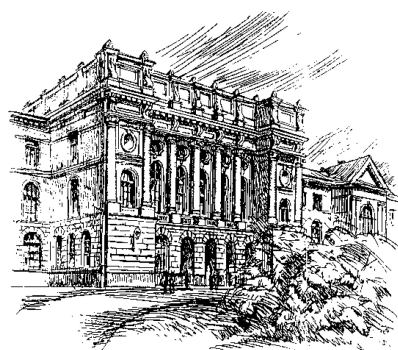


Том 23, № 2, 2017



Научно-технические ведомости СПбПУ

ЕСТЕСТВЕННЫЕ
И ИНЖЕНЕРНЫЕ НАУКИ

Санкт-Петербург. Издательство Политехнического университета

Министерство образования и науки РФ

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбПУ

ST. PETERSBURG POLYTECHNIC UNIVERSITY

JOURNAL OF ENGINEERING SCIENCES AND TECHNOLOGY

РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ ЖУРНАЛА

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

Тендлер М.Б., ин. член РАН (Швеция)

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. — full 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

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

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

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

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. CNIIIM

Gumenyuk V.I. — 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. SPbPU, 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 2002 года входит в Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий (до 2017 г. под названием — «Научно-технические ведомости СПбГПУ»), в которых должны быть опубликованы основные результаты диссертаций на соискание ученой степени доктора и кандидата наук.

Сведения о публикациях представлены в Реферативном журнале ВИНТИ РАН, в международной справочной системе «Ulrich's Periodical Directory».

Журнал зарегистрирован в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия (свидетельство ПИ № ФС77-69285 от 4 апреля 2017 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, 2017

Содержание

Рудской А.И., Боровков А.И., Романов П.И., Киселёва К.Н. Анализ опыта США и Великобритании в развитии STEM-образования	7
---	----------

Энергетика

Денисов Р.С., Елистратов В.В., Гзенгер Ш. Ветроэнергетика в России: возможности, барьеры и перспективы развития	17
Семакина Е.Ю., Черников В.А., Суханов А.И. Пульсации давления в потоке и вибрация деталей выходных трактов ГТУ	28
Свобода Д.Г., Жарковский А.А., Иванов Е.А. О проектировании проточной части осевого насоса низкой быстроходности	41
Резник А.С., Журавлева Н.М., Кизеветтер Д.В., Ташланов Д.О. Влияние степени полимеризации макромолекулы целлюлозы на работоспособность бумажно-пропитанной изоляции	53
Тринченко А.А., Парамонов А.П. Техническое перевооружение котла БКЗ-210-140-13,8 на основе низкотемпературной вихревой технологии сжигания	62
Чичерин С.В. Надежность и эффективность среднетемпературного теплоснабжения	75

Электротехника

Белько В.О., Гливенко Д.Ю., Емельянов О.А., Иванов И.О. Влияние форсированных токовых нагрузок на параметры электрических конденсаторов	81
Сахно Л.И., Сахно О.И., Федоров П.Д., Радомский Ю.В. Разработка схемы замещения инверторного источника питания машины контактной сварки	91
Рузич Е.Н., Киселев В.Г. Влияние подготовительных мероприятий согласно DIN 30676 на катодную защиту трубопровода	101

Металлургия и материаловедение

Матвеев М.А. Оценка вероятности разрушения металла при горячей пластической деформации с помощью критерия Кокрофта-Латама	109
Артемьева Д.А., Хайдоров А.Д., Анастасиади Г.П. Структура и длительная прочность мартенсито-ферритной стали 07X12НМФБ легированной азотом	127
Ефимова К.А., Галевский Г.В., Руднева В.В. Современное состояние производства диборида титана: оценка, определение доминирующих тенденций и перспектив	144
Добротворский А.М., Гюлиханданов Е.Л., Масликова Е.И. Разрушение трубопроводов из низкоуглеродистых конструкционных сталей в сероводородсодержащей среде	159
Кононов А.А., Матвеев М.А. Изменение фазового состава электротехнической анизотропной стали при горячей прокатке	166
Кобышно И.А., Толочко О.В., Климова-Корсмик О.Г. Разработка металлополимерных композиционных материалов на основе алюминия, базальтовой ткани и термопластичных полимерных матриц	175

Машиностроение

Васильев Ю.С., Петреня Ю.К., Георгиевская Е.В. <i>О ресурсах гидротурбин: обзор зарубежной литературы</i>	184
Латухина А.И., Локтионова Е.А., Мифтахова Д.Р., Полупанова Ю.Р. <i>Сопротивление и проницаемость напорных гидролиний с сетками</i>	205
Хрусталева И.Н., Любомудров С.А., Романов П.И. <i>Имитационная модель технологической подготовки производства цеха механической обработки</i>	215
Артюх В.Г., Никитченко А.А., Подгорная Н.В., Чигарева И.Н., Чернышева Н.В. <i>Анализ работоспособности самозатягивающихся гаек узлов крепления рельсовых стыков</i>	223

