диборид титана до сих пор востребован в производстве керметов, огнеупоров, защитных покрытий различного назначения. Прикладной интерес к дибориду титана сохраняется. При этом прослеживается устойчивая тенденция к поиску новых сфер его применения, что зачастую предполагает переход от крупнозернистых и компактированных материалов на основе TiB_2 к микро- и нанопорошкам. Это предопределяет необходимость теоретического и практического обоснования новых способов получения TiB_2, среди которых технологически привлекательным является плазмосинтез.

Цель и методология

Цель настоящей работы – термодинамически смоделировать процессы синтеза для прогнозирования оптимальных параметров (соотношение компонентов и температуры) получения диборида титана, определения равновесных показателей процесса (степень превращения сырья в борид; состав газообразных и конденсированных продуктов), оценки вклада в процессы боридообразования, который вносят газофазные реакции, обеспечивающие в условиях плазмометаллургических технологий эффективную переработку дисперсного сырья. В связи с тем, что в процессах синтеза в качестве титан-, бор- и углеродсодержащего сырья используются титан, его тетрахлорид и диоксид, бор, метан и плазмообразующие газы – азот и водород, объектами исследования являлись системы C-H-N, B-H-N, Ti-B-Cl-H-N, Ti-B-O-C-H-N, Ti-B-H-N.

Повышение температуры – основное направление интенсификации реализуемых и разрабатываемых впервые химико-металлургических процессов. При этом максимальный уровень рабочих температур соответствует плазменному и при использовании в качестве теплоносителя двухатомных газов устойчиво достигает 5500 K [1, 2]. При производстве тугоплавких материалов сформировались два основных варианта технологического применения такого высокотемпературного нагрева: длительная термическая обработка компактированной твердой шихты с заданным химическим и гранулометрическим составами направленной плазменной струей и быстротечный синтез в условиях турбулентного химически активного плазменного потока (так называемый плазмосинтез)[3–5]. Второй вариант, наряду с интенсификацией и возможностью реализации процесса в непрерывном режиме, обеспечивает получение целевых продуктов в нанодисперсном состоянии. Быстротечность и высокие температуры, свойственные плазмосинтезу, предопределяют повышенные сложность, затратность и продолжительность его экспериментального исследования и делают более значимыми результаты его термодинамического моделирования.

Термодинамический анализ – наиболее общая основа металлургических процессов. Расчет равновесия термодинамических систем позволяет выяснить принципиальную возможность получения тех или иных количеств веществ, выделение которых является одной из главных целей металлургического процесса, а также определить содержание сопутствующих продуктов и примесей. Варьируя условия исходного состояния термодинамической системы, то есть содержание компонентов и значение двух заданных термодинамических характеристик, можно прогнозировать условия оптимизации исследуемого технологического процесса по различным параметрам: выходу целевых продуктов, минимальному содержанию примесей, удельным затратам сырья и энергии, составу и состоянию отходов.

Плазмосинтез высокотемпературных соединений имеет следующую специфику, требующую обязательного методологического учета при проведении его термодинамического моделирования:

крайне ограниченное время пребывания дисперсного сырья в зоне испарения и реакционной смеси в зоне образования целевого продукта в потоке газа-теплоносителя с температурой 5500–2000 K; оно составляет соответственно несколько микро- или миллисекунд, что позволяет предположить главенствующую роль температурного фактора над временным и, следовательно, возможность достижения равновесия;

высокую реальность образования в анализируемых условиях целевых продуктов при взаимодействиях в газовой фазе или с её участием;

необходимость реализации плазмосинтеза в системах, состоящих из нескольких химических элементов, вводимых с перерабатываемым сырьем и плазмообразующим газом, которые формируют многофазные и многокомпонентные системы, требует применения компьютерных технологий при проведении термодинамического моделирования;

особо важны результаты термодинамического моделирования процессов плазмосинтеза при отсутствии реальной возможности описания с достаточной достоверностью их кинетических закономерностей и механизма;

результаты термодинамического моделирования процессов плазмосинтеза имеют прогнозный характер, что позволяет рассматривать

их как технологические ориентиры, требующие экспериментального подтверждения.

Следует отметить, что в процессах плазмосинтеза можно ожидать изменения условий существования конденсированных фаз вследствие образования их в виде частиц наноразмерного уровня, т.е. с большой кривизной поверхности, для которых парциальное давление над конденсированной фазой превышает давление насыщения над плоской поверхностью. Однако в настоящее время отсутствуют единое мнение о размерном пороге (~1 или 2–10 нм [6]) и соответствующие справочные данные.

Необходимые для анализа составы газообразных и конденсированных продуктов рассчитывались «константным» методом, подробно описанным в работе [7] и основанным на совместном решении следующих уравнений:

$$n_i = \left(\frac{P}{N}\right)^{\sum_{i=1}^{q} a_{ij}-1} \Pi_{\gamma=1}^{q} n_j^{a_{ij}/K_i}; \; 1 \le i \le m-q; \quad (1)$$

$$\sum_{i-1}^{m} a_{ij} n_i + \sum_{i-1}^{f} n_{is} = C_j, \; 1 \le j \le q; \quad (2)$$

$$\sum_{i-1}^{m} n_i = N; \quad (3)$$

$$K_i^S = \frac{P}{N} n_i, \; 1 \le i \le f; \quad (4)$$

$$\sum_{j=1}^{m} P_j = P, \quad (5)$$

где n_i – число молей соответствующего компонента в газовой фазе; n_{is} – число молей соответствующего компонента в конденсированной фазе; N – общее число молей всех компонентов в газовой фазе; m – число компонентов в газовой фазе; K_i – константы равновесия реакций диссоциации сложных газообразных компонентов на атомы; a_{ij} – матрица стехиометрических коэффициентов реакций диссоциации сложных веществ; j – число компонентов, которые присутствуют в конденсированной фазе; C_i – число атомов элемента j в системе, делённое на число Авогадро; K_i^s – парциальные давления насыщения над соответствующей конденсированной фазой. Ранее «константный» метод неоднократно успешно применялся для термодинамического моделирования высокотемпературных взаимодействий в сложных карбидо- и боридообразующих системах Si-O-C-H-N, Si-C-H-N, Cr-O-C-H-N, Cr-Cl-H-C-N, Cr-O-C-B-H-N, Cr-B-H-N и др. [8–12], в связи с чем он выбран в настоящей работе в качестве основного.

Ранее термодинамика высокотемпературных взаимодействий в титанборсодержащих системах исследовалась автором работы [7] для условий переработки тетрахлорида. В системе Ti-Cl-B-H TiB_2 присутствует в интервале температур 600–3600 K. При стехиометрическом соотношении водорода и хлорида в исходных реагентах степень превращения элементов в целевой продукт невысока и составляет 42 %. Увеличение количества водорода по сравнению со стехиометрией приводит к восстановлению низших хлоридов, присутствующих при высоких температурах, и к соответствующему повышению выхода TiB_2. При 10-кратном избытке водорода степень превращения титана в диборид близка к 100 %. В системе Ti-B-N отмечается возможность образования смеси TiB_2–TiN [13]. Система C-H-N анализировалась авторами работ [14] для равновесных условий применения в качестве углеводородного сырья технической смеси C_3H_8+C_4H_{10} без учета возможности образования газообразных соединений и радикалов C_2N_2, C_2N, C_2H, C_3H. Система B-H-N анализировалась авторами работ [15] для равновесных условий без учета возможности образования в газовой фазе B_5H_9, B_4H_{10}, $B_3H_6N_3$. Однако в действительности в работах [14, 16, 17] констатируется экспериментально подтвержденная устойчивость азот-углеродных и бор-водородных соединений в плазменном потоке азота в интервале температур 2000–3500 K, в связи с чем представляется целесообразным проведение термодинамического анализа для квазиравновесных условий пиролиза метана и «газификации» бора.

Температурная зависимость составов продуктов взаимодействия для исследуемых систем рассчитывалась с использованием программы компьютерного моделирования «PLASMA» (ИХТТиМ СО РАН – СибГИУ), дополненной для ее развития встроенной базой данных, необходимых для анализа процессов получения кислород-бор-азот-углеродсодержащих

соединений тугоплавких металлов. Рассматривалась область температур 1000–6000 К при постоянном общем давлении в системе, равном 0,1 МПа. В качестве исходных использовались константы равновесия реакций образования соединений из элементов, заимствованные из публикаций и справочников [18–23], в частности для TiB – из [20], TiB_2 – из [19], TiC, TiN – из [21].

Компоненты газовой и конденсированной фаз, учитываемых в расчетах, представлены в табл. 1, а их соотношения – в табл. 2. Соотношения исходных компонентов задавались в соответствии со стехиометрией реакций образования целевых продуктов и параметрами технологического оборудования (расход плазмообразующего газа).

Таблица 1

Составы газовой и конденсированной фаз

Система	Состав фаз	
	Газовой	Конденсированной
Ti – B – Cl – H – N	Ti, B, H, N, Cl, N_2, H_2, Cl_2, HCl, NH, NH_2, NH_3, BH, BH_2, BH_3, B_2H_6, B_5H_9, B_4H_{10}, $B_3H_6N_3$, BN, $TiCl_3$, $TiCl_2$, TiCl, BCl_3, BCl_2, BCl, BCl_2H	Ti, B, BN, TiB, TiB_2, TiN, $TiCl_3$, $TiCl_4$
Ti – B – O – C – H – N	Ti, B, H, N, O, C, N_2, H_2, C_2, O_2, B_2, C_3, C_4, C_5, CH, CH_2, CH_3, CH_4, C_2H, CH_3, CH_4, C_2H_2, C_2H_4, C_4H_2, CO, CO_2, CN, CN^{-1}, HCN, NCC, C_2N_2, C_4N_2, HCN, HCCN, C_3HN, NO, NO_2, NH, NH_2, NH_3, BO, BO_2, B_2O, B_2O_2, B_2O_3, BH, BH_2, BH_3, B_2H_6, B_5H_9, B_4H_{10}, $B_3H_6N_3$, BN, BC, BC_2, TiO, TiO_2, TiOH, H_2O, HBO_2, HBO_3	Ti, B, C, TiB, TiB_2, TiO, TiO_2, Ti_3O_3, Ti_3O_5, B_2O_3, B_4C, TiN, TiC, BN
C–H–N	H, H^+, H_2, N, N_2, NH, NH_2, NH_3, C, C^+, C_2, C_3, C_4, C_5, CH, CH_2, CH_3, CH_4, C_2H, C_3H, C_4H, C_2H_2, C_2H_3, C_2H_4, CN, CN^{-1}, NCN, NCC, C_2N_2, C_4N_2, HCN, HCCN, C_3HN	C
B – H – N	H, N, H_2, N_2, NH, NH_2, NH_3, N_2H_4, B, BH, BH_2, BH_3, B_2H_6, B_5H_9, B_4H_{10}, $B_3H_6N_3$	B, BN
Ti – B – H – N	Ti, B, H, N, N_2, H_2, HN, NH_2, NH_3, BH, BH_2, BH_3, B_2H_6, B_5H_9, B_4H_{10}, $B_3H_6N_3$, BN	Ti, B, BN, TiB, TiB_2,TiN

Таблица 2

Заданные соотношения компонентов

Соотношение компонентов, моль	Примечание
C:H:N=0,75:3:20	По стехиометрии для реакции CH_4=C+2H_2 (6)
C:H:N=0,75:6:20	2-кратный избыток водорода по сравнению со стехиометрией для реакции (6)
B:H:N = 1:2:20	По стехиометрии для реакции B + H_2 = BH_2 (7)
B:H:N = 1:4:20	2-кратный избыток водорода по сравнению со стехиометрией для реакции (7)
B:H:N = 1:6:20	3-кратный избыток водорода по сравнению со стехиометрией для реакции (7)
Ti:B:H:N = 1:2:12:20	По стехиометрии для реакции Ti + 2BH_2 = TiB_2 + 2H_2 (8)
Ti:B:H:N = 1:1,5:12:20	25,0 %-ный недостаток бора по сравнению со стехиометрией для реакции (8)
Ti:B:H:N = 1:1,75:12:20	12,5 %-ный недостаток бора по сравнению со стехиометрией для реакции (8)
Ti:B:Cl:H:N = 1:2:4:4:20	По стехиометрии для реакции $TiCl_4$ + 2B + 2H_2 = TiB_2 + 4HCl (9)
Ti:B:Cl:H:N = 1:2:4:24:20	6-кратный избыток водорода по сравнению со стехиометрией для реакции (9)
Ti:B:Cl:H:N = 1:2:4:36:20	9-кратный избыток водорода по сравнению со стехиометрией для реакции (9)

Окончание таблицы 2

Соотношение компонентов, моль	Примечание
Ti:B:O:C:H:N = 1:2:2:2:12:20	По стехиометрии для реакции $TiO_2 + 2B + 2CH_4 = TiB_2 + 2CO + 4H_2$ (10)
Ti:B:O:C:H:N = 1:0,5:2:2:12:20	75 %-ный недостаток бора по сравнению со стехиометрией для реакции (10)
Ti:B:O:C:H:N = 1:1:2:2:12:20	50 %-ный недостаток бора по сравнению со стехиометрией для реакции (10)
Ti:B:O:C:H:N = 1:1,5:2:2:12:20	25 %-ный недостаток бора по сравнению со стехиометрией для реакции (10)
Ti:B:O:C:H:N = 1:1,75:2:2:12:20	12,5 %-ный недостаток бора по сравнению со стехиометрией для реакции (10)

Термодинамическое моделирование процесса высокотемпературного пиролиза метана

Термодинамический анализ системы C-H-N выполнен для получения прогнозной информации о возможном составе газовой фазы. Результаты расчетов равновесных и квазиравновесных составов приведены на рис. 1.

Результаты расчетов свидетельствуют о присутствии в составе газовой фазы HCN, CN, C_3H, C_2H при температуре 2800–4200 K, причем основная часть (около 98 %) углерода связана в циановодород. При соотношении C:H = 0,75:6 в системе повышается концентрация углеводородных радикалов, что приводит к перераспределению углерода между компонентами газовой фазы. Конденсация углерода происходит вследствие разложения циановодорода при температуре ниже 2800 K. Квазиравновесные составы (рис. 1, *в*, *г*) отличаются значительным расширением температурной области стабильности циановодорода, составляющей 2000–3800 K.

Термодинамическое моделирование процесса высокотемпературной «газификации» бора

Результаты расчета равновесных составов системы B-H-N представлены на рис. 2, *а,б*.

В исследуемой системе имеет место «газификация» бора, обусловленная высокой термодинамической стабильностью в области температур 2650–3250 K бороводорода состава BH_2. Газификация усиливается с разбавлением системы водородом. При соотношении B:H = 1:6 степень превращения бора в BH_2 достигает 1. Конденсация бора из газовой фазы термодинамически возможна при температуре ниже 2650 K. Таким образом, следует признать целесообразным разбавление системы водородом и прогнозировать влияние концентрации его в газовой фазе на полноту протекания процессов боридообразования в условиях плазменного потока. Квазиравновесные составы системы B-H-N (рисунок 2, *в*,*г*) характеризуются значительным расширением температурной области устойчивости бороводорода BH_2, соответствующей 2150–3250 K.

Термодинамическое моделирование процессов боридообразования

Исследовались боридообразующие системы Ti-B-H-N, Ti-B-Cl-H-N, Ti-B-O-C-H-N, в которых диборид титана образуется в интервале температур 2300–3500 K.

Результаты термодинамических расчетов системы Ti-B-H-N приведены на рис. 3. Термодинамически возможно протекание следующих газофазных реакций боридообразования:

$$Ti_г + BH_{2г} = TiB_{2к} + 2H_{2г}; \quad (11)$$

$$Ti_г + 2B_г = TiB_{2к}; \quad (12)$$

$$Ti_г + 2BH_г = TiB_{2к} + H_{2г}. \quad (13)$$

Степень превращения титана в диборид по реакции (11) может составлять 0,80, реакции (12) – 0,07, реакции (13) – 0,03. 100 %-ное превращение диборида титана TiB_2 возможно при стехиометрическом соотношении Ti:B=1:2. При темпераи 9-кратном избытке водорода (Cl:H=4:36). При температуре ниже 2300 K термодинамически возможными становятся процессы нитридообразования

$$2TiB_{2к}+3N_{2г}=2TiN_к+4BN_к. \quad (14)$$

Результаты термодинамических расчетов системы Ti-B-Cl-H-N приведены на рис. 4. В этой системе образование TiB_2 возможно по реакциям (11) – до 20 %, (15) – до 75 % и (16) – до 5 %:

$$TiCl_г + 2BCl_г + 1{,}5H_{2г} = TiB_{2к} + 3HCl_г; \quad (15)$$

$$TiCl_{2г} + 2BCl_г + 2H_{2г} = TiB_{2к} + 4HCl. \quad (16)$$

100 %-й выход диборида титана достигается при стехиометрическом соотношении компонентов Ti:B и 9-кратном избытке водорода (Cl:H = 4:36). При температуре ниже 2300 K термодинамически возможным становится взаимодействие диборида с азотом и хлористым водородом:

$$TiB_{2к} + N_{2г} + 3HCl_г = TiCl_{3к} + 2BN_к + 1{,}5H_{2г}. \quad (17)$$

Результаты термодинамических расчетов системы Ti-B-O-C-H-N приведены на рис. 5. В этой системе термодинамически возможно протекание газофазных химических реакций боридообразования (11), (12), (13), а также следующих реакций:

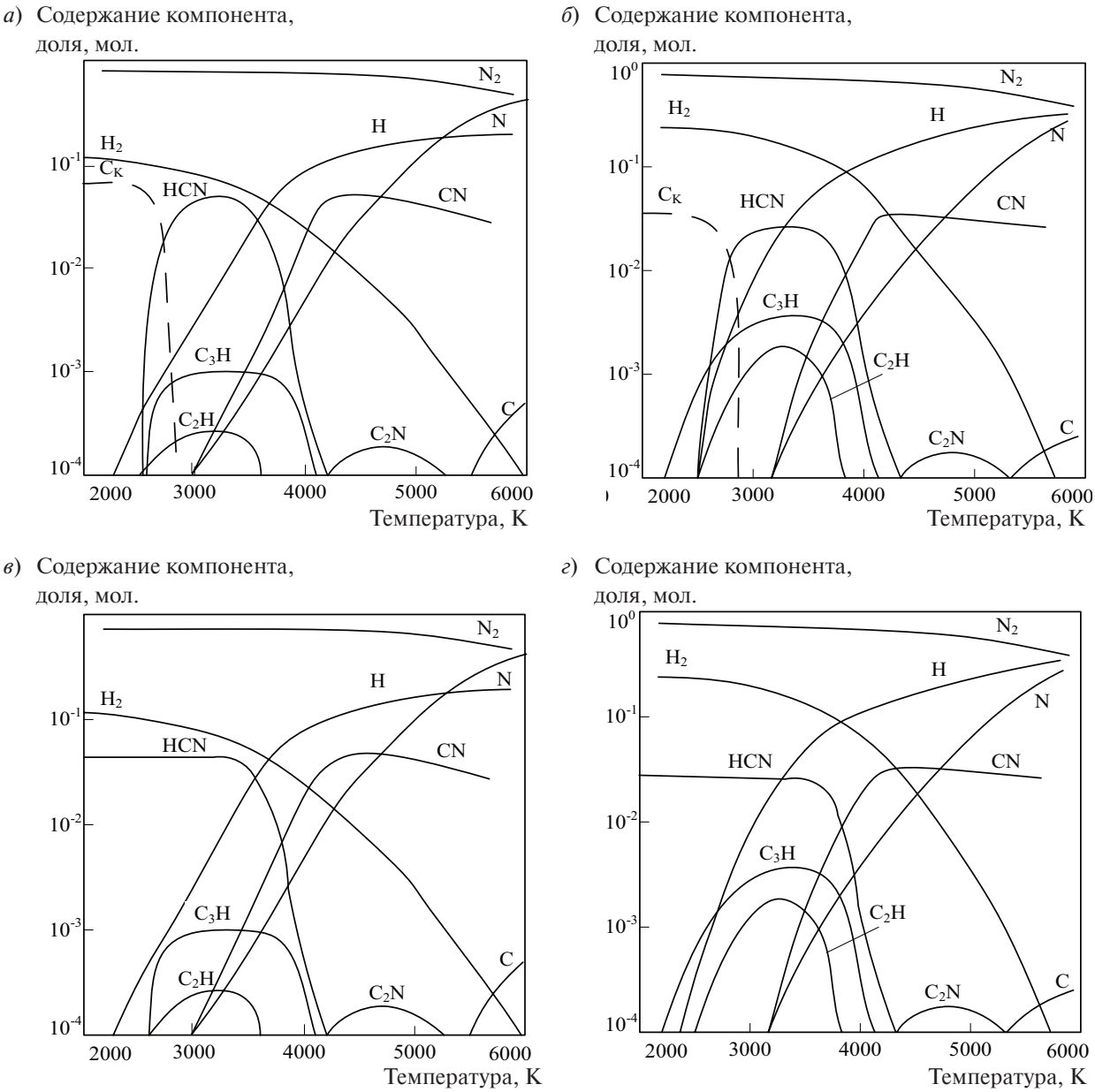


Рис. 1. Равновесный (*а, б*) и квазиравновесный (*в, г*) состав системы C-H-N в зависимости от соотношения компонентов и температуры: *а* – C:H:N = 0,75:3:20; *б* – C:H:N = 0,75:6:20; *в* – C:H:N = 0,75:3:20; *г* – C:H:N = 0,75:6:20

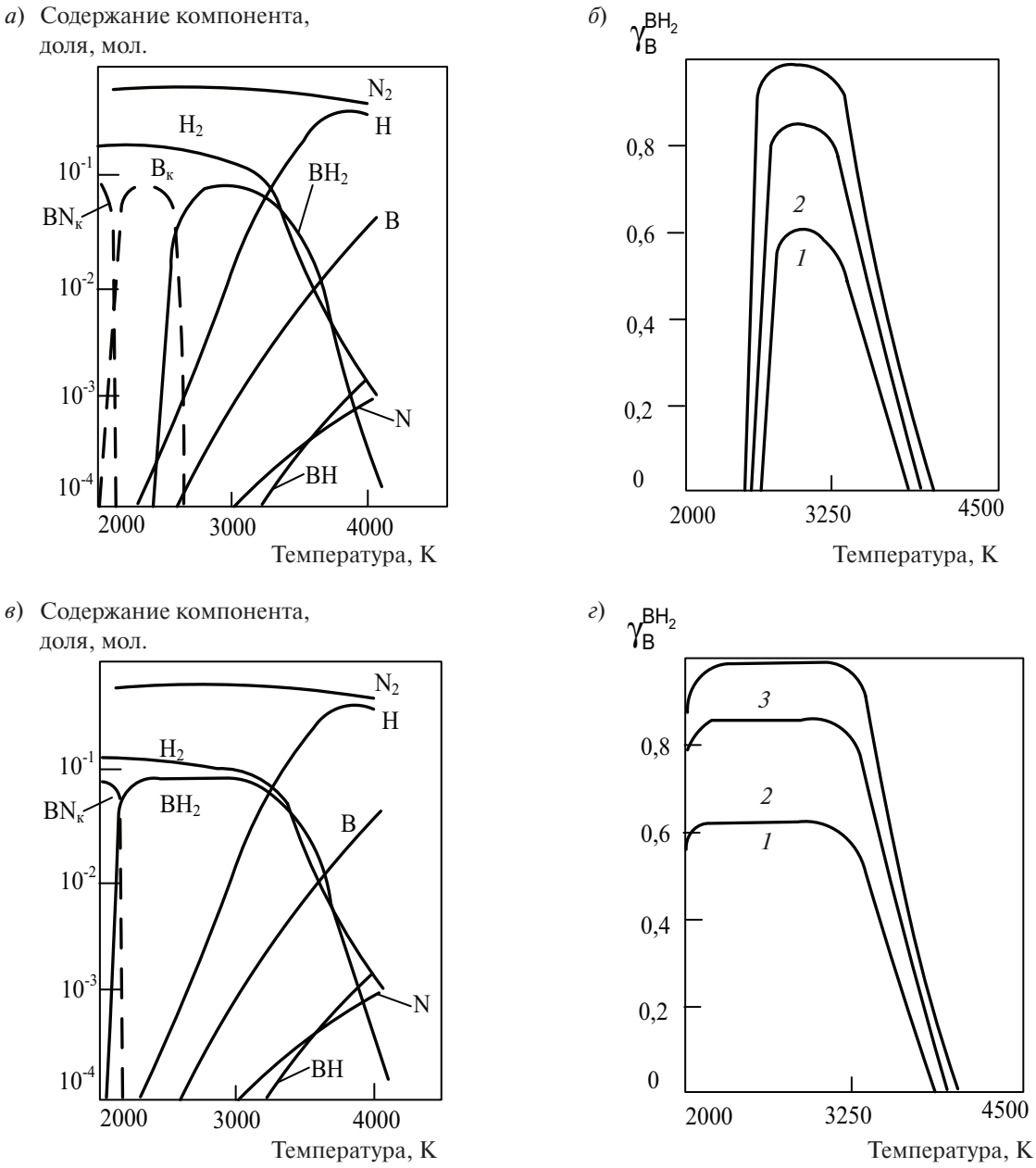


Рис. 2. Результаты термодинамических расчетов системы B-H-N: *а*) равновесные составы газовой и конденсированной фаз в зависимости от температуры при соотношении B:H:N = 1:6:20; *б*) равновесная зависимость степени превращения B в BH2 от соотношения B:H = 1:2 (*1*); 1:4 (*2*); 1:6 (*3*) и температуры; *в*) квазиравновесные составы газовой и конденсированной фаз в зависимости от температуры при соотношении B:H:N = 1:6:20; *г*) квазиравновесная зависимость степени превращения B в BH2 от соотношения B:H = 1:2 (*1*); 1:4 (*2*); 1:6 (*3*) и температуры

$$Ti_г+2BO_г+3HCN_г= TiB_{2к}+2CO+H_2+N_2, \quad (18)$$

$$2TiO_г+2HCN_г+2BH= 2TiB_{2к}+2CO+ 5H_2+N_2. \quad (19)$$

Степень превращения 0,90 достигнута по реакции (11). 100 %-ное превращение титана в диборид становится возможным при стехиометрическом соотношении Ti:B=1:2, O:C=2:2 и 6-кратном избытке водорода B:H=2:12. При избытке в системе бора и углерода в конденсированной фазе, наряду с дибоpидом, при

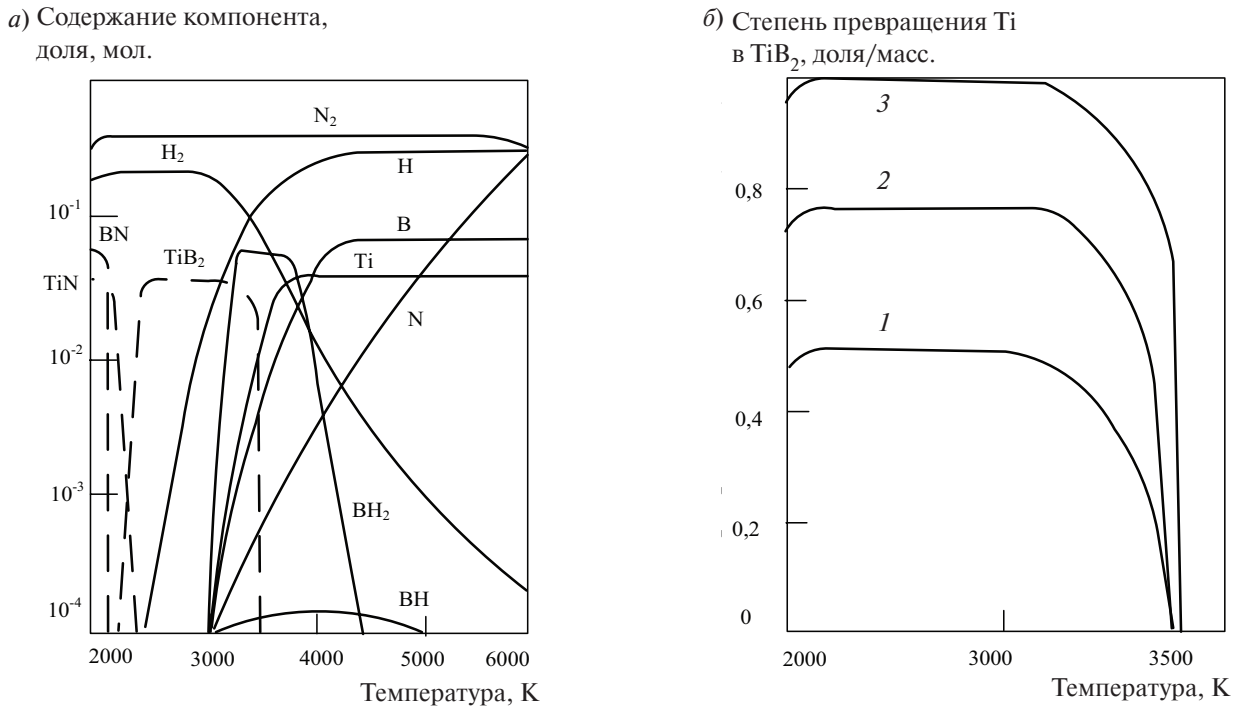


Рис. 3. Результаты термодинамических расчетов системы Ti-B-H-N: *а*) равновесные составы газовой и конденсированной фаз в зависимости от температуры при соотношении Ti:B:H:N = 1:2:12:20; *б*) зависимость степени превращения Ti в TiB_2 от соотношения Ti:B = 1:1,5 (*1*); 1:1,75 (*2*); 1:2 (*3*) и температуры

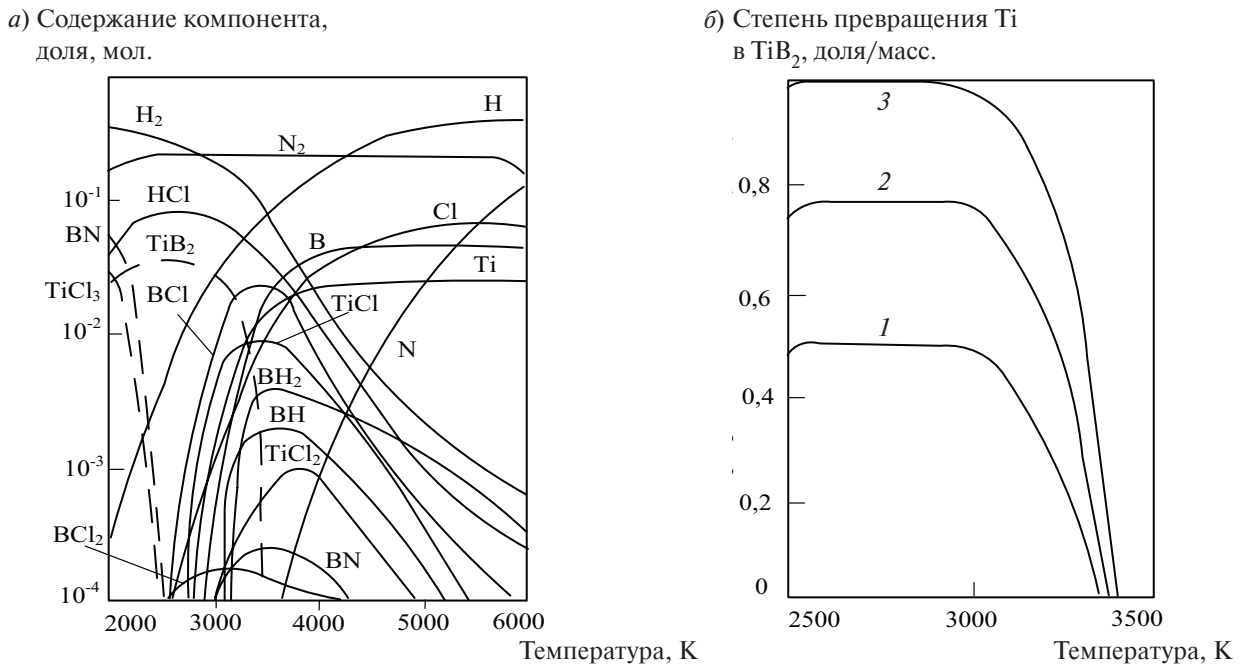


Рис. 4. Результаты термодинамических расчетов системы Ti-B-Cl-H-N: *а*) равновесные составы газовой и конденсированной фаз в зависимости от температуры при соотношении Ti:B:Cl:H:N = 1:2:4:36:20; *б*) зависимость степени превращения Ti в TiB_2 от соотношения Cl:H = 1:1 (*1*); 1:6 (*2*); 1:9 (*3*)

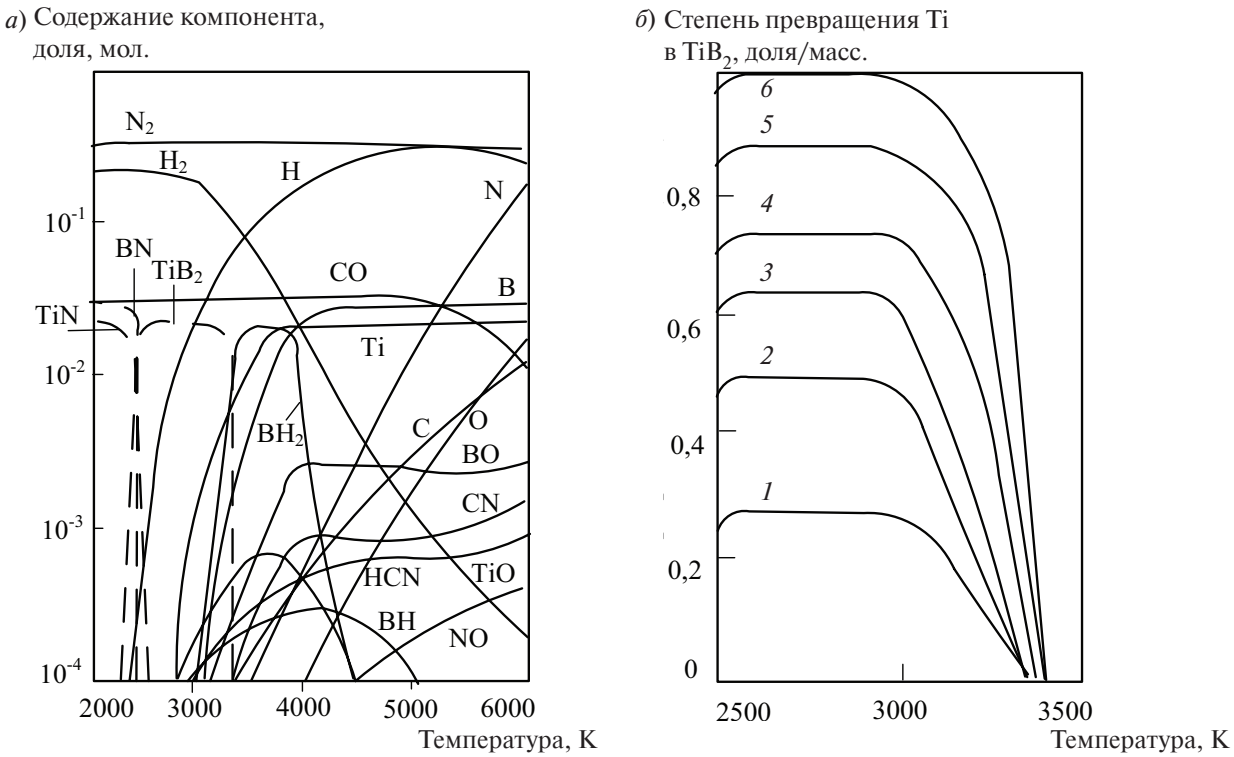


Рис. 5. Результаты термодинамических расчетов системы Ti-B-O-C-H-N:
а) равновесные составы газовой и конденсированной фаз в зависимости от температуры при соотношении Ti:B:O:C:H:N = 1:2:2:2:12:20; *б*) зависимость степени превращения Ti в TiB2 от соотношения Ti:B = 1:0,5 (*1*); 1:1 (*2*); 1:1,25 (*3*);1:1,5 (*4*); 1:1,75 (*5*); 1:2 (*6*)

температуре ниже 2800 K, могут присутствовать нитрид бора и свободный углерод, равновесная концентрация которых зависит от соотношений B:Ti и C:O. При температуре ниже 2300 K термодинамически возможными становятся процессы нитридообразования, описываемые реакцией (4). Образование нитрида титана возможно наряду с диборидом в области более высоких температур при недостатке бора.

Заключение

Проведено термодинамическое исследование равновесных и квазиравновесных составов систем C-H-N, B-H-N, Ti-B-H-N и Ti-B-O-C-H-N, Ti-B-Cl-H-N. В системе C-H-N в равновесных условиях 100%-ная газификация углерода достигается в интервале температур 2800–3800 K за счет образования циановодорода и углеводородных радикалов. До 98 % углерода присутствует в газовой фазе в виде HCN. Квазиравновесные условия, исключающие образование конденсированного углерода, позволяют существенно расширить температурный интервал термодинамической устойчивости циановодорода до 2000K. В системе B-H-N в равновесных условиях 100 %-ная газификация бора достигается в интервале температур 2650–3250 K за счет образования бороводорода состава BH_2. В условиях квазиравновесия, исключающих конденсацию бора, температурная область стабильности BH_2 расширяется до 2150 K. В системах Ti-B-H-N и Ti-B-O-C-H-N 100 %-ный выход диборида титана возможен при стехиометрических соотношениях Ti:B = 1:2, O:C=2:2 и 6-кратном избытке водорода (B:H = 2:12) в интервале температур 2300–3500 K. В системе Ti-B-Cl-H-N 100%-ный выход диборида титана достигается в интервале температур 2300–2500 K при стехиометрическом соотношении Ti-B и избытке водорода (Cl:H=1:9).