Научные школы Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого

Сыроежина Ю.И. <i>Юбилей Раисы Васильевны Дегтярёвой</i>	233
Морачевский А.Г., Фирсова Е.Г. <i>Академик Илья Романович Пригожин (к 100-летию со дня рождения)</i>	237
Демидов А.И., Черновец Б.В. <i>Аккумулятор Эдисона (к 170-летию со дня рождения изобретателя)</i> ..	242

Contents

Rudskoy A.I., Borovkov A.I., Romanov P.I., Kiseleva K.N. <i>Analysis of US and UK experience in the development of STEM education</i>	7
Power engineering	
Denisov R.S., Elistratov V.V., Gsaenger S. <i>Wind power in Russia: opportunities, barriers and prospects</i>	17
Semakina E.U., Chernikov V.A., Sukhanov A. I. <i>Pressure ripple in flow and vibration of exhaust duct details of GTU</i>	28
Svoboda D.G., Zharkovsky A.A., Ivanov E.A. <i>Flow channel design for an axial-flow pump with a low specific speed</i>	41
Reznik A.S., Zhuravleva N.M., Kieseewetter D.V., Tashlanov D.O. <i>Influence of the degree of polymerization of cellulose macromolecules on the operability of paper-impregnated insulation of power transformers</i>	53
Trinchenko A.A., Paramonov A. P. <i>Technical re-equipment of the BKZ-210-140-13,8 boiler on the basis of low-temperature vortex combustion technology</i>	62
Chicherin S.V. <i>The reliability and efficiency of medium-temperature district heating</i>	75
Electrical engineering	
Belko V.O., Glivenko D.Yu., Emelyanov O.A., Ivanov I.O. <i>Current overload mode influence on electrical capacitors parametrs</i>	81
Sakhno L.I., Sakhno O.I., Fedorov P.D., Radomsky Yu.V. <i>Development of equivalent circuit of high frequency resistance spot welding systems</i>	91
Ruzich E.N., Kiselev V.G. <i>Influence of preparatory measures in accordance with the DIN 30676 standart on the cathodic protection of power pipelines</i>	101
Metallurgy and Materials technology	
Matveev M.A. <i>Numerical estimation of the probability of metal failure under hot plastic deformation by means of the Cockcroft-Latham criterion</i>	109
Artemyeva D.A., Haidorov A.D., Anastasiadi G.P. <i>Structure and long-term strength of martensite-ferritic steel 07Cr12NiMoVB alloyed with nitrogen</i>	127
Efimova K.A., Galevsky G.V., Rudneva V.V. <i>The current status of titanium diboride production: assessment and determination of the dominant trends and prospects</i>	144
Dobrotvorsky A.M., Gyulihandanov E.L., Maslikova E.I. <i>Destruction of low-carbon-steel pipelines in environments containing hydrogen sulfide</i>	159
Kononov A.A., Matveev M.A. <i>Phase composition change of the grain-oriented silicon steel during hot rolling</i>	166
Kobykhno I.A., Tolochko O.V., Klimova-Korsmik O.G. <i>Development of polymer metal composites based on aluminum, basalt fabric and thermoplastic polymer matrices</i>	175

Mechanical engineering

Vasiliev Yu.S., Petrenya Yu.K., Georgievskaya E.V. <i>lifetime of hydro turbines: a review of foreign literature</i>	184
Latukhina A.I., Loktionova E.A., Miftakhova D.R., Polupanova J.R. <i>The resistance and permeability of the pressure hydroline with grids</i>	205
Khrustaleva I.N., Lyubomudrov S.A., Romanov P.I. <i>Simulation model of technological preparation of production of the machining shop</i>	215
Artiukh V. G., Nikitchenko A.A., Podgornaya N.V., Chigareva I.N., Chernysheva N.V. <i>Analysis of the working efficiency of self-leaking gasket nodes of fastening the rail jobs</i>	223

Scientific schools of Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University

Syroezhina Y. I. <i>Anniversary of Raisa Vasilyevna Degtyareva</i>	233
Morachevskiy A. G., Firsova E.G. <i>Academician Ilya Romanovich Prigogine (on the occasion of the 100th birth anniversary)</i>	237
Demidov A. I., Chernovets B.V. <i>Edison's secondary cell (for the 170th anniversary of his birthday)</i>	242

DOI: 10.18721/JEST.230201

УДК 37.014.54

А.И. Рудской, А.И. Боровков, П.И. Романов, К.Н. Киселёва

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

АНАЛИЗ ОПЫТА США И ВЕЛИКОБРИТАНИИ В РАЗВИТИИ STEM-ОБРАЗОВАНИЯ

Обеспечение экономики квалифицированными STEM-кадрами — ключевая задача систем образования технологически развитых стран. В основе STEM-образования лежит в числе прочего дореволюционный российский и советский опыт подготовки инженерных кадров. В технологически развитых странах мира разработаны образовательные стратегии, предполагающие развитие STEM-образования на всех уровнях, начиная с дошкольного. Проведенный в статье анализ опыта развития STEM-образования в США и Великобритании, возникающих проблем и намеченных путей их решения важно учесть при разработке стратегии развития инженерного образования в России.