Работа выполнена в СибГИУ при поддержке Фонда содействия развитию малых форм предприятий в научно-технической сфере в рамках договора № 7112ГУ/2015.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Галевский Г.В., Киселева Т.В., Полях О.А., Руднева В.В.** Технология плазмометаллургического производства наноматериалов: в 2 т. Т1. Основы проектирования плазмометаллургических реакторов и процессов. М.: Флинта: Наука, 2008 228 с.

2. **Гусев А.И.** Наноматериалы, наноструктуры, нанотехнологии. М.: Физматлит, 2005. 416 с.

3. **Андриевский Р.А., Рагуля А.В.** Наноструктурные материалы. М.: Издат. центр «Академия», 2005. 192 с.

4. **Хартманн У.** Очарование нанотехнологии / Перевод с нем. Т.Н. Захаровой; под ред. Л.Н. Патрикеева. М.: БИНОМ. Лаборатория знаний, 2008. 173 с.

5. **Рудской А.И.** Нанотехнологии в металлургии. СПб.: Наука, 2007. 186 с.

6. **Морохов И.Д.** Современное состояние проблемы «Ультрадисперсные системы» // Физикохимия ультрадисперсных систем: сб.науч.тр./ ИМ АН СССР. М.: Наука, 1987. С. 5–10.

7. **Сурис А.Л**. Термодинамика высокотемпературных процессов: Справочник. М.: Металлургия, 1985. 568 с.

8. **Руднева В.В.** Наноматериалы и нанотехнологии в производстве карбида кремния: монография: в 3 т. / Науч. ред. Г.В. Галевский; дополнительный том. Плазмометаллургическое производство карбида кремния: развитие теории и совершенствование технологии. М.: Флинта: Наука, 2008. 387 с.

9. **Руднева В.В., Юркова Е.К.** Наноматериалы и нанотехнологии в производстве карбида кремния: монография: в 3 т. / Науч. ред. Г.В. Галевский; дополнительный том. Плазменный синтез и компактирование нанокарбида кремния. Новокузнецк: Изд. центр СибГИУ, 2011. 241 с.

10. **Галевский Г.В., Руднева В.В., Ефимова К.А.** Разработка научных и технологических основ плазменного синтеза наноборида титана // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2015. № 2(219). С. 141–150.

11. **Ширяева Л.С., Гарбузова А.К., Галевский Г.В.** Производство и применение карбида титана (оценка, тенденции, прогнозы) // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2014. № 2(195). С. 100–108.

12. **Ширяева Л.С., Ноздрин И.В., Галевский Г.В., Руднева В.В.** Исследование плазменного синтеза нанокарбида хрома // Вестник горно-металлургической секции Российской академии естественных наук: сб. науч. тр. № 29. С. 94–101. / Новокузнецк: СибГИУ. 2012.

13. **Крастиньш Я.А., Медведева Г.Н., Лестева И.П.** Термодинамика образования соединений в системах Ti-B-N и Zr-B-N // Применение низкотемпературной плазмы в технологии неорганических веществ и порошковой металлургии. Т. 2: сб. науч. тр. Рига: Зинатне, 1985. С. 50–54.

14. **Руднева В.В.** Макрокинетика процессов пиролиза углеводородов в плазмометаллургическом реакторе / СибГИУ. Новокузнецк, 2007. – 10 с. Ил. – Библиогр.: 6 назв.– Деп. в ВИНСИТИ 20.11.2007, №1072 - В 2007.

15. **Краснокутский Ю.И., Верещак В.Г.** Получение тугоплавких соединений в плазме. – К.: Вища шк. Головное изд-во, 1987. 200 с.

16. **Ноздрин И.В., Руднева В.В., Галевский Г.В.** Исследование плазменного синтеза и физико-химических характеристик наноразмерного борида хрома CrB2 // Вестник горно-металлургической секции РАЕН. Отделение металлургии: сб. науч. тр. Вып. 31. С. 84–94. СибГИУ – Москва: Новокузнецк, 2013.

17. **Ноздрин И.В., Ширяева Л.С., Руднева В.В., Галевский Г.В.** Исследование процессов образования бор-углеродсодержащих соединений хрома при синтезе в плазменном потоке // Вестник горно-металлургической секции РАЕН. Отделение металлургии: сб. науч. тр. Вып. 31. С. 77–84. СибГИУ – Москва: Новокузнецк, 2013.

18. **Уикс К.Е., Блок Ф.Е.** Термодинамические свойства 65 элементов и их окислов, галогенидов, карбидов и нитридов. М.: Металлургия, 1965. 126 с.

19. **Schick H.L.** Thermodynamics of Certain Refractory Compounds: V. 11. N-Y.: Academicpress, 1966. 775 p.

20. **Barin J., Knacbe** O. Thermochemical properties of Inorganic Substances. N-Y.: Academicpress, 1973. 647 p.

21. JANAF Thermochemical tables. Wash.Gov.print. off, 1966–1975.

22. **Bikhan G. Spangenberg H.J.** Zur gleichhzeitigen Bildung fon Blausaure und Aretylen im Stickstoffplasmastral // Chem. Technik. 1975. №12. S. 736–738.

23. Термодинамические свойства индивидуальных веществ: Справочник в 4 т. / Под ред. В.П. Глушко. М.: Наука, 1978–1982 гг.

REFERENCES

1. **Galevskiy G.V., Kiseleva T.V., Polyakh O.A., Rudneva V.V.** Tekhnologiya plazmometallurgicheskogo proizvodstva nanomaterialov : v 2 t. – T1. Osnovy proyektirovaniya plazmometallurgicheskikh reaktorov i protsessov. M.: Flinta: Nauka, 2008. 228 s. (rus.)

2. **Gusev A.I.** Nanomaterialy, nanostruktury, nanotekhnologii. M.: Fizmatlit, 2005. 416 s. (rus.)

3. **Andriyevskiy R.A., Ragulya A.V.** Nanostrukturnyye materialy. M.: Izdat. Tsentr "Akademiya", 2005. 192 s. (rus.)

4. **Khartmann U.** Ocharovaniye nanotekhnologii / Perevod s nem. T.N. Zakharovoy pod red. L.N. Patrikeyeva. M.: BINOM. Laboratoriya znaniy, 2008. 173 s. (rus.)

5. **Rudskoy A.I.** Nanotekhnologii v metallurgii. SPb.: Nauka, 2007. 186 s. (rus.)

6. **Morokhov I.D.** Sovremennoye sostoyaniye problemy "Ultradis-persnyye sistemy"/I.D. Morokhov // Fizikokhimiya ultradispersnykh sistem: sb.nauch.tr./ IM AN SSSR- M.: Nauka. 1987. S. 5–10. (rus.)

7. **Suris A.L.** Termodinamika vysokotemperaturnykh protsessov: spravochnik/A.L. Suris. – M.: Metallurgiya, 1985. 568 s. (rus.)

8. **Rudneva V.V.** Nanomaterialy i nanotekhnologii v proizvodstve karbida kremniya: Monografiya v 3 t./ Nauch. red. G.V. Galevskiy; dopolnitelnyy tom. Plazmometallurgicheskoye proizvodstvo karbida kremniya: razvitiye teorii i sovershenstvovaniye tekhnologii. M.: Flinta: Nauka, 2008. 387 s. (rus.)

9. **Rudneva V.V. Yurkova Ye.K.** Nanomaterialy i nanotekhnologii v proizvodstve karbida kremniya: monografiya: v 3 t. / Nauch. red. G.V. Galevskiy; dopolnitelnyy tom. Plazmennyy sintez i kompaktirovaniye nanokarbida kremniya. Novokuznetsk: Izd. tsentr SibGIU, 2011. 241 s. (rus.)

10. **Galevskiy G.V., Rudneva V.V., Yefimova K.A.** Razrabotka nauchnykh i tekhnologicheskikh osnov plazmennogo sinteza nanoborida titana. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti Cankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta*. 2015. №2(219). S. 141–150. (rus.)

11. **Shiryayeva L.S., Garbuzova A.K., Galevskiy G.V.** Proizvodstvo i primeneniye karbida titana (otsenka, tendentsii, prognozy). *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti Cankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta*. 2014. №2(195). S. 100–108. (rus.)

12. **Shiryayeva L.S., Nozdrin I.V., Galevskiy G.V., Rudneva V.V.** Issledovaniye plazmennogo sinteza nanokarbida khroma. *Vestnik gorno-metallurgicheskoy sektsii Rossiyskoy akademii yestestvennykh nauk: sb.nauch.tr.* Novokuznetsk: SibGIU. 2012. №29. S. 94–101. (rus.)

13. **Krastinsh Ya.A., Medvedeva G.N., Lesteva I.P.** Termodinamika obrazovaniya soyedineniy v si-stemakh Ti-B-N i Zr-B-N. *Primeneniye nizkotemperaturnoy plazmy v tekhnologii neorganicheskikh ve-shchestv i poroshkovoy metallurgii*. T. 2: sb. nauch. tr. Riga: Zinatne, 1985. S. 50–54. (rus.)

14. **Rudneva V.V.** Makrokinetika protsessov piroliza uglevodorodov v plazmometallurgicheskom reaktore / SibGIU-Novokuznetsk, 2007 – 10s. Il. – Bibliogr.: 6 nazv.- Rus. – Dep. v VINSITI 20.11.2007, №1072. V 2007. (rus.)

15. **Krasnokutskiy Yu.I., Vereshchak V.G.** Polucheniye tugoplavkikh soyedineniy v plazme. K.: Vishcha shk. Golovnoye izd-vo, 1987. 200 s. (rus.)

16. **Nozdrin I.V., Rudneva V.V., Galevskiy G.V.** Issledovaniye plazmennogo sinteza i fiziko-khimicheskikh kharakteristik nanorazmernogo borida khroma CrB2. *Vestnik gorno-metallurgicheskoy sektsii RAEN. Otdeleniye metallurgii: sb. nauch. tr.* / SibGIU – Moskva: Novokuznetsk, 2013. Vyp. 31. S. 84–94. (rus.)

17. **Nozdrin I.V., Shiryayeva L.S., Rudneva V.V., Galevskiy G.V.** Issledovaniye protsessov obrazovaniya boruglerodsoderzhashchikh soyedineniy khroma pri sinteze v plazmennom potoke. *Vestnik gorno-metallurgicheskoy sektsii RAEN. Otdeleniye metallurgii: sb. nauch. tr.* / SibGIU – Moskva: Novokuznetsk, 2013. Vyp. 31. S. 77–84. (rus.)

18. **Uiks K.Ye., Blok F.Ye.** Termodinamicheskiye svoystva 65 elementov i ikh okis-lov, galogenidov, karbidov i nitridov. M.: Metallurgiya,1965. 126 s. (rus.)

19. **Schick H.L.** Thermodynamics of Certain Refractory Compounds: V. 11. N-Y.: Academicpress, 1966. 775 p.

20. **Barin J., Knacbe O.** Thermochemical properties of Inorganic Substances. N-Y.: Academicpress, 1973. 647 p.

21. JANAF Thermochemical tables. Wash.Gov.print. off, 1966-1975.

22. **Bikhan G., Spangenberg H.J.** Zur gleichhzeitigen Bildung fon Blausaure und Aretylen im Stickstoffplasmastral. *Chem. Technik*. 1975. №12. S. 736–738. (rus.)

23. Termodinamicheskiye svoystva individualnykh veshchestv: Spravochnik v 4 t. / Pod red. V.P. Glushko. M.: Nauka, 1978–1982 gg. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ЕФИМОВА Ксения Александровна – аспирант Сибирского государственного индустриального университета.
654007, г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42.
E-mail: efimovaksenia@mail.ru

EFIMOVA Kseniia A. – Siberian State Industrial University.
42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007.
E-mail: efimovaksenia@mail.ru

ГАЛЕВСКИЙ Геннадий Владиславович – доктор технических наук профессор, заведующий кафедрой Сибирского государственного индустриального университета.
654007, г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42.
E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

GALEVSKY Gennadii V. – Siberian State Industrial University.
42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007.
E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

РУДНЕВА Виктория Владимировна – доктор технических наук профессор Сибирского государственного индустриального университета.
654007, г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42.
E-mail: kafcmet@mail.ru

RUDNEVA Viktoriia V. – Siberian State Industrial University.
42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007.
E-mail: kafcmet@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.24
УДК 001:929

А.И. Демидов

ПРОФЕССОР АНДРЕЙ ГЕОРГИЕВИЧ МОРАЧЕВСКИЙ (К 90-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

A.I. Demidov

PROFESSOR ANDREY GEORGIEVICH MORACHEVSKY (FOR HIS 90TH ANNIVERSARY)

Очерк об основных результатах научно-педагогической деятельности известного ученого в области высокотемпературной электрохимии и физической химии металлов и сплавов доктора технических наук профессора Андрея Георгиевича Морачевского. Энциклопедические знания и завидная трудоспособность позволили ему только за последние пять лет написать и опубликовать четыре учебных пособия и десять книг по истории науки.

ТЕМПЕРАТУРА; ЭЛЕКТРОХИМИЯ; ФИЗИЧЕСКАЯ ХИМИЯ; МЕТАЛЛЫ; СПЛАВЫ.

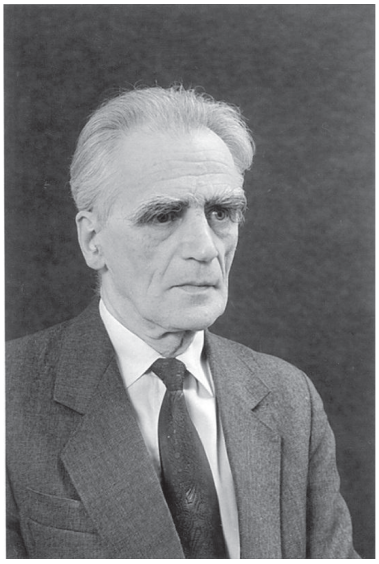
An essay dedicated to the major results of the scientific and educational activity of a well-known scientist in the field of high-temperature electrochemistry and physical chemistry of metals and alloys, Doctor of Engineering Science, Professor Andrey Georgievich Morachevsky. His encyclopaedic knowledge and outstanding diligence enabled him to write and publish four textbooks and ten books on the history of science only in the past five years.

TEMPERATURE; ELECTROCHEMISTRY; PHYSICAL CHEMISTRY; METALS; ALLOYS.

Андрей Георгиевич Морачевский родился в Ленинграде 1 октября 1926 года [1–3]. В 1950 году окончил инженерный физико-химический факультет Ленинградского технологического института по специальности «Физикохимия». С 1953 года его научно-педагогическая деятельность связана с Санкт-Петербургским политехническим университетом Петра Великого. После окончания аспирантуры в 1956 году Андрей Георгиевич работал на кафедре «Физическая химия» факультета технологии и исследования материалов, занимал должности ассистента (1956–1962), доцента (1962–1971), профессора (1971–1973), профессора-заведующего кафедрой (1973–2002), с 2002 года – профессора. Защитил диссертации на соискание ученой степени кандидата (1957), доктора технических наук (1969). В настоящее время – профессор кафедры «Физикохимия и технологии микросистемной техники».

Общее научное направление – высокотемпературная электрохимия и физическая химия металлов и сплавов. В рамках этого направления подготовлены свыше 50 кандидатов наук, 4 преподавателя кафедры защитили докторские диссертации.

А.Г. Морачевский принимал непосредственное участие во внедрении нового прогрессивного электролита для производства сплавов системы Pb-Na-K на одном из предприятий химической промышленности (г. Дзержинск Нижегородской области), в организации промышленного



А.Г. Морачевский

производства калия путем электролиза с жидким катодом, в разработке промышленной технологии получения натрия высокой чистоты для Белоярской атомной станции.

В восьмидесятые годы прошлого века на кафедре физической химик ЛПИ под руководством А.Г. Морачевского был выполнен большой комплекс электрохимических исследований поведения различных анодных материалов, включая системы Li-Si, Li-B, в литийсодержащих расплавленных электролитах. Исследовались и катодные материалы, сульфиды железа различного состава. В работах принимали участие также сотрудники Научно-исследовательского аккумуляторного института и Кировского политехнического института. Результаты исследований были использованы при разработке первичных и вторичных среднетемпературных источников тока.

Прекращение финансирования исследований в области среднетемпературных источников тока, несмотря на вполне обнадёживающие результаты, побудило А.Г. Морачевского в 1990-1991 годах переключиться на актуальную проблему – технологию переработки отслуживших свой срок свинцовых аккумуляторов. По результатам исследований, выполненных по указанной тематике в основном на кафедре «Физическая химия», опубликована монография А.Г. Морачевского «Физико-химия рециклинга свинца» (СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2009. 270 с.).

В 1986 году за работу «Физико-химические основы, технология и промышленное производство сверхчистых металлов (ртуть, кадмий, цинк, свинец, висмут, галлий, индий, таллий, теллур)» авторскому коллективу, в состав которого входил А.Г. Морачевский, была присуждена Государственная премия УССР в области науки и техники. В 1991 году за заслуги в научно-педагогической деятельности А.Г. Морачевскому было присвоено почётное звание «Заслуженный деятель науки и техники РФ».

В настоящее время А.Г. Морачевский является членом редколлегий «Журнала прикладной химии» РАН, журнала «Расплавы» РАН.

Андрей Георгиевич – автор более 1000 научных работ, в том числе 9 монографий, одна из которых переведена в США, 10 справочных изданий (два переведены в Японии), серии справочно-аналитических изданий «Термодинамика систем и процессов в металлургии никеля и меди» (15 выпусков, общий объем 100 п.л.), 22 учебных пособий (одно из них переведено в Польше), 70 авторских свидетельств, 20 книжных изданий по истории науки, большого числа обзоров по актуальным проблемам физической химии, термодинамики металлов и сплавов, оригинальных работ, очерков о людях науки.

Андрей Георгиевич обладает энциклопедическими знаниями и завидной трудоспособностью; только за последние пять лет им написаны и опубликованы четыре учебных пособия:

Физическая химия. Поверхностные явления и дисперсные системы: Учеб. пособие. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2011. 152 с.; 2-е изд. СПб.: Изд-во «Лань», 2015;

Физическая химия. Термодинамика химических реакций: Учеб. пособие / Морачевский А.Г., Фирсова Е.Г. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2012. 98 с.; 2-е изд. СПб.: Изд-во «Лань», 2015;

Физическая химия. Гетерогенные системы: Учеб. пособие / Морачевский А.Г., Фирсова Е.Г. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2013. 183 с.; 2-е изд. – СПб.: Изд-во «Лань», 2015;

Термодинамика жидких металлов и сплавов: Учеб. пособие / Морачевский А.Г., Фирсова Е.Г. СПб.: Изд-во «Лань», 2016. 240 с., а также десять книг по истории науки:

Профессор Владимир Ефимович Грум-Гржимайло. Жизнь и деятельность. 1864 – 1928. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2011. 88 с.

Профессор Павел Павлович Федотьев и его научная школа. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2011. 89 с.;

Отец и сын Меншуткины. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2012. 123 с.;

Жизнь и труды профессора Башилова / А.Г. Морачевский, Д.А. Морачевская. – СПб.: «Скифия-принт», 2012. 110 с.;

Химия и химики в Политехническом институте. Санкт-Петербург, Петроград, Ленинград. 1902–1930 гг. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2012. 288 с.;

Академик Владимир Иванович Вернадский (к 150-летию со дня рождения). – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2013. 106 с.;

Металлурги и химики – выпускники Политехнического института. Санкт-Петербург, Петроград, Ленинград. 1907 – 1930 гг. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2013. 190 с.;

Русская платина. Люди и судьбы. Исторические очерки. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2014. 180 с.;

Российские химики в эмиграции: шесть исторических очерков. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2014. 148 с.;

Вклад ученых Политехнического института в изучение и освоение богатств страны. Санкт-Петербург – Петроград – Ленинград 1902 – 1930 гг. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2015. 91 с.

Одна книга А.Г. Морачевского находится в печати.

Попечительский Совет Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого присоединяется к поступившим в адрес Андрея Георгиевича многочисленным поздравлениям и желает ему дальнейших творческих успехов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Санкт-Петербургский государственный политехнический университет: Биографии / Под ред. акад. РАН Ю.С. Васильева. СПб.: Изд-во «Гуманистика», 2006. 868 с.

2. **Александров С.Е., Демидов А.И.** Профессор Андрей Георгиевич Морачевский (к 85-летию со дня рождения) // Науч.-технич. ведомости СПбГПУ. Наука и образование. 2011. № 4 (135). С. 290–292.

3. **Морачевский А.Г.** Мой путь в науку. СПб.: Химиздат, 2012. 160 с.

REFERENCES

1. Sankt-Peterburgskiy gosudarstvennyy politekhnicheskiy universitet: Biografii / Pod red. akad. RAN Yu.S. Vasilyeva. – SPb.: Izd-vo «Gumanistika», 2006. 868 s. (rus.)

2. **Aleksandrov S.Ye., Demidov A.I.** Professor Andrey Georgiyevich Morachevskiy (k 85-letiyu so dnya rozhdeniya). *Nauch.-tekhnich. vedomosti SPbGPU. Nauka i obrazovaniye.* 2011. № 4 (135). S. 290-292. (rus.)

3. **Morachevskiy A.G**. Moy put v nauku. SPb.: KHimizdat, 2012. 160 s. (rus.)

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

ДЕМИДОВ Александр Иванович – доктор химических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: demidov1902@gmail.com

DEMIDOV Aleksandr I. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: demidov1902@gmail.com

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.25
УДК 51/.53(051)

А.Г. Морачевский, Е.Г. Фирсова

ПЯТНАДЦАТЫЙ ПРЕЗИДЕНТ АКАДЕМИИ НАУК РОССИИ (К 125-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ АКАДЕМИКА СЕРГЕЯ ИВАНОВИЧА ВАВИЛОВА)

A.G. Morachevskiy, E.G. Firsova

THE 15TH PRESIDENT OF THE RUSSIAN ACADEMY OF SCIENCES (DEDICATED TO THE 125TH BIRTH ANNIVERSARY OF ACADEMICIAN SERGEY IVANOVICH VAVILOV)

Очерк посвящен жизни, научной и педагогической деятельности выдающегося физика, действительного члена Академии наук СССР, организатора научных коллективов и общественного деятеля Сергея Ивановича Вавилова (1891–1951). С 1945 г. и до конца жизни он был президентом Академии наук СССР. С.И. Вавилов создал крупную научную школу в области физической оптики, подробно исследовал явление люминесценции, выявил прикладное значение этого явления. За открытие и теоретическое обоснование эффекта Вавилова–Черенкова в 1958 году российские ученые были удостоены Нобелевской премии. Работы С.И. Вавилова создали предпосылки для развития нелинейной оптики. Научные труды С.И. Вавилова были четырежды удостоены Государственной (Сталинской) премии. Широко известны работы ученого в области истории науки, им переведена на русский язык «Оптика» Ньютона. В очерке говорится также о трагической судьбе его старшего брата, Н. И. Вавилова (1887–1943) , академика, биолога и генетика.

ВАВИЛОВ С.И.; АКАДЕМИК АН СССР; ПРЕЗИДЕНТ АН СССР; ЛЮМИНЕСЦЕНЦИЯ; ЭФФЕКТ ВАВИЛОВА–ЧЕРЕНКОВА; НЕЛИНЕЙНАЯ ОПТИКА; ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ОПТИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ; ФИЗИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ АН СССР.

This essay is dedicated to the life and academic and teaching activities of Sergey Ivanovich Vavilov (1891–1951), an outstanding physicist, full member of the USSR Academy of Sciences, organizer of scientific teams and a prominent public figure. From 1945 until the end of his life, Vavilov was President of the USSR Academy of Sciences. He founded a large scientific school in the area of physical optics, explored the phenomenon of luminescence and identified its practical significance. For the discovery and theoretical substantiation of the Vavilov–Cherenkov effect in 1958, the Russian scientists were awarded a Nobel prize. Vavilov’s studies laid the groundwork for the development of nonlinear physics. His scholarly works were awarded the State (Stalin) Prize four times. Vavilov’s research in the history of science is widely known. He also translated Newton’s ‘Opticks’ into Russian. The article also dwells on the tragic fate of his older brother, N.I. Vavilov (1887–1943), academician, biologist and genetic scientist.

S. I. VAVILOV; MEMBER OF THE USSR ACADEMY OF SCIENCES; PRESIDENT OF THE USSR ACADEMY OF SCIENCES; LUMINESCENCE; VAVILOV–CHERENKOV EFFECT; NONLINEAR OPTICS; STATE INSTITUTE OF OPTICS; PHYSICS INSTITUTE OF THE USSR ACADEMY OF SCIENCES.

Сергей Иванович Вавилов по праву считается одним из крупнейших физиков в истории отечественной науки. Его основные научные труды посвящены проблемам физической оптики. Он всесторонне исследовал явление люминесценции – излучения, возникающего при возбуждении тем или иным способом твердых тел, растворов, газов, теоретически обосновал это явление, ввел понятие о квантовом выходе люминесценции. С.И. Вавилов детально изучил возможности практического применения люминесценции, создал крупную научную школу специалистов в области физической оптики.

Сергей Иванович Вавилов родился 12 (24) марта 1891 года в Москве в семье крупного коммерсанта, купца первой гильдии, одного из директоров компании «Трехгорная мануфактура» Ивана Ильича Вавилова. Сын крепостного крестьянина, не получивший достаточного образования, И.И. Вавилов собственным трудом добился определенного положения в обществе, был гласным Московской городской управы, справедливым и либерально настроенным человеком. Из числа детей в семье Вавиловых выделим двух братьев: старшего сына – Николая Ивановича и младшего на четыре года – Сергея Ивановича. Оба брата были очень дружны между собой. Так сложилось, что писать об С.И. Вавилове, не упоминая о трагической судьбе его любимого брата Н.И. Вавилова, биолога и генетика мирового уровня, просто невозможно.

В 1901 г. Сергей Вавилов десяти лет, после домашних занятий сдал экзамены и поступил в Коммерческое училище. Основанное в 1803 году, оно было одним из лучших средних учебных заведений Москвы. Все внимание было сосредоточено на изучении дисциплин естественного цикла: физики, химии, минералогии, биологии. Особое значение придавалось изучению иностранных языков: немецкого, английского и французского. Некоторые предметы преподавали профессора и доценты высших учебных заведений Москвы. Однако аттестат училища не давал права поступления в университет – требовалось знание латинского языка. С.И. Вавилов заблаговременно самостоятельно стал его изучать и ко времени окончания училища сдал полный гимназический курс латинского языка.

С.И. Вавилов

Осенью 1909 года С.И. Вавилов стал студентом математического отделения физико-математического факультета Московского университета. Вскоре после поступления он попал на лекцию по физике, которую читал выдающийся ученый, блестящий экспериментатор профессор Петр Николаевич Лебедев (1866–1912), основатель первой научной школы физиков в России. Под руководством П.Н. Лебедева в его лаборатории в Московском университете работала целая группа молодых физиков, ставших в дальнейшем крупными учеными. Ближайшим помощником П.Н. Лебедева был Петр Петрович Лазарев (1878–1942), разносторонний ученый, избранный в 1917 году академиком Российской Академии наук. С.И. Вавилов успешно работал в физическом практикуме, сдал экзамены и, будучи еще только студентом второго курса, получил разрешение П.Н. Лебедева работать в его лаборатории.

В феврале 1911 года в знак протеста против репрессивной политики министра народного просвещения Л.А. Кассо большая группа профессоров (25 человек, 28 % от общего числа профессоров Московского университета) и приват-доцентов (74 приват-доцента, 28 % от общего числа) покинула университет. Среди покинувших были П.Н. Лебедев и П.П. Лазарев. Самый передовой и самый организованный в борьбе за автономию Московский университет

понёс и самые большие потери. На помощь физикам пришли Московский народный университет имени А.Л. Шанявского и Общество содействия успехам опытных наук и их практическому применению имени Х.С. Леденцова. Это были организации, созданные на частные пожертвования. На выделенные средства были сняты помещения и оборудована лаборатория, которая вошла в состав университета имени А.Л. Шанявского. В этой лаборатории С.И. Вавилов под руководством П.П. Лазарева выполнил свое первое экспериментальное исследование.

Петр Николаевич Лебедев скончался 1 марта 1912 года. Свои соболезнования прислали виднейшие ученые того времени, среди них Аррениус, Крукс, Кюри, Нернст, Рентген и другие. Похороны П.Н. Лебедева были организованы университетом имени А.Л. Шанявского.

В мае 1914 года, блестяще сдав выпускные экзамены, С.И. Вавилов окончил Московский университет с дипломом первой степени. Этот диплом и получившее высокую оценку исследование по тепловому выцветанию красителей позволяли молодому физику остаться при университете для подготовки к преподавательской деятельности. Однако С.И. Вавилов отказался от этого предложения, не желая работать там, откуда ушли его учителя П.Н. Лебедев и П.П. Лазарев.

В июне 1914 года, за два месяца до начала первой мировой войны, С.И. Вавилов был призван в армию. На фронте сначала в саперных частях, затем в радиороте и радиодивизионе он неоднократно принимал участие в боевых действиях. Служил рядовым, ефрейтором, младшим и старшим унтер-офицером, с 1916 года после сдачи соответствующего экзамена получил звание прапорщика инженерных войск. Его части находились на Западном и Северо-Западном фронтах, в Галиции, Польше, Литве. В феврале 1918 года С.И. Вавилов был демобилизован и вернулся в Москву.

Еще в 1911 году, после ухода значительной части профессоров из Московского университета, возникла идея создания Общества Московского научного института с финансированием за счет пожертвований частных лиц. Такое Общество было создано и при нем – Московский научный институт. В рамках этого проекта 1 января 1917 года удалось открыть в Москве Физический институт, идея организации которого принадлежала еще П.Н. Лебедеву. Директором института стал П.П. Лазарев. В этот институт он пригласил вернувшегося в Москву С.И. Вавилова. В 1919 году Физический институт перешел в ведение Народного комиссариата здравоохранения РСФСР, затем был переименован в Институт биологической физики, в 1929 году получил название Института физики и биофизики. До 1930 года С.И. Вавилов занимал пост заведующего отделом физической оптики. С.И. Вавилов с группой сотрудников выполнил большой комплекс исследований, рассмотреть которые в рамках короткого очерка не представляется возможным. Отметим только, что в 1926 году С.И. Вавилов и его ближайший сотрудник В.Л. Лёвшин впервые наблюдали нелинейный оптический эффект. Одновременно уже начиная с 1918 года широко развернулась педагогическая деятельность С.И. Вавилова в высших учебных заведениях. По приглашению П.П. Лазарева, работавшего по совместительству в Московском высшем техническом училище (МВТУ), С.И. Вавилов стал преподавателем на его кафедре. Спустя ряд лет он – уже профессор МВТУ по кафедрам физики и теоретической светотехники. С 1920 года добавилось преподавание физики в Московском высшем зоотехническом институте. В качестве приват-доцента в этом же году молодой ученый читал курсы фотохимии, абсорбции и дисперсии света в Московском университете. С октября 1930 года С.И. Вавилов занял должность заведующего кафедрой общей физики на созданном физическом факультете Университета.

В 1931 году научные достижения С.И. Вавилова получают общественное признание – он избирается членом-корреспондентом АН СССР. Уже на следующий год по представлению академиков А.Н. Крылова и Л.И. Мандельштама избирается действительным членом (академиком) АН СССР.

В 1918 году в Петрограде был создан один из первых научно-исследовательских институтов, который получил название Государственный оптический институт (ГОИ). Его основателем и первым научным руководителем был академик АН СССР Дмитрий Сергеевич Рождественский (1876–1940), профессор Ленинградского университета, один из создателей оптико-механической

промышленности в СССР. В 1932 году Д.С. Рождественский принял решение сосредоточиться на научных исследованиях, освободившись от научного руководства ГОИ. В качестве своего преемника он выбрал С.И. Вавилова. Приняв это предложение, С.И. Вавилов вынужден был оставить Москву, МГУ и вместе с семьей переехать в Ленинград. Уже к тому времени, благодаря активной деятельности Д.С. Рождественского, в ГОИ сформировался большой коллектив сотрудников, среди которых был целый ряд будущих академиков и членов-корреспондентов АН СССР. Тематика института охватывала всю оптику, проводились как чисто научные, так и прикладные исследования.

В 1932 году в ГОИ по предложению Д.С. Рождественского была создана новая лаборатория – люминесцентного анализа, которую возглавил С.И. Вавилов и где широко развернулись его исследования явления люминесценции. За период с 1932 по 1941 год в ГОИ под руководством С.И. Вавилова была выполнена серия классических работ по изучению квантовых флуктуаций света. Был открыт новый вид оптического свечения – излучение Вавилова–Черенкова.

Одновременно, летом 1932 года руководство АН СССР поставило перед С.И. Вавиловым задачу превратить небольшую физическую лабораторию в составе Физико-математического института Академии наук в самостоятельный Физический институт АН СССР (ФИАН). По предложению С.И. Вавилова новому институту было присвоено имя П.Н. Лебедева, С.И. Вавилов стал его директором. Особое внимание в тематике института было уделено работам в области строения вещества и ядерной физики.

Положение осложнилось, когда в 1934 году ФИАН вместе с другими учреждениями Академии наук был переведен в Москву. С.И. Вавилову приходилось два-три раза в месяц выезжать в Москву для руководства ФИАНом. Особенно трудно было совмещать руководство двумя институтами в годы войны, так как ГОИ был эвакуирован в г. Йошкар-Олу, а ФИАН – в Казань.

Необходимо сделать отступление и рассказать о Николае Ивановиче Вавилове. Он был действительным членом АН СССР (с 1929 года), АН УССР (с 1929 года), президентом Всесоюзной Академии сельскохозяйственных наук имени Ленина (ВАСХНИЛ, 1929-1935 годы). Всемирно известный ботаник, растениевод, генетик, он был директором Всесоюзного института растениеводства (ВИР) и Института генетики АН СССР. Начиная с середины тридцатых годов Н.И. Вавилов и его сотрудники подвергаются нападкам со стороны Т.Д. Лысенко (1898–1976) и его сторонников, отрицавших законы наследственности и предъявлявших генетикам политические обвинения. Любимец И.В. Сталина и Н.С. Хрущева, Т.Д. Лысенко обещал добиться путем яровизации и других способов сказочных урожаев и придерживался линии партии. За период с 1935 по 1949 год Т.Д. Лысенко шесть раз был награжден орденом Ленина, получил три Сталинских премии, звание Героя Социалистического Труда, стал академиком АН УССР и АН СССР. В борьбе с Н.И. Вавиловым Лысенко и его команда не останавливались ни перед чем. Был репрессирован ряд ближайших сотрудников Н.И. Вавилова, а 6 августа 1940 был арестован и сам ученый. Шла вторая мировая война, и каких-либо международных протестов в связи с арестом всемирно известного ученого не последовало. 9 июля 1941 года после многочасовых допросов в Лубянской тюрьме по ложным, грубо сфабрикованным обвинениям Н.И. Вавилов был приговорен к расстрелу. В октябре 1941 года вместе с другими заключенными он был переведен в Саратовскую тюрьму. 13 июня 1942 года смертная казнь была заменена заключением сроком на 20 лет. 26 января 1943 года Н.И. Вавилов скончался от истощения в Саратовской тюрьме. В 1955 году Верховный суд Союза ССР приговор от 9 июля 1941 года в отношении Н.И. Вавилова отменил и дело производством прекратил за отсутствием состава преступления.

По воспоминаниям людей, близко знавших С.И. Вавилова и находившихся вместе с ним в Йошкар-Оле, узнав о смерти брата, С.И. Вавилов послал резкое письмо И.В. Сталину, последствия этого поступка были непредсказуемы [1]. Через неделю С.И. Вавилову сообщили о необходимости немедленного вылета Москву. Спустя несколько дней ученый вернулся. Встреча со Сталином, вероятно, состоялась 15 апреля 1943 года. Сталин уверял, что ничего не знал о судьбе Николая Ивановича Вавилова, выразил полное доверие Сергею Ивановичу. С.И. Вавилов

тут же был назначен уполномоченным Государственного Комитета Обороны по оптико-механической промышленности. В том же 1943 году С.И. Вавилов был награжден орденом Ленина за успешную работу по развитию отечественной оптико-механической промышленности. Ранее, в 1939 году, ученый был награжден орденом Трудового Красного Знамени за выполнение правительственных заданий и освоение новых видов вооружения. В 1943-м С.И. Вавилову присуждается Сталинская премия за научные работы по физической оптике.

В начале октября 1944-го в Москве состоялось Первое Всесоюзное совещание по вопросам люминесценции, в котором приняли участие свыше 300 научных работников. В своем большом докладе «О фотолюминесценции растворов» С.И. Вавилов подвел итоги многолетних исследований физиков в области люминесценции и поставил задачи дальнейшего решения научных проблем, связанных с этим явлением. Текст доклада был опубликован [3]. По решению совещания в декабре 1944 года при ФИАНе была создана Комиссия по люминесценции, её председателем был назначен С.И. Вавилов, он возглавлял работу Комиссии до конца жизни. Второе совещание по вопросам люминесценции состоялось в 1948 году.

В июне 1945-го в связи с празднованием 220-летия со времени образования Академии наук в России С.И. Вавилов был награжден вторым орденом Ленина.

В том же году Сталин принял решение заменить В.Л. Комарова на посту президента АН СССР. Из представленного Сталину списка [4] возможных кандидатур, в который, в частности, входил и академик Т.Д. Лысенко, Сталин выбрал С.И. Вавилова. Существует много догадок, почему был выбран беспартийный, сын купца первой гильдии, брат «врага народа» – версий много, но они навсегда останутся только версиями [5]. По одной из распространенных версий [6, 7] кандидатуру С.И. Вавилова на встрече со Сталиным отстоял вице-президент Академии наук И.П. Бардин, фактически подменявший в те годы больного и в довольно в преклонном возрасте президента В.Л. Комарова (1869–1945). И.П. Бардин выражал не только свое мнение, но и пожелания ряда академиков, занимавших видные посты в системе Академии наук. Первоначально Сталин хотел назначить на пост президента А.Я. Вышинского, в прошлом генерального прокурора, государственного обвинителя на фальсифицированных политических процессах 30-ых годов. Другой вариант – кандидатура Т.Д. Лысенко.

Общему собранию АН СССР была представлена одна кандидатура, и 17 июля 1945 года оно избрало на пост президента тайным голосованием Сергея Ивановича Вавилова (за – 92 голоса из 94). Для Академии наук и для страны это был оптимальный выбор. Выступавшие на Общем собрании ученые характеризовали С.И. Вавилова как ученого с большим опытом научно-организационной работы, яркого представителя физической науки, обладающего огромной эрудицией и высокой культурой. Однако трудно себе представить, что чувствовал С.И. Вавилов, вынужденный регулярно видеть Т.Д. Лысенко на заседаниях президиума АН СССР.

В связи с избранием президентом на ученого возлагался целый ряд обязанностей. Среди них обязанности:

председателя Комиссии АН СССР по истории физико-математических наук,

председателя Редакционно-издательского совета АН СССР,

главного редактора журнала «Доклады АН СССР»,

главного редактора издания АН СССР «Материалы к биобиблиографии ученых СССР».

В 1946 году С.И. Вавилову (совместно с И.Е. Таммом, И.М. Франком и П.А. Черенковым) была присуждена Сталинская премия за открытие нового вида свечения. Речь идет об уже упоминавшемся излучении Вавилова–Черенкова. И.Е. Тамму и И.М. Франку принадлежит теоретическое объяснение этого излучения. Уже после кончины С.И. Вавилова в 1958 году П.А. Черенкову, И.Е. Тамму и И.М. Франку была присуждена Нобелевская премия по физике «за открытие и истолкование эффекта Черенкова». Согласно положению о Нобелевских премиях посмертно они не присуждаются. В СССР эффект называют эффектом Вавилова-Черенкова.

По инициативе С.И. Вавилова было начато строительство нового здания Физического института АН СССР. По его же инициативе нача-

лось строительство комплекса зданий Московского университета на Ленинских горах. При С.И. Вавилове строились здания Института органической химии, Института металлургии АН СССР, в Ленинграде в 1947 году был образован Институт высокомолекулярных соединений АН СССР. При ближайшем участии С.И. Вавилова были созданы союзные республиканские академии наук в Азербайджанской (1945), Казахской (1946), Латвийской (1946), Эстонской (1946) ССР, а также сеть филиалов Академии наук на территории РСФСР и союзных республик.

Руководимый С.И. Вавиловым ФИАН принимал активное участие в реализации Атомного проекта в стране. В институте проводились расчеты реакторов «уран – графит», «уран – тяжелая вода», велись исследования по поглощению нейтронов в графите и тяжелой воде. В 1946 году при участии С.И. Вавилова по постановлению правительства в Теоретическом отделе ФИАНа под руководством академика И.Е. Тамма была создана научная группа, которой поручена разработка физических принципов водородной бомбы. В группу вошли академик В.Л. Гинзбург, молодые ученые, включая А.Д. Сахарова. В дальнейшем эта группа переехала из ФИАНа в Арзамас-16, где к 1953 году успешно завершила свою работу [8].

В 1949-м при Президиуме АН СССР был создан Ученый совет для руководства научно-исследовательскими работами по изучению атомного ядра и использованию атомной энергии в технике, химии, биологии и медицине. В состав Совета вошли виднейшие ученые страны – академики Д.В. Скобельцын, А.Н. Фрумкин, А.Н. Несмеянов, Л.А. Орбели и др.

В 1948–1949 годах по указанию Секретариата ЦК ВКП(б) планировалось проведение Всесоюзного совещания по идеологическим вопросам заведующих кафедрами физики университетов и других вузов. С.И. Вавилов всячески противодействовал проведению этого мероприятия и добился его отмены. Есть сведения, что в этом ему существенно помог И.В. Курчатов.

С.И. Вавилов всю свою жизнь интересовался историей науки. По словам академика И.П. Бардина, «любовь к истории науки была в нем, пожалуй не менее сильной, чем любовь к самой науке» [1, 9]. Центральное место среди работ С.И. Вавилова в области истории науки занимают исследования жизни и деятельности великого английского физика Исаака Ньютона. Первая крупная работа С.И. Вавилова об исследованиях Ньютона была опубликована еще в 1927 году в связи с 200-летием со дня смерти английского ученого [10]. Тогда же он перевел на русский язык «Оптику» Ньютона. Уже после смерти С.И. Вавилова было предпринято второе издание «Оптики». Подготовкой к печати занимался академик Г.С. Ландсберг. С.И. Вавиловым написана была также научная биография Ньютона [11]. Список других ученых, которым С.И. Вавилов посвятил научные статьи, очень велик, в нем иностранные и российские ученые (М. Фарадей, Л. Эйлер, М.В. Ломоносов, П.Н. Лебедев и другие).

С.И. Вавилов в 1938 году избирался депутатом Верховного Совета РСФСР от Василеостровского района г. Ленинграда, в 1946-м – депутатом Верховного Совета СССР от Ленинского района г. Москвы.

Последней большой работой ученого была монография «Микроструктура света», изданная в конце декабря 1950-го. В ней подведен итог тридцатилетней научной деятельности самого ученого и его школы физиков-оптиков. Одно из центральных мест в книге занимает рассмотрение причин возникновения оптических эффектов, характер которых нелинейно зависит от интенсивности света. С.И. Вавилов предсказал перспективы развития нового важнейшего направления в физике – нелинейной оптики.

Широко известный у себя на родине С.И. Вавилов, в отличие от своего брата Н.И. Вавилова, был относительно мало известен на Западе. Будучи президентом Академии наук, он ни разу не был в зарубежных поездках. Между тем он свободно владел английским, немецким, французским, итальянским и польским языками [12].

Сергей Иванович Вавилов скончался 25 января 1951 года, не дожив двух месяцев до своего 60-летнего юбилея. Его имя было присвоено Государственному оптическому институту в Ленинграде, лаборатории люминесценции в Физическом институте имени П.Н. Лебедева в Москве.

В Академии наук была учреждена Золотая медаль имени С.И. Вавилова.

Целый ряд других мероприятий увековечивает память об этом большом ученом и прекрасном человеке. Уже после кончины ученого ему в составе авторского коллектива в 1951 году присуждена Сталинская премия за разработку люминесцентных ламп, а в 1952-м посмертно присуждена Сталинская премия за научные труды «Микроструктура света» и «Глаз и Солнце».

Памяти С.И. Вавилова посвящена огромная литература. Уже к первой годовщине со дня его смерти был издан сборник «Памяти Сергея Ивановича Вавилова» [13], в котором рассмотрены все стороны его научной и организационной деятельности. В 1952–1956 годах Академия наук издала Собрание сочинений С.И. Вавилова в четырех томах. Трижды (в 1979, 1981 и 1991 гг.) издавались воспоминания людей, близко знавших ученого [14]. Очень хорошая книга о С.И. Вавилове написана Л.В. Левшиным [1], сыном многолетнего сотрудника и друга С.И. Вавилова профессора В.Л. Левшина. Весьма информативным является очерк Б.М. Болотовского с соавторами, посвященный С.И. Вавилову – ученому и человеку [15]. Ценнейшие документы о жизни братьев Вавиловых содержатся в книге Ю. Вавилова, сына Н.И. Вавилова [16].

В память о С.И. Вавилове регулярно проводятся Вавиловские чтения. Сергей Иванович Вавилов оставил глубокий след в физике и в истории развития науки в России.

1. **Левшин Л.В.** Сергей Иванович Вавилов / Отв. ред. Н.А. Борисевич. 2-е изд., испр. и доп. М.: Наука, 2003. 421 с.

2. **Левшин Л.В.** «Свет – мое призвание». Сергей Иванович Вавилов (1891–1951) // Судьбы творцов российской науки / Отв. ред. и сост. А.В. Сурин и М.И. Панов. М.: Эдиториал УРСС, 2002. С. 39–46.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

3. **Вавилов С.И.** О фотолюминесценции растворов // Изв. АН СССР. Сер. физич. 1945. Т. 9, № 4/5. С. 283–304.

4. **Крылов В.В.** Выборы или выбор. К истории избрания президента Академии наук СССР // Историч. архив. 1996. № 2. С.142–153.

5. **Есаков В.** Мифы и жизнь // Наука и жизнь. 1991. № 1. С. 110–118.

6. **Фейнберг Е.Л.** Эпоха и личность. Физики. Очерки и воспоминания. М.: Наука, 1999. С. 137–175.

7. **Фейнберг Е.Л.** Сергей Иванович Вавилов и его время // Успехи физич. наук. 2001 г. Т. 171, № 10. С. 1082–1087.

8. **Крохин О.Н.** С.И. Вавилов – основатель Физического института им. П.Н. Лебедева // Успехи физич. наук. 2001. Т. 171, № 10. С. 1080–1082.

9. **Гинзбург В.Л.** О Сергее Ивановиче Вавилове // Успехи физич. наук. 2001. Т. 171, № 10. С. 1077–1080.

10. **Вавилов С.И.** Принципы и гипотезы Ньютона // Успехи физич. наук. 1927. Т. 7, № 2. С. 87–106.

11. **Вавилов С.И.** Исаак Ньютон. М.-Л.: Изд-во АН СССР, 1945.

12. **Вавилов Ю.Н., Левшин Л.В.** Выдающийся физик, организатор отечественной науки, государственный и общественный деятель (к 110-летию со дня рождения академика С.И. Вавилова) // Оптика и спектроскопия. 2002. Т. 92, № 6. С. 1033–1038.

13. Памяти Сергея Ивановича Вавилова: Сборник. М.: Изд-во АН СССР, 1952. 376 с.

14. Сергей Иванович Вавилов: Очерки и воспоминания / Под ред. И.М. Франка. 3-е изд. М.: Наука, 1991.

15. **Болотовский Б.М., Вавилов Ю.Н., Киркин А.Н.** Сергей Иванович Вавилов – ученый и человек: взгляд с порога XXI века // Успехи физич. наук. 1998. Т. 168, № 5. С. 551–570.

16. **Вавилов Ю.** В долгом поиске. Книга о братьях Николае и Сергее Вавиловых. 2-е изд., дополн. и перераб. М.: Изд-во ФИАН, 2008. 318 с.

1. **Levshin L.V.** Sergey Ivanovich Vavilov / Otv. red. N.A. Borisevich. 2-ye izd., ispr. i dop. M.: Nauka, 2003. – 421 s. (rus.)

2. **Levshin L.V.** “Svet – moye prizvaniye”. Sergey Ivanovich Vavilov (1891–1951). *Sudby tvortsov rossiyskoy*

REFERENCES

nauki / Otv. red. i sost. A.V. Surin, M.I. Panov. M.: Editorial URSS, 2002. S. 39–46. (rus.)

3. **Vavilov S.I.** O fotolyuminestsentsii rastvorov. *Izv. AN SSSR. Ser. fizich*. 1945. T. 9, № 4/5. S. 283–304. (rus.)

4. **Krylov V.V.** Vybory ili vybor. K istorii izbraniya prezidenta Akademii nauk SSSR. *Istorich. arkhiv*. 1996. № 2. S. 142–153. (rus.)

5. **Yesakov V.** Mify i zhizn. *Nauka i zhizn*. 1991. № 1. S. 110–118. (rus.)

6. **Feynberg Ye.L.** Epokha i lichnost. Fiziki. Ocherki i vospominaniya. M.: Nauka, 1999. S. 137–175. (rus.)

7. **Feynberg Ye.L.** Sergey Ivanovich Vavilov i yego vremya. *Uspekhi fizich. nauk*. 2001. T. 171, № 10. S. 1082–1087. (rus.)

8. **Krokhin O.N.** S.I. Vavilov – osnovatel Fizicheskogo instituta im. P.N. Lebedeva. *Uspekhi fizich. nauk*. 2001. T. 171, № 10. S. 1080–1082. (rus.)

9. **Ginzburg V.L.** O Sergeye Ivanoviche Vavilove. *Uspekhi fizich. nauk*. 2001. T.171, № 10. S. 1077–1080. (rus.)

10. **Vavilov S.I.** Printsipy i gipotezy Nyutona. *Uspekhi fizich. nauk*. 1927. T. 7, № 2. S. 87. 106. (rus.)

11. **Vavilov S.I.** Isaak Nyuton. M.-L.: Izd-vo AN SSSR, 1945. (rus.)

12. **Vavilov Yu.N., Levshin L.V.** Vydayushchiysya fizik, organizator otechestvennoy nauki, gosudarstvennyy i obshchestvennyy deyatel (k 110-letiyu so dnya rozhdeniya akademika S.I. Vavilova). *Optika i spektroskopiya*. 2002. T. 92, № 6. S. 1033–1038. (rus.)

13. Pamyati Sergeya Ivanovicha Vavilova: Sbornik. M.: Izd-vo AN SSSR, 1952. 376 s. (rus.)

14. Sergey Ivanovich Vavilov: Ocherki i vospominaniya / Pod red. I.M. Franka. 3-ye izd. M.: Nauka, 1991. (rus.)

15. **Bolotovskiy B.M., Vavilov Yu.N., Kirkin A.N.** Sergey Ivanovich Vavilov – uchenyy i chelovek: vzglyad s poroga XXI veka. *Uspekhi fizich. nauk*. 1998. T. 168, № 5. S. 551–570. (rus.)

16. **Vavilov Yu.** V dolgom poiske. Kniga o bratyakh Nikolaye i Sergeye Vavilovykh. 2 -oye izd., dopoln. i pererab. M.: Izd-vo FIAN, 2008. 318 s. (rus.)

МОРАЧЕВСКИЙ Андрей Георгиевич – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: morachevski@mail.ru

MORACHEVSKIY Andrei G. – *P*eter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: morachevski@mail.ru

ФИРСОВА Елена Германовна – кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: elena.firsova@mail.ru

FIRSOVA Elena G. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: elena.firsova@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.26
УДК 378.1

Д.Г. Арсеньев

ИНТЕРНАЦИОНАЛИЗАЦИЯ КАК ФАКТОР ПОВЫШЕНИЯ МЕЖДУНАРОДНОЙ КОНКУРЕНТОСПОСОБНОСТИ СПбПУ

D.G. Arseniev

INTERNATIONALIZATION AS A FACTOR IN INCREASING THE INTERNATIONAL COMPETITIVENESS OF THE POLYTECHNIC UNIVERSITY

В статье рассматриваются различные аспекты интернационализации, организации и развития международной деятельности СПбПУ и дана оценка влияния этих процессов на повышение международной конкурентоспособности университета. Процесс интернационализации включает в себя такие компоненты, как: развитие международного академического партнерства с зарубежными вузами, научными организациями, высокотехнологичными компаниями; развитие международной академической мобильности; интернационализация составов научно-педагогических работников и студентов; разработка и внедрение международных образовательных программ. На основе анализа результатов деятельности университета продемонстрирована эффективность механизмов, которые используются в СПбПУ для устойчивого развития международной деятельности и способствуют повышению репутации университета в международном академическом и бизнес сообществах, позволяя Санкт-Петербургскому политехническому университету Петра Великого входить в число ведущих университетов мира.

МЕЖДУНАРОДНАЯ ДЕЯТЕЛЬНОСТЬ; МЕЖДУНАРОДНОЕ СОТРУДНИЧЕСТВО; МЕЖДУНАРОДНОЕ ПАРТНЕРСТВО; МЕЖДУНАРОДНЫЕ ПРОЕКТЫ; ИНОСТРАННЫЕ СТУДЕНТЫ; ИНОСТРАННЫЕ НАУЧНО-ПЕДАГОГИЧЕСКИЕ РАБОТНИКИ; МЕЖДУНАРОДНЫЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНЫЕ ПРОГРАММЫ; МЕЖДУНАРОДНЫЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНЫЕ ПРОГРАММЫ.

The article discusses various aspects of internationalization, organization and development of the international activities in SPbPU and assesses the impact of these processes on the international competitiveness of the university. The internationalization process includes components such as the development of international academic partnership with foreign universities, research institutions, high-tech companies; development of international academic mobility; internationalization of the composition of academic staff and students; development and implementation of international educational programs. Based on the analysis of the university’s performance, we have demonstrated the effectiveness of the mechanisms that are used in SPbPU for the sustainable development of international activity, which contributes to the university’s reputation in the international academic and business communities and allows the Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University retain its place among the world's leading universities.

INTERNATIONAL ACTIVITIES; INTERNATIONAL COOPERATION; INTERNATIONAL PARTNERSHIPS AND INTERNATIONAL PROJECTS; FOREIGN STUDENTS; FOREIGN SCHOLARS; EDUCATORS; INTERNATIONAL EDUCATIONAL PROGRAMS; INTERNATIONAL EDUCATIONAL PROGRAMS IN A FOREIGN LANGUAGE, SUMMER.

Анализ практики и тенденций развития образования в мире показывает, что вопросам интернационализации уделяется все больше внимания. Что же включает в себя это понятие и какие задачи перед университетом ставит интернационализация? В первую очередь, это, конечно же, развитие международного академического партнерства с зарубежными вузами, научными организациями, высокотехнологичными компаниями; развитие международной академической мобильности и интернационализация как составов научно-педагогических работников и студентов, так и непосредственно образовательных программ.

Задачи интернационализации образования в СПбПУ были поставлены пять лет назад – в 2011 году, тогда же был сформулирован план мероприятий развития интернационализации. На тот момент времени он в основном ограничивался развитием экспорта образовательных услуг по международным образовательным программам. Однако в течение прошедших пяти лет концепция интернационализации деятельности университета видоизменялась и трансформировалась. Появлялись новые задачи, формулировались новые цели, благодаря достижению которых наш университет планомерно вошел в число ведущих университетов мира. Совершенно очевидно, что с запуском в середине 2013 года Программы повышения конкурентоспособности Политехнического университета (Проект 5-100), с введением мониторинга эффективности, участием в международных и национальных рейтингах задачи по развитию интернационализации существенно расширились, приобрели особую актуальность и стали оцениваться совершенно конкретными количественными показателями.

Основные показатели:

Количество иностранных студентов.

Количество иностранных НПР.

Число публикаций с зарубежными партнерами.

Объем привлеченных средств.

Дополнительные показатели:

Количество международных образовательных программ.

Количество студентов из ведущих зарубежных вузов.

Количество студентов и НПР, принявших участие в программах международной академической мобильности

Количество НИОКР совместно с международными высокотехнологичными компаниями.

Качественное развитие международной деятельности оценивается также положением университета в мировых рейтингах, где академическая репутация и репутация среди работодателей играют ключевую роль. Так, в рейтинге QS World University Ranking за 2015/2016 год СПбПУ занимает 411–420 место в мире, а в мировом рейтинге развивающихся стран QS EECA – 31 место (рис. 1).

Остановимся на самых важных аспектах интернационализации, оценке их эффективности и постановке задач на будущее.

Базовой компонентой интернационализации является развитие международного академического партнерства с зарубежными вузами, организациями и высокотехнологичными компаниями.

В настоящее время у СПбПУ порядка трехсот университетов-партнеров из 68 стран. Однако с таким количеством партнеров сотрудничать в равной степени эффективно и по всем направлениям практически невозможно. Поэтому были введены новые принципы и механизмы взаимодействия в рамках международного партнерства: во-первых, систематизация договоров с приоритетом на ключевых и ведущих университетах, выявление лучших практик; во-вторых, диверсификация по странам и регионам; в-третьих, переход от двустороннего партнерства к сетевому. При этом каждое партнерство получило обязательную оцифровку своей эффективности по конкретным показателям. По результатам систематизации (рис. 2) определены десять стратегических партнеров, около семидесяти ключевых ведущих партнеров, а сотрудничество с остальными по конкретным направлениям переведено на уровень лабораторий и институтов. В зависимости от уровня партнерства и строится взаимодействие.

Со стратегическими партнерами сотрудничество идет практически по всем направлениям, всем областям знаний и очень широкому спектру форм сотрудничества.

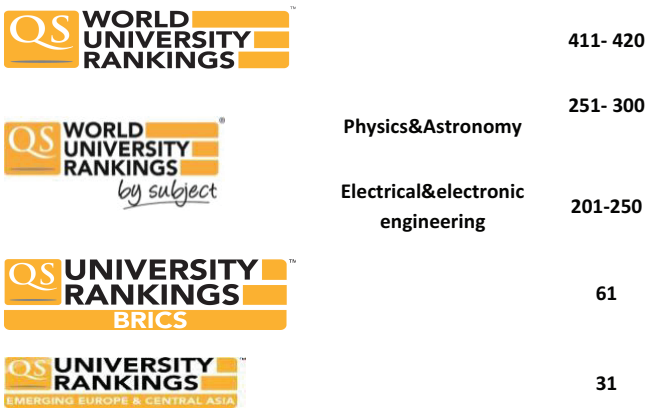


Рис. 1. СПбПУ в международных рейтингах

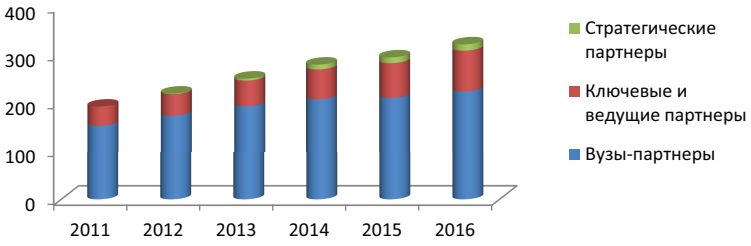


Рис. 2. Развитие партнерства СПбПУ в 2011–2016 годах

С ключевыми партнерами также удалось выстроить эффективное сотрудничество. За последние три года, например, пятьдесят иностранных профессоров из этих ключевых университетов-партнеров стали работать в СПбПУ, а это треть от всей численности иностранных НПР. У СПбПУ около тысячи совместных публикаций с университетами, входящими в ТОП400 мировых рейтингов. С ключевыми университетами активно развивается мобильность (показатель – более 600 человек), международные образовательные программы и проекты. Среди лучших практик академического сотрудничества следует выделить совместные активности с Лаппеенрантским университетом технологий (Финляндия), с Ганноверским университетом имени Лейбница (Германия) и с университетом Циньхуа (КНР).

Перейдем к задаче диверсификации международного партнерства по регионам. СПбПУ достаточно долго «увлекался» сотрудничеством только с Европой. Партнерство было выстроено эффективное, но последние события показали, что такая узкая фокусировка имеет и свои слабые стороны. Поэтому в последние годы стало активно развиваться сотрудничество со странами БРИКС, Южной Америкой, Азией, Африкой. Со странами БРИКС мы в два с половиной раза увеличили количество наших партнеров. В несколько раз увеличили количество партнеров в Южной Америке. У нас теперь есть очень сильные вузы-партнеры в Бразилии, Мексике, Чили, Индии, Китае, ЮАР. И, конечно же, мы не забываем страны СНГ; достаточно сказать про два наших партнерских российско-славянских университета из Армении (РАУ, Ереван) и Белоруссии (БРУ, Могилев), с которыми мы активно сотрудничаем. География международного партнерства СПбПУ показана на рис. 3.

И, наконец, третий аспект международного партнерства – это сетевое академическое сотрудничество, что, в общем-то, есть тренд деятельности всех университетов. Мы сотрудничаем с сетевыми ассоциациями фактически по всему миру: это и Европейская ассоциация университетов, и Американская, Азиатско-Тихоокеанская, а также Ассоциация университетов Бразилии, «Новый Шелковый Путь» в Китае, Ассоциация стран Балтийского региона, Российско-Индийская

Рис. 3. География международного партнерства СПбПУ

сеть вузов и др. Говоря о сетевом профессиональном партнерстве, можно выделить несколько сетей, с которыми мы давно и эффективно сотрудничаем: это Европейская Ассоциация топ-менеджеров в промышленности (TIME), Европейский консорциум «Математики для промышленности», Международная ассоциация вузов CUMULUS (дизайн и медиадизайн), Международная ассоциация университетов по термоядерным исследованиям. Как одну из лучших практик здесь стоит выделить сотрудничество в рамках сети WC2 (World Class World Cities Universities), где мы получили возможность взаимодействия с ведущими университетами стран БРИКС, Великобритании, Италии, Германии, Мексики, США, Канады. Мы ежегодно проводим международные молодежные научные симпозиумы, достаточно много профессоров приезжает к нам на работу из этих ведущих университетов.

Вклад в общую деятельность университета, который дает установленное международное партнерство СПбПУ с зарубежными вузами, представлен диаграммами на рис. 4. Как видно из приведенных результатов, такое партнерство обеспечивает с количественной точки зрения более 2/3 всех международных активностей СПбПУ. Есть уверенность, что международное межвузовское сотрудничество может и будет приносить достаточно серьезные результаты.

Следующее направление международной деятельности – это партнерство с международными компаниями и международными научными фондами. Цель такого партнерства – получение доступа к передовым технологиям и компетенциям, а также к дополнительным ресурсам. За последние пять лет у СПбПУ сформировался круг ключевых мировых компаний-партнеров. Общая сумма дохода, полученного от внешнеэкономической деятельности за последние пять лет, составляет около четырехсот миллионов рублей. Однако ситуация последних лет, политическая обстановка, экономические санкции, мировой экономический кризис, отток внешних инвестиций – все это повлекло уход с российского рынка традиционных компаний-партнеров (рис. 5). По меньшей мере, четыре компании практически полностью заморозили свою деятельность на территории Российской Федерации и приостановили взаимодействие с университетом (Uniquesoft, FMC, GM, Huawei). Ряд компаний находится в режиме стагнации. Такой спад во взаимодействии негативно сказывается на международной деятельности университета как качественно, так и количественно. Но, безусловно, есть мировые компании, которые продолжают активно взаимодействовать с СПбПУ несмотря на санкции и общемировую экономическую ситуацию, в частности такие компании, как Airbus, Boeing, Philips, LG.

В отношении доходов от внешнеэкономической деятельности можно сказать следующее: после некоторого спада, связанного с общемировыми тенденциями, в последние три года университету удалось переломить ситуацию и наметился рост поступлений. Это удалось достичь в том числе за счет того, что мы переформатировали сотрудничество с компаниями и перевели взаимодействие с ними от чистых разработок, куда они инвестировать не могут, к инвестициям в стипендии, стажировки, различные конкурсы, на которые средства поступают от этих компаний. Безусловно, сотрудничество в области разработки новых технологий при этом продолжается. Кроме того, наука, в отличие от технологических разработок, не так подвержена политике. Поэтому университет достаточно активно занялся международной проектной деятельностью, участвует в большом количестве различных научных конкурсов зарубежных компаний и научных фондов Китая, Индии, Бразилии, Америки, Германии, и в российских фондах, которые поддерживают международное сотрудничество. Так, только в 2015 году подано сорок заявок на совместные проекты (рис. 6). Рассмотрено девятнадцать заявок, четыре из них выиграли. Это достаточно высокий процент

Рис. 4. Основные результаты международного партнерства СПбПУ

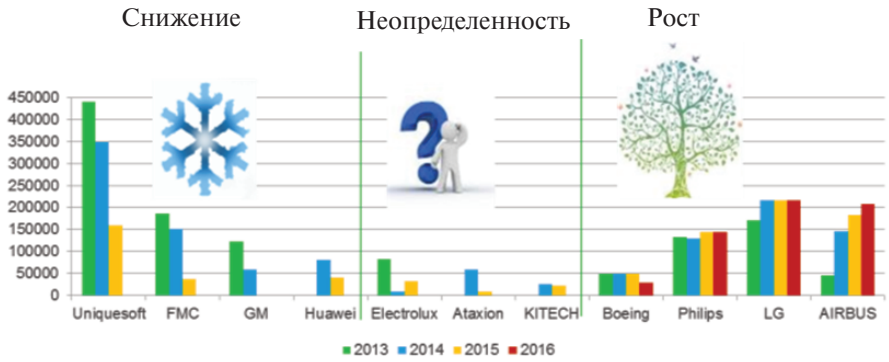


Рис. 5. Внешнеэкономическая деятельность с международными компаниями

успеха, учитывая высокую конкуренцию в этой области.

Университет продолжает развивать это направление деятельности и активно вовлекает различные научные группы в процессы подготовки и подачи проектных заявок на международные научные исследования.

К основным задачам международного партнерства следует также отнести диверсификацию

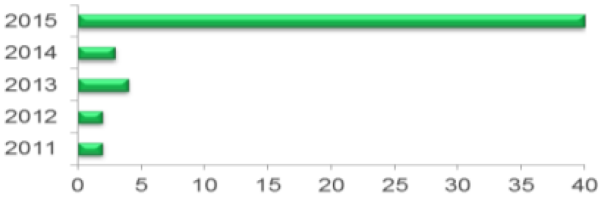


Рис. 6. Динамика подачи заявок на конкурсы международных научных проектов

сотрудничества с различными регионами (БРИКС, ШОС, Азия, Латинская Америка), анализ и внедрение в СПбПУ лучших практик ведущих университетов и, конечно же, обязательную фокусировку на конкретных показателях эффективности.

Цели интернационализации состава научно-педагогических работников – это обмен опытом и повышение кадрового потенциала университета. Система рекрутмента зарубежных НПР в СПбПУ является по мнению Ассоциации «Глобальные университеты» одной из лучших в России. В 2015 году СПбПУ по конкурсу Ассоциации получил грант на реализацию проекта «Эффективные сервисы для иностранных НПР». Сейчас результаты этого проекта внедряются в Университете ИТМО, Высшей школе экономики и Томском государственном университете.

В СПбПУ используются международные виртуальные инструменты, заключены договоры с рядом рекрутинговых компаний, активно задействованы наши зарубежные вузы-партнеры и различные сети и, главное, создан внутриуниверситетский механизм привлечения НПР: фонд индивидуальной финансовой поддержки, комиссия по отбору, on-line ресурс, через который кандидат может подать заявление на работу в Политехническом университете. Результат этих усилий представлен в табл. 1. На сегодняшний день в СПбПУ работает достаточно большое количество иностранных НПР, по сравнению с 2011–2012 годом их количество увеличилось почти в десять раз. При этом следует отметить, что и качество иностранных работников существенно возросло. Если раньше иностранных сотрудников с высоким h-индексом (индекс Хирша) из ведущих университетов были единицы, то сейчас таких более половины. Лидерами по количеству иностранных НПР в СПбПУ являются три института СПбПУ: инженерно-строительный; промышленного менеджмента, экономики и торговли; металлургии, машиностроения и транспорта.

Конечно, тут есть и резервы. В частности, нам нужно увеличивать среди иностранных НПР долю научных сотрудников, потому как сейчас основную долю составляют те, кто приезжает к нам читать лекции.

Кроме того, необходимо начинать проводить открытые конкурсы на вакансии НПР для всех кандидатов – российских и иностранных, чтобы не отделять наших преподавателей от зарубежных, в том числе в зарплате.

Интернационализация состава студентов – один из важнейших аспектов международной деятельности. Он направлен на привлечение талантливых иностранных студентов, а также дополнительных ресурсов за счет предоставления образовательных услуг на международном рынке. И, что еще очень важно, через наших иностранных студентов-выпускников мы можем продвигать Политех за рубежом и привлекать из-за рубежа новые профессиональные кадры для работы в Политехническом университете. На карте (рис. 7) показаны те регионы, из которых к нам приезжают студенты – это практически весь мир. Об интернационализации студенческого состава в СПбПУ: за пять лет абсолютное количество иностранных студентов увеличилось до четырех с половиной тысяч человек (рис. 8), и это третий показатель среди всех вузов России по данным ФГАНУ «Социоцентр» при Минобрнауки России. Мы уступаем лишь РУДН и МГУ имени М.В. Ломоносова. Если же говорить о показателях в рейтингах, где считаются студенты только на основных образовательных программах, то здесь рост составил в два раза (рис. 9).

Если говорить о положении СПбПУ среди университетов Проекта 5-100 по количеству иностранных студентов, то в 2015 году согласно данным ФГАНУ «Социоцентр» СПбПУ вышел на первое место по абсолютному количеству иностранных студентов (рис. 10), причем большинство иностранных студентов СПбПУ – из дальнего зарубежья. Что касается структуры контингента иностранных студентов, то СПбПУ отстает от некоторых вузов (ТПУ, ТГУ, КФУ, ИТМО) по количеству иностранных студентов из СНГ.

Такой прирост иностранных студентов произошел не сам по себе. Для совершенствования внутренних процессов у нас создан информационный офис с так называемой системой «одного окна», где на иностранных языках решаются все вопросы с иностранными абитуриентами. На внешнем рынке СПбПУ проводит достаточно агрессивную маркетинговую политику набора иностранных студентов. Создан отдел международного маркетинга и рекрутинга

Таблица 1

Динамика роста числа иностранных НПР в СПбПУ

Показатель	2012	2013	2014	2015	2016
Число иностранных НПР,	18	25	77	144	202
в том числе научных работников.	2	4	5	19	19
Иностранные НПР с индексом Хирша > 10 и из ведущих университетов.	1	6	19	74	124
Доля иностранных НПР в общем числе НПР, %	0,7	1,1	2,9	5,7	8

Рис. 7. Контингент иностранных студентов регионам

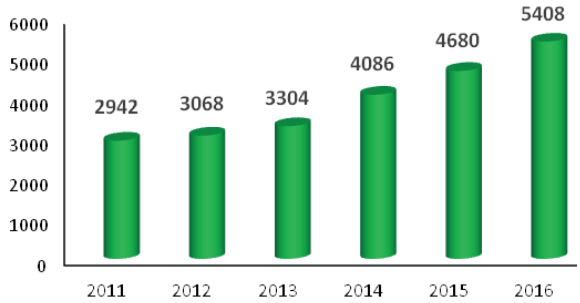


Рис. 8. Динамика общего контингента иностранных студентов

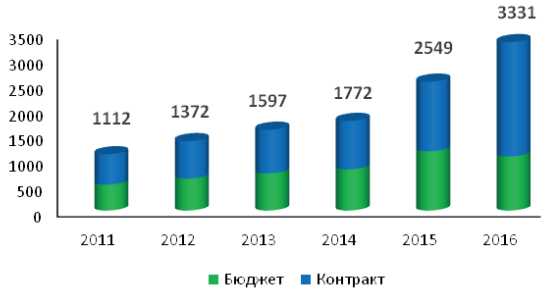


Рис. 9. Динамика контингента иностранных студентов на ООП

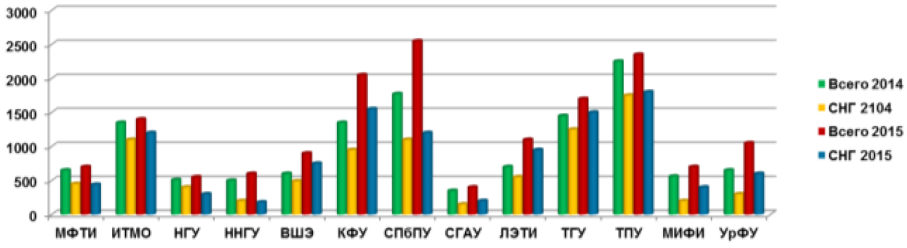


Рис. 10. Иностранные студенты в общем контингенте студентов (чел.)

иностранных студентов, разработаны качественные раздаточные материалы. Для продвижения на международном рынке своих образовательных услуг СПбПУ, наряду с участием в выставках и работой с рекрутинговыми компаниями, активно занимается продвижением через различные порталы и сайты, где размещается вся информация об образовательных программах СПбПУ и где потенциальные студенты могут сразу же подавать заявления на поступление

в Политехнический университет. По статистике более 50 % обращений на сайт СПбПУ в раздел об образовании для иностранных граждан идет именно с таких порталов. А если говорить уже о заполненных on-line заявлениях на поступление, то тут уже почти 80 % таких заявлений поступает именно с международных порталов.

Особо следует остановиться на такой важной задаче интернационализации, как развитие международной академической мобильности. Очевидно, что мобильность необходима для получения современных и передовых дополнительных знаний и компетенций нашими студентами в ведущих зарубежных университетах. Представленная на рис. 11 аналитическая информация об академической мобильности в разных странах показывает, что СПбПУ по уровню международной мобильности находится на уровне ведущих университетов Великобритании, Австрии, Франции, Италии, Германии. Рост международной академической мобильность за последние пять лет в СПбПУ таков: у исходящей – в два раза, а у входящей – в три раза. Сопоставляя успехи СПбПУ в этом процессе с другими вузами России (рис. 12), в частности с участниками Проекта 5-100, видим, что и по этому критерию СПбПУ занимает первое место как по исходящей академической мобильности – студентов СПбПУ, так и по входящей – студентов ведущих зарубежных вузов.

Международные образовательные программы – один из важных и эффективных инструментов развития интернационализации. И здесь СПбПУ также имеет очень хорошие, лидирующие позиции. Так, по результатам мониторинга Департамента стратегии, анализа и прогноза Минобрнауки России по количеству и качеству образовательных программ СПбПУ занимает лидирующее место среди вузов России.

На сегодня в СПбПУ реализуется 21 магистерская программа на английском языке и 29 программ двойного диплома с такими университетами, как Ганноверский университет имени Лейбница, Лаппеенрантский университет технологий, Берлинский технический университет, Университет Сити Лондон и др. Три магистерских программы СПбПУ на английском языке первые в России получили аккредитацию в престижном международном немецком аккредитационном агентстве ACQUIN. Всего же в СПбПУ 104 международные образовательные программы.

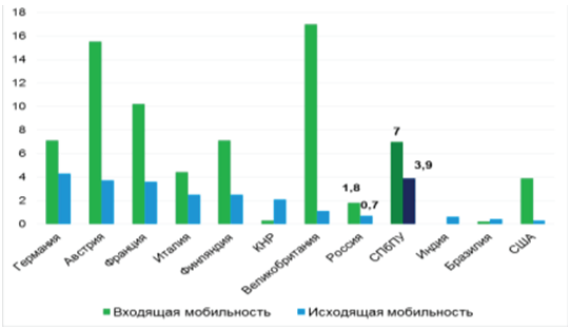


Рис. 11. Мобильность студентов по странам
(в % от общего количества студентов)

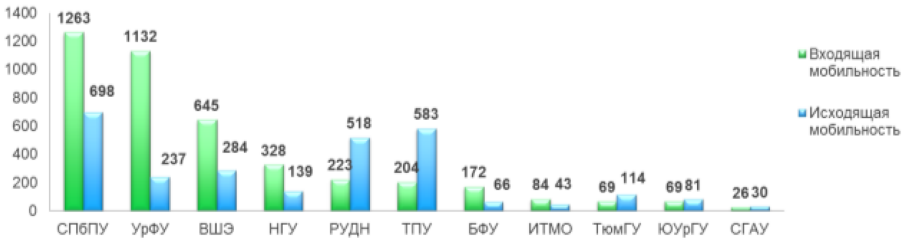


Рис. 12. Международная академическая мобильность в вузах Проекта 5-100

Основные международные образовательные программы.

Международные образовательные программы на английском языке:

Бакалавриат.....1
Специалитет.....1
Магистратура.....21
Бакалавриат двойного диплома.....8
Магистратура двойного диплома.....17
Аспирантура совместная.....4
Всего.....52

Дополнительные международные программы образования (ДПО) 2015-2016 гг.

ДПО на английском языке:

семестровые программы.....11
краткосрочные программы (школы).....25
сетевые программы.....6
Программы изучения русского языка.....10
Всего.....52
Итого.....104

В каждом институте реализуется, как минимум, по две магистерские программы на английском языке. Немаловажен тот факт, что данные программы действительно актуальны и востребованы и российскими, и иностранными студентами: на международных магистерских программах в СПбПУ учится около 250 студентов. Хорошим примером эффективных магистерских программ на английском языке являются программа «Тепловые электрические станции» (с 2014/15 уч.года) и программа «Развитие международного бизнеса» (с 2013/14 уч.года), которая получила международную аккредитацию. Они стартовали всего с нескольких студентов, а сейчас уже на них учатся соответственно 19 и 42 студента; лекционные и практические занятия ведут 20 приглашенных зарубежных профессоров.

Среди лучших практик СПбПУ по реализации международных образовательных программ также следует выделить международную Политехническую летнюю школу. Впервые Школа проводилась в 2012 году, в ней приняло участие всего 120 человек. Сейчас это одна из крупнейших летних школ в России, включающая 25 модулей; в 2016 году в ней приняли участие более 500 студентов из 39 стран мира, две трети которых – студенты из ведущих мировых университетов.

Совершенно блестящий пример развития международной образовательной программы на основе комплексного сотрудничества – это взаимодействие с Бранденбургским техническим университетом (Германия). В качестве первого этапа сотрудничества был получен мегагрант на создание научно-исследовательской лаборатории (профессор В. Михайлов), где начали развивать научные исследования, привлекать молодежь. На этой основе была создана совместная магистерская программа на английском языке, которую закончили 20 человек. Одновременно с запуском магистерской программы началась разработка программы совместной аспирантуры. Как результат, по окончании магистратуры 9 студентов поступили в совместную аспирантуру. И теперь этот процесс продолжает успешно развиваться.

Среди задач по дальнейшему развитию международных образовательных программ можно выделить следующие: создание внутриуниверситетской информационной среды для привлечения и поддержки талантливых иностранных студентов; расширение сети партнерских вузов для реализации совместных образовательных программ; международная аккредитация образовательных программ; повышение эффективности и рентабельности реализуемых программ (путем активного продвижения, оптимизации и интеграции внутренних процессов, привлечения внешних заказчиков и создания эффективного механизма управления).

Серьезным шагом в развитии международной деятельности и продвижении СПбПУ в мире стало открытие в апреле 2016 года Представительства СПбПУ в Пудунском высокотехнологичном районе (г.Шанхай, КНР). СПбПУ – первый российский университет, открывший свое представительство в этом регионе. Присутствие в Шанхае – одном из крупнейших городов Китая, промышленном, финансовом и культурном центре – исключительно важно как для СПбПУ, так и для престижа российской высшей школы в целом. Новый офис поможет университету наладить образовательные и научно-технические связи как с вузовским, так и бизнес-сообществом КНР и других стран Азиатско-Тихоокеанского региона.

Целями Представительства являются:

системное продвижение и повышение образовательной и научно-технологической репутации СПбПУ как бренда на международном рынке;

Рис. 13. Открытие представительства СПбПУ в г. Шанхай и подписание соглашения о сотрудничестве с Администрацией Пудунского нового района Шанхая и Комитетом по управлению высокотехнологичным районом Чжанцзянг

содействие в расширении научно-технического сотрудничества с университетами и высокотехнологичными компаниями КНР и других стран АТР;

продвижение образовательных программ в СПбПУ в КНР и АТР;

установление прямого взаимодействия с государственными, общественными органами управления КНР.

В ближайших планах работы Представительства – разработка дорожной карты на ближайшие три года, запуск совместных проектов, организация стажировок, набор студентов на обучение в СПбПУ, анализ потенциальных заказчиков в КНР, проработка форм и условий привлечения инвестиций в совместные проекты, содействие вхождению в рынок КНР малых инновационных предприятий России.

В завершение следует остановиться на общих достигнутых результатах и задачах международный деятельности на ближайший период. Основные результаты международной деятельности по результатам 2016 года и планы, которые ставит СПбПУ к 2020 году, представлены в табл. 2.

Таблица 2

Основные результаты международной деятельности СПбПУ в цифрах

Показатели	2013	2016
Основные показатели		
Общее количество иностранных студентов (по всем типам программ), чел.	3304	5408
Количество иностранных студентов ООП, чел. (доля, %)	1597 (9,85)	2799 (13,02)
Количество иностранных НПР, чел. (доля, %)	24 (0,95)	202 (8,0)
Число публикаций с зарубежными партнерами	338	860
Объем привлеченных средств, млн руб.	188,5	362,3
Дополнительные показатели		
Количество международных образовательных программ (в том числе на английском языке)	18	104
Количество студентов из ведущих вузов ТОР 400	103	670
Количество студентов и НПР, принявших участие в программах международной академической мобильности, чел.	1225	1608
Количество НИОКР совместно с международными высокотехнологичными компаниями и научными организациями	37	43

Среди широкого спектра задач ключевыми для международной деятельности СПбПУ являются:

обеспечение лидерства по количеству иностранных студентов и увеличение их доли в общем контингенте студентов до 18 % к 2020 году;

обеспечение лидерства в ряде международных ассоциаций и коллабораций за счет эффективного сетевого партнерства с ведущими научными и образовательными организациями;

привлечение в СПбПУ высококлассных НПР со всего мира, формирование системы открытых конкурсов для привлечения ведущих иностранных профессоров и встраивание курсов, читаемых иностранными НПР, в учебные планы программ;

совершенствование системы международной академической мобильности с целью поддержки талантливой молодежи и подготовки кадрового резерва;

расширение сети представительств СПбПУ в целевых регионах на основе опыта работы представительства в Шанхае;

разработка эффективных механизмов управления и реализации международных образовательных программ путем оптимизации и интеграции внутренних процессов, повышения их рентабельности, продвижения программ на внутреннем и внешнем рынках;

разработка системы продвижения научно-технических разработок СПбПУ в целевых регионах и стимулирования участников международной научной и внешнеэкономической деятельности.

Все это позволит СПбПУ активно развиваться как на национальном, так и международном уровне, будет способствовать повышению и укреплению его репутации в международном академическом и бизнес сообществах и, в конечном счете, объективно выведет Политехнический университет в число ведущих университетов мира.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

АРСЕНЬЕВ Дмитрий Германович – доктор технических наук профессор, проректор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
E-mail: vicerector.int@spbstu.ru

ARSENIEV Dmitrii G. – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.
E-mail: vicerector.int@spbstu.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

DOI 10.5862/JEST.254.27
УДК 061.22

Е.Ф. Синельникова, Б.И. Иванов

КРУГЛЫЙ СТОЛ «НАУЧНЫЕ И ИНЖЕНЕРНЫЕ ОБЩЕСТВА ПЕТЕРБУРГА: ИСТОРИЯ И СОВРЕМЕННОСТЬ (К 150-ЛЕТИЮ РУССКОГО ТЕХНИЧЕСКОГО ОБЩЕСТВА)»

E.F. Sinelnikova, B.I. Ivanov

ROUND TABLE «SCIENTIFIC AND ENGINEERING SOCIETIES OF ST. PETERSBURG: HISTORY AND MODERNITY (ON THE OCCASION OF THE 150th ANNIVERSARY OF THE RUSSIAN TECHNICAL SOCIETY)»

Статья посвящена состоявшемуся 26 апреля 2016 года в Санкт-Петербурге круглому столу «Научные и инженерные общества Петербурга: история и современность», посвященному 150-летию Русского технического общества. В организации мероприятия приняли участие Санкт-Петербургский научный центр Российской академии наук, Санкт-Петербургский филиал Института истории естествознания и техники имени С.И. Вавилова Российской академии наук, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Петербургский государственный университет путей сообщения Императора Александра I. С докладами выступили представители историко-научного сообщества и научных и инженерных обществ Санкт-Петербурга.

РУССКОЕ ТЕХНИЧЕСКОЕ ОБЩЕСТВО; КРУГЛЫЙ СТОЛ; НАУЧНЫЕ ОБЩЕСТВА; ИНЖЕНЕРНЫЕ ОБЩЕСТВА; ЮБИЛЕЙ; ИСТОРИЯ; САНКТ-ПЕТЕРБУРГ.

The article is dedicated to the round table "Scientific and engineering societies of St. Petersburg: history and modernity (on the occasion of the 150th anniversary of the Russian technical society)" which held on April 26, 2016 in St. Petersburg. The organizers of the event were the St. Petersburg Scientific Center of the Russian Academy of Sciences, the St. Petersburg Branch of the Institute for the History of Science and Technology of the Russian Academy of Sciences, the Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University and the Emperor Alexander I St. Petersburg State Transport University. Presentations were made by representatives of the historian community and scientific and engineering societies of St. Petersburg.

ROUND TABLE; RUSSIAN TECHNICAL SOCIETY; ANNIVERSARY; SCIENTIFIC SOCIETIES; ENGINEERING SOCIETIES; HISTORY; ST. PETERSBURG.

26 апреля 2016 года в Санкт-Петербурге в Малом конференц-зале Санкт-Петербургского научного центра Российской академии наук состоялся круглый стол «Научные и инженерные общества Петербурга: история и современность», посвященный 150-летию Русского технического общества. В организации мероприятия приняли участие Санкт-Петербургский научный центр Российской академии наук, Санкт-Петербургский филиал Института истории естествознания и техники имени С.И. Вавилова Российской академии наук, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Петербургский государственный университет путей сообщения Императора Александра I.

Заседание открывали приветствия. С приветствием от имени Международного и Российского союзов научных и инженерных объединений и лично от Председателя-президента Международного и Российского союзов НИО члена Президиума РАН академика Ю.В. Гуляева выступил вице-президент Международного Союза НИО, секретарь Координационного совета Российского Союза НИО государственный советник РФ кандидат технических наук С.П. Друкаренко. В начале своего приветствия он подчеркнул значимость Русского технического общества для развития науки, экономики, промышленности и технического образования в России, а также отметил, что Союз НИО является правопреемником Русского технического общества. Признавая, что, как и прежде, научные и инженерные общества объединяют лучшие интеллектуальные силы нашей страны – инженеров, общественных деятелей, ученых и специалистов промышленного производства, С.П. Друкаренко пожелал всем неиссякаемой созидательной энергии, успехов в самоотверженной работе, которая так необходима сегодня России.

По поручению и от имени председателя Санкт-Петербургского научного центра РАН академика Ж.И. Алферова собравшихся приветствовал главный ученый секретарь доктор экономических наук профессор Г.В. Двас. Он охарактеризовал деятельность Русского технического общества как инновационную, поскольку задачи, которые решались в комиссиях общества и самим обществом в целом, всегда были направлены на внедрение и применение самых современных достижений науки и техники, решение практических задач. С сожалением выступающий упомянул о неосуществленных проектах Русского технического общества, которые до сих пор не потеряли своей актуальности. Кроме того, Г.В. Двас затронул вопрос о появлении премии Русского технического общества, которая была учреждена Людвигом Нобелем в 1889 году в честь его отца Эммануила Нобеля и присуждалась раз в пять лет за выдающиеся прикладные исследования. Таким образом, Нобелевская премия появилась впервые не в Швеции, а в России, так как Альфред Нобель учредил свою премию по примеру своего брата только в 1895 году, причем предназначена она была для награждения за достижения в области фундаментальной науки. В заключение своего выступления Г.В. Двас подчеркнул, что деятельность Русского технического общества внесла серьезный вклад не только в становление науки, научно-технического знания, но и способствовала развитию российского общества в целом.

От Комитета по науке и высшей школе Правительства Санкт-Петербурга участников круглого стола приветствовала начальник Отдела научной политики и инноваций в науке и образовании Г.Р. Насырова, которая обратила внимание присутствующих на важность деятельности научных обществ Санкт-Петербурга и на необходимость пополнения их состава молодыми учеными. Отмечалось, что проекты «социально-ориентированных некоммерческих организаций», которыми являются и научные общества, всегда пользуются поддержкой Правительства города. Г.Р. Насырова пожелала участникам круглого стола плодотворной работы и интересных дискуссий.

С приветствием по поручению ректора Петербургского государственного университета путей сообщения Императора Александра I А.Ю. Панычева выступила проректор по научной работе доктор технических наук профессор Т.С. Титова. Отметив, что с момента создания Петром I Российской академии наук научные исследования в нашей стране были признаны делом государственной важности, Т.С. Титова высоко оценила вклад Русского технического общества в развитие отечественной науки и техники. В список имён, составляющих славу российской науки, золотыми буквами вписано имя Августина Хосе Педро дель Кармен Доминго де Канделярия де Бетанкура-и-Молина – «русского испанца», одного из крупнейших учёных-механиков своего времени, приглашённого Александром I на службу и ставшего у истоков инженерно-транспортного образования в России. Он был организатором и первым ректором Института Корпуса инженеров путей сообщения – первого инженерно-транспортного высшего учебного заведения России. Т.С. Титова сообщила собравшимся, что Петербургский государственный университет путей сообщения выступил инициатором научно-просветительского проекта «Наследие Бетанкура», который

вовлекает в свою орбиту учебные заведения, общественные организации и научные учреждения, в том числе Санкт-Петербургский филиал Института истории естествознания и техники имени С.И. Вавилова РАН. Проект реализуется в преддверии 260-летия великого учёного и инженера под патронатом Министерства транспорта Российской Федерации и Федерального агентства железнодорожного транспорта. Т.С. Титова предложила всем присутствующим присоединиться к проекту «Наследие Бетанкура», чтобы общими силами повышать интерес общества к отечественной науке, популяризировать инженерное образование и, в конечном итоге, заниматься благородным делом – воспитанием и развитием нашей молодёжи. В заключение она пожелала участникам круглого стола процветания, развития и неуклонного движения вперёд.

С заключительным приветствием к собравшимся на юбилейном мероприятии Русского технического общества от имени историко-научного сообщества обратилась директор Санкт-Петербургского филиала Института истории естествознания и техники имени С.И. Вавилова РАН кандидат социологических наук Н.А. Ащеулова. Она отметила, что этот круглый стол является продолжением традиции празднования юбилеев основания Русского технического общества. Десять лет назад юбилейное мероприятие состоялось в Мариинском дворце при участии Правительства Санкт-Петербурга. В заключение Н.А. Ащеулова особо подчеркнула, что в задачи празднования 150-летия Русского технического общества входят активизация деятельности научных и инженерных обществ города и организация плодотворной коллаборации.

Доклады, сделанные на круглом столе, были посвящены истории Русского технического общества и различным аспектам его деятельности.

В докладе «Русское техническое общество: история создания, развития и ликвидации (к 150-летию со дня основания)» главного научного сотрудника Санкт-Петербургского филиала Института истории естествознания и техники имени С.И. Вавилова РАН доктора философских наук профессора Б.И. Иванова, открывавшем научную часть Круглого стола, были освещены основные периоды деятельности Русского технического общества. В начале своего выступления докладчик пояснил, что в России до второй половины XIX века не существовало технических обществ, так как условия для их создания сложились только в 60-е годы XIX века в результате реформ Александра II. И именно в этот период, в 1866 году, 150 лет назад, по инициативе передовых ученых и инженеров России и было создано Русское техническое общество. Первое и ведущее техническое общество России, свободно объединившее в своих рядах российских ученых, инженеров, предпринимателей, оно сыграло выдающуюся роль в истории России. Русское техническое общество было образовано по инициативе одиннадцати лиц, признаваемых его учредителями, которые сформировали инициативный комитет. В 1864 году ими был подготовлен и подан в правительственные органы на рассмотрение и согласование проект Устава общества, получивший 22 апреля 1866 года «высочайшее соизволение царя».

Далее в докладе Б.И. Иванова излагались цель общества, его основные задачи и средства их достижения, организационные принципы, а также были приведены названия четырех отделов, на которые первоначально подразделялось Русское техническое общество, и 11 отраслевых отделов, появившихся в последующие годы его деятельности. Б.И. Иванов сообщил, что согласно Уставу общество состояло из почетных и действительных членов, а также членов-соревнователей и членов-корреспондентов, при этом докладчик в качестве примеров назвал выдающихся представителей Русского технического общества.

Затем выступающий перечислил основные научные и практические результаты деятельности Русского технического общества и охарактеризовал индивидуальные достижения его членов. Кратко Б.И. Иванов остановился на создании местных отделений общества, назвав главные из них, упомянув и о других научно-технических обществах, созданных в России после Русского технического общества.

Докладчик отметил, что выдающаяся научная и организационная деятельность общества послужила основанием удостоить его в 1874 году звания «Императорское», что значительно повысило эффективность его работы. После октябрьской революции 1917 года роль Русского технического общества стала снижаться в

результате создания большого числа отраслевых научно-технических обществ.

В заключение доклада Б.И. Иванов отметил необходимость учесть положительный опыт Русского технического общества в деятельности его преемника – Союза научных и инженерных объединений, вместе с тем высказав ряд предложений, которые могли бы усилить эффективность деятельности данной научно-общественной организации.

Следующий доклад – «Русское техническое общество и власть в 1918-1920-е гг.» – был сделан ученым секретарем Санкт-Петербургского филиала Института истории естествознания и техники имени С.И. Вавилова РАН кандидатом исторических наук Е.Ф. Синельниковой. Особое внимание докладчик уделил основным этапам развития взаимоотношений Русского технического общества и советской власти в период с 1918-го до 1929 года. Подчеркивалось, что деятельности Русского технического общества, равно как и других научных обществ, в рассматриваемый период зависела от благосклонности власти, которая выделяла этим организациям субсидии, помогала решать материальные, хозяйственные и иные проблемы. Большевики, пришедшие к власти в 1917 году, были воодушевлены идей создания современного промышленно-развитого государства, которое было невозможно без развития технических наук. Поэтому Русское техническое общество пользовалось финансовой поддержкой новой власти. Однако, наряду с этим, как отмечал докладчик, общество испытывало проблемы с помещениями, площади которых неуклонно сокращали, а отдельные члены общества подвергались арестам, причем особенно часто находился в заключении председатель общества П.А. Пальчинский, который был расстрелян в 1929 году «за контрреволюционную деятельность». Несмотря на все трудности, Русское техническое общество продолжало функционировать и даже расширило состав отделов, число которых в 1923 году было доведено до семнадцати. Однако утверждение нового устава общества встретило трудности. В докладе проанализированы архивные материалы, характеризующие обсуждение на самом высоком властном уровне вопроса о необходимости слияния Русского технического общества с Всесоюзной ассоциацией инженеров. Результатом этих дискуссий стало проведение всестороннего обследования деятельности общества в мае 1929 года, результаты которого оказались неутешительными. Было определено, что Русское техническое общество являлось организацией нежизненной, оторванной от советской общественности и не отвечающей тем задачам, которые «представляются всей хозяйственной жизнью СССР, особенно в связи с индустриализацией страны». По замечанию Е.Ф. Синельниковой, результаты обследования послужили решающими доводами в пользу ликвидации Русского технического общества.

В заключение Е.Ф. Синельникова сделала вывод, что взаимоотношения Русского технического общества с советской властью в 1918-1920-е годы были непростыми: в первые послереволюционные годы Русскому техническому обществу оказывалась всяческая поддержка и его существование признавалось целесообразным; после окончания гражданской войны деятельность общества перестала вызывать доверие, а его самостоятельное существование оказалось под вопросом, что, в конечном счете, привело к его ликвидации.

В докладе «РТО-ВСНТО-Союз НИО: 150-лет на службе Отечеству» вице-президента Международного союза НИО секретаря Координационного совета Российского союза НИО государственного советника РФ кандидата технических наук С.П. Друкаренко Российский союз научных и инженерных объединений рассматривается как преемник деятельности Русского технического общества, традиции которого в советское время развивал Всесоюзный совет научно-технических обществ. Дав краткую характеристику деятельности предшественников, докладчик подробно остановился на основных направлениях работы Российского союза научных и инженерных объединений на современном этапе его развития. Одним из важнейших направлений деятельности Союза является представление интересов нашей страны в международных организациях, развитие международного сотрудничества с национальными федерациями конкретных стран. Приоритетным для Союза научных и инженерных объединений является также развитие науки и техники, активное участие в управлении

научно-технологическим процессом. Значительное место в деятельности Союза занимает проведение Всероссийского конкурса «Инженер года» и ведение реестра профессиональных инженеров страны. Другими направлениями деятельности организации являются: оказание помощи и поддержки членам Союза в реализации их интеллектуального потенциала, организационных и экономических возможностей в деле развития научно-технического и социального прогресса страны; организация и проведение выставок, конференций, конкурсов; присуждение молодежной премии «Надежда России» в области науки и техники; присуждение ежегодной стипендии имени В.Г. Шухова для студентов вузов, занимающихся научно-исследовательской работой; организация и проведение профессионально-общественной аккредитации образовательных программ и сертификация инженерных кадров; увековечивание памяти российских инженеров, изготовление и установка памятников С.П. Королеву, В.Г. Шухову, А.Н. Крылову; проведение международных научно-практических форумов; подготовка и издание научных трудов, выпуск сборников, журналов, буклетов и т. д.

Докладчик отметил, что Российский союз научных и инженерных объединений состоит из 23 научно-технических общества, в числе которых Научно-техническое общество нефтяников и газовиков имени И.М. Губкина, Российское геологическое общество, Ядерное общество России, Российское научно-технического общество судостроителей имени академика А.Н. Крылова, Общество горных инженеров, Российское химическое общество имени Д.И. Менделеева, Тоннельная ассоциация России, и 25 региональных союзов, а также 19 региональных Домов науки и техники. При Союзе созданы комитеты: по возобновляемым источникам энергии; по проблеме качества; по проблемам сушки и термовлажной обработке; по проблемам возрождения отечественной текстильной и легкой промышленности.

В докладе также освещались вопросы деятельности Международного союза НИО, в который сейчас входит 10 национальных научно-инженерных объединений и 35 профессиональных обществ и ассоциаций. Среди них Ассоциация технических университетов, Ассоциация инженерного образования России, Ассоциация инженерных вузов и другие крупнейшие объединения России, имеющие большой авторитет как у нас в стране, так и за рубежом.

С.П. Друкаренко, завершая свой доклад, подчеркнул, что в настоящее время особенно важно сосредоточить усилия научных и инженерных организаций на первоочередных задачах и направлениях деятельности, определяющих научно-технологическое и инновационное развитие страны, ибо большинство проблем можно решить только на основе консолидации усилий ученых, инженеров и научных работников, специалистов, опережающего развития инжиниринговой деятельности и высокопрофессиональных инженерных кадров, масштабного внедрения передовых инновационных технологий.

Доклад президента Научно-технического общества судостроителей имени академика А.Н. Крылова профессора доктора технических наук Героя России В.Л. Александрова был посвящен вкладу Научно-технического общества судостроителей имени Крылова в инновации судостроительной отрасли. Осмысливая полуторовековой путь Оптического общества, от его зарождения в 1866 году как IV отдела («Судостроение, морская техника, артиллерия и оружейное производство») Русского технического общества до наших дней, докладчик отметил определенную цикличность в его развитии. Кратко были охарактеризованы события Крымской войны 1853–1856 гг., русско-японской войны 1904–1905 гг., Февральской и Октябрьской революция, Великой Отечественной войны 1941–1945 гг., трагического крушения Советского Союза 1991–1993 гг. в связи с деятельностью Русского технического общества в целом и его отдела судостроения в частности. Освещая основные задачи секции судостроения, определенные уставом Русского технического общества, докладчик рассматривал основные инструменты содействия развитию отечественного судостроения как стратегическую наследственную традицию, обеспечивающую жизнеспособность Общества судостроения. В докладе была дана оценка современного судостроения в России и задачи, стоящие перед этой отраслью промышленности до 2030 года, а также

рассматривались проекты, которые реализуются с помощью Российского и Международного научно-технических обществ судостроителей в области интеллектуальных технологий технических систем, поиска и одобрения инновационных проектов, современной технологии подготовки и переподготовки кадров, импортозамещения комплектующего оборудования, просветительской и научно-технической деятельности.

Представитель Санкт-Петербургского отделения Российского химического общества имени Д.И. Менделеева директор Музея-архива Д.И. Менделеева Санкт-Петербургского государственного университета доктор химических наук профессор И.С. Дмитриев в докладе «Как Д.И. Менделеев обманывал Русское техническое общество» рассказал о методах, которые использовал Д.И. Менделеев для получения финансирования своего проекта изучения поведения газов при малых давлениях, нацеленного на получение мирового эфира. Было отмечено, что секрет его успеха заключался в умелой маскировке фундаментальных исследований под сугубо прикладные и создании у его спонсоров полной иллюзии того, что он намерен решать важную военно-практическую задачу (изучать поведение газов в канале ствола орудия, т.е. при высоких давлениях), а не чисто научную. В итоге Д.И. Менделеев в течение 7 лет получал на изучение газов по 40 тысяч рублей ежегодно. Однако мировой эфир он так и не нашел. В какой-то момент ему показалось, что он обнаружил искомые отклонения от закона Бойля–Мариотта, но академическая комиссия, рассмотрев его аппаратуру и методику, пришла к выводу, что его результаты «тонут» в погрешностях. Это означало провал широкой программы изучения газов и поиска мирового эфира, которую ученый задумал в начале 1870-х годов. Относительно известного уравнения Менделеева-Клапейрона (уравнение состояния идеального газа) отмечено, что оно уже использовалось разными авторами и «вывод» его Менделеевым имел, скорее, методическое значение.

Доктор исторических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого С.Б. Ульянова сделала доклад «Русское техническое общество и организации петербургских предпринимателей на рубеже XIX-XX вв. (к проблеме индустриальной модернизации России)». Дело в том, что на рубеже XIX–XX веков перед предпринимательским сообществом остро стояла проблема общественного признания значимости индустриального пути развития России, а решение этой проблемы виделось промышленникам в активизации общественной деятельности. С.Б. Ульянова отметила, что первые проявления общественной активности предпринимателей были связаны с их участием в работе Русского технического общества, однако эта организация была бессильна решить множество стоявших перед фабрикантами проблем. Возникла необходимость предпринимателей в организации своего союза. В результате в 1896 году было создано Петербургское общество для содействия улучшению и развитию фабрично-заводской промышленности, руководители которого сформировались как общественные деятели в недрах Русского технического общества (С.П. Глезмер, М.Н. Триполитов и др.). Позже это общество было преобразовано в Петербургское общество заводчиков и фабрикантов, которое также тесно сотрудничало с Русским техническим обществом. Например, в 1912–1913 годах одним из наиболее болезненных для промышленников вопросов стал законопроект Министерства внутренних дел о мерах санитарной охраны воздуха, воды и почвы. В роли союзника Общества заводчиков и фабрикантов выступило Русское техническое общество (комиссия профессора Г.Ф. Деппа). Сотрудничество с одной из ведущих научно-технических организаций страны говорит о технократической ориентации промышленников, о признании ими высокой роли науки в промышленной жизни. Отмечено, что совместно с Русским техническим обществом Общество заводчиков и фабрикантов реализовывало также и проекты в области профессионального образования (курсы кочегаров, курсы машинистов, механико-прядильное училище, школа им. С.П. Глезмера).

Круглый стол завершился выступлением представителей различных научных обществ Санкт-Петербурга. Так, президент Оптического общества имени Д.С. Рождественского,

доктор физико-математических наук член-корреспондент Российской академии наук Н.Н. Розанов выступил с сообщением «Оптическое общество имени Д.С. Рождественского – преемник Русского оптического общества», а заместитель председателя Санкт-Петербургского общества геодезии и картографии кандидат технических наук А.С. Богданов – с сообщением «Работа Санкт-Петербургского общества геодезии и картографии с изыскательными организациями и учебными заведениями».

По итогам работы круглого стола будут изданы его материалы.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

СИНЕЛЬНИКОВА Елена Федоровна – кандидат исторических наук ученый секретарь Санкт-Петербургского филиала Института истории естествознания и техники имени С.И. Вавилова РАН.
199034, Санкт-Петербург, Университетская наб., д. 5.
E-mail: sinelnikova-elena@yandex.ru

SINELNIKOVA Elena F. – St. Petersburg Branch of the Institute for the History of Science and Technology, Russian Academy of Sciences.
5, Universitetskaya nab., St. Petersburg, Russia.
E-mail: sinelnikova-elena@yandex.ru

ИВАНОВ Борис Ильич – доктор философских наук профессор главный научный сотрудник Санкт-Петербургского филиала Института истории естествознания и техники имени С.И. Вавилова РАН.
199034, Санкт-Петербург, Университетская наб., д. 5.
E-mail: b.i.ivanov@mail.ru

IVANOV Boris I. – St. Petersburg Branch of the Institute for the History of Science and Technology, Russian Academy of Sciences.
5, Universitetskaya nab., St. Petersburg, Russia, 199034.
E-mail: b.i.ivanov@mail.ru

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016

Научное издание

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбГПУ

№4(254)'2016

Учредитель – Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

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

Научный редактор, корректор — канд. техн. наук доцент *Л.В. Спиридонова*
Технический секретарь — *О.А. Матенев*
Компьютерная верстка *Е.Н. Никулкиной*

Телефон редакции (812) 294-47-72

E-mail: ntv-nauka@spbstu.ru

Подписано в печать 30.12.2016. Формат 60×84 1/8. Бум. тип. № 1.
Печать офсетная. Усл. печ. л. 34,5. Тираж 1000. Заказ 218.

Отпечатано с оригинал-макета,
в Издательско-полиграфическом центре Политехнического университета.
195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.
Тел.: (812) 552-77-17; 550-40-14.

УСЛОВИЯ ПУБЛИКАЦИИ СТАТЕЙ
в журнале «Научно-технические ведомости СПбГПУ»

1. ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ

Журнал «Научно-технические ведомости СПбГПУ» является периодическим печатным научным рецензируемым изданием:

— зарегистрирован в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия (свидетельство ПИ № ФС77-25981 от 13 октября 2006г.) и распространяется по подписке через объединенный каталог «Пресса России» (индекс 18390);

— имеет международный стандартный номер сериального периодического издания (ISSN 1994-2354);

— внесен Высшей аттестационной комиссией Минобразования РФ в Перечень периодических научных и научно-технических изданий, в которых рекомендуется публикация основных результатов диссертаций на соискание ученой степени доктора наук, ученой степени кандидата наук;

— с 2009 г. входит в национальную информационно-аналитическую систему «Российский индекс научного цитирования (РИНЦ)»;

— сведения о публикациях представлены в Реферативном журнале ВИНИТИ РАН и включены в фонд научно-технической литературы (НТЛ) ВИНИТИ РАН, а также в международную систему по периодическим изданиям “Ulrich’s Periodicals Directory”.

Журнал публикует результаты работ в следующих областях науки и техники: энергетика, электротехника, материаловедение, металлургия, машиностроение.

Редакция журнала соблюдает права интеллектуальной собственности и со всеми авторами научных статей заключает издательский лицензионный договор.

Публикация материалов, в том числе соискателей ученых степеней, осуществлятся бесплатно.

2. ТРЕБОВАНИЯ К ПРЕДСТАВЛЯЕМЫМ МАТЕРИАЛАМ

2.1. Представление материалов

В статье должны быть кратко изложены новые и оригинальные результаты исследований, полученные авторами; следует избегать повторений, излишних подробностей и известных положений, подробных выводов, формул и уравнений (приводить лишь окончательные формулы, пояснив, как они получены).

При написании оригинальной научной статьи и оформлении рукописи авторы должны придерживаться следующих правил. Статья должна представлять собой описание выполненных исследований с указанием их места в соответствующей области наук и обсуждением значения выполненной работы. Рукопись должна содержать достаточное количество информации и ссылок на общедоступные источники для того, чтобы работа могла быть повторена независимо от авторов.

Название статьи должно быть кратким, но информативным. Обращаем Ваше внимание на то, что журнал издается как на русском, так и на английском языке. В связи с этим, не следует использовать аббревиатуру в названии статьи.

Аннотация должна давать читателю сжатую информацию о содержании статьи. Аннотация должна быть информативной и отражать не только основные цели статьи, но и главные результаты и выводы работы. Аннотация не является частью текста и сама по себе должна являться законченным описанием.

Ключевые слова должны отражать основную проблематику статьи и должны приводиться на русском языке для русской и на английском для англоязычной версии статьи. Количество ключевых слов – не менее трех и не более семи.

Адрес для корреспонденции должен содержать фамилию автора для корреспонденции (не обязательно первого автора), его полный почтовый адрес, телефон, факс, e-mail.

При необходимости Редколлегия может потребовать представления Акта экспертизы.

Представление всех материалов осуществляется в электронном виде через личный кабинет ЭЛЕКТРОННОЙ РЕДАКЦИИ по адресу: http://journals.spbstu.ru

Статьи подаются в формате .docx (MS Word 2007–2010). Файл статьи, подаваемый через электронную редакцию, должен содержать только сам текст, без названия, списка литературы, фамилий и данных авторов. Список литературы, название статьи, вся информация об авторах задаются при подаче через электронную редакцию в отдельных полях. В тексте статьи должны быть ссылки на все источники из списка литературы. Порядковый номер источника в тексте статьи указывается в квадратных скобках.

2.2. Оформление материалов

2.2.1. Объем статей, как правило, 15–20 страниц формата А-4. Количество рисунков и фотографий (в том числе цветных) не должно превышать 4, таблиц – 3.

2.2.2. Число авторов — не более трех от одной организации и не более пяти от разных организаций. Статья должна быть подписана всеми авторами. Авторами являются лица, принимавшие участие во всей работе или ее главных разделах. Лица, участвовавшие в работе частично, указываются в сносках.

2.2.3. Статья должна содержать следующие разделы:

номер УДК в соответствии с классификатором;

фамилии авторов на русском и английском языках;

название на русском и английском языках;

аннотация — 3–5 предложений на русском и английском языках;

ключевые слова – не менее 2 и не более 7 на русском и английском языках;

введение (актуальность, краткое обоснование существующей проблемы) — 1,0–1,5 стр.;

цель работы (краткая четкая формулировка поставленной задачи);

методика проведения исследований и расчетов, включая краткую информацию об использованных приборах, методах и точности экспериментальных измерений и теоретических расчетов и т. д.;