НЕПРЕРЫВНОЕ ОБРАЗОВАНИЕ; ЕСТЕСТВЕННОНАУЧНАЯ ПОДГОТОВКА; STEM; СТРАТЕГИЯ РАЗВИТИЯ ИНЖЕНЕРНОГО ОБРАЗОВАНИЯ.

Ссылка при цитировании:

А.И. Рудской, А.И. Боровков, П.И. Романов, К.Н. Киселёва. Анализ опыта США и Великобритании в развитии STEM-образования // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 7–16. DOI: 10.18721/JEST.230201

A.I. Rudskoy, A.I. Borovkov, P.I. Romanov, K.N. Kiseleva

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

ANALYSIS OF US AND UK EXPERIENCE IN THE DEVELOPMENT OF STEM-EDUCATION

Providing the economy with qualified STEM professionals is a key task of education in technologically developed countries. The basis of STEM education is the experience of pre-revolutionary and Soviet Russia in engineering training. In developed countries, educational strategies involve the development of STEM education. The analysis of the experience of STEM education in the United States of America and Great Britain, of the arising problems and ways of solving them are important to consider in Russia.

CONTINUING EDUCATION; NATURAL-SCIENTIFIC TRAINING; STEM; DEVELOPMENT STRATEGY OF ENGINEERING EDUCATION.

Citation:

A.I. Rudskoy, A.I. Borovkov, P.I. Romanov, K.N. Kiseleva, Analysis of US and UK experience in the development of STEM-education, Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 7–16, DOI: 10.18721/JEST.230201

Термин STEM (S — наука (science), T — технологии (technology), E — инженерное дело (engineering), M — математика (mathematics)) используют в США и других западных странах

для обозначения естественнонаучной и технической областей знания.

Активное развитие STEM-образования в США началось после запуска советского

спутника в 1957 году, известие о запуске которого вызвало в Америке шок и резкий подъем интереса к советской науке. В это время наш бывший соотечественник С.П. Тимошенко был направлен президентом Д. Кеннеди в СССР, чтобы разобраться, почему так произошло, в чем причина технологического отставания США. С позиций человека, в течение пятидесяти с лишним лет непрерывно преподававшего в учебных заведениях, С.П. Тимошенко сравнивает системы образования, с одной стороны, России дореволюционной и послереволюционной, а с другой, — США, будучи одним из немногих людей, знавших эти системы не понаслышке [1]. В России С.П. Тимошенко в разное время работал в Петроградском политехническом институте Петра Великого, Киевском политехническом институте, Петербургском институте путей сообщения, Электротехническом институте. О его вкладе в развитие высшего инженерного образования в России и США можно судить, например, на основе следующих фактов: в 1916 году в Петроградском политехническом институте Петра Великого А.Ф. Иоффе и С.П. Тимошенко составили проект нового физико-механического факультета, заложивший основу всемирно известной системы подготовки элитных инженерных кадров — «Физмех-Физтех»; в 1917 году С.П. Тимошенко принял участие в организации Украинской академии наук под руководством В.И. Вернадского и стал одним из первых ее академиков; в 1957 году Американское общество инженеров-механиков учредило медаль имени С.П. Тимошенко (при его жизни), и первым награжденным этой медалью стал сам С.П. Тимошенко.

В мемуарах, написанных по итогам поездки в СССР, С.П. Тимошенко отмечает, что после многих изменений, произошедших в течение революционных лет, в середине 1930-х годов в России общая организация школ и методов преподавания была очень похожа на ту, что имела место в дореволюционные годы. Традиционная система образования была восстановлена. Программы требовали от учеников концентрированной и серьезной работы и давали хорошо сбалансированное количество знаний в таких областях, как математика, естественные науки и языки. Учебный план был аналогичен плану реальных училищ в дореволюционное время.

В целом каждый ученик средней школы посвящал примерно одну треть своего учебного времени на изучение математики и естественных наук.

С.П. Тимошенко обращает внимание на то, что примерно в 23 % «public schools» в США в 1954 году ни физика, ни математика не преподавались вовсе. Более того, только один из пяти американских учеников в школах изучал физику и только 13 процентов — тригонометрию и стереометрию. Для подготовки инженеров-исследователей в Америке делалось очень мало. Существовало несколько инженерных школ, в которых эта подготовка велась на последипломной ступени, но число студентов, принимавших участие в этой подготовке, было незначительным по сравнению с числом таких студентов в России. Было несколько причин для такой неблагоприятной ситуации. Часто американские школы не имели ресурсов для того, чтобы обеспечить научным работникам возможность целиком посвятить себя научно-исследовательской работе и руководить молодыми научными сотрудниками. Научная работа обычно финансировалась некоторыми государственными учреждениями или частными предприятиями, и научный работник должен был найти предмет своих исследований, представляющий интерес для этого учреждения или отрасли промышленности. Такой порядок не способствовал непрерывности работы и стабильности положения ученого. Другая и, возможно, более важная причина заключалась в недостаточном интересе американских инженеров к научной деятельности, а также в малом числе квалифицированных людей для руководства научной работой. В тех инженерных школах, где проводились научные исследования в области современной механики, большинство преподавателей, которые руководили выпускниками, получили европейское образование.

Академическая и научная деятельность не имела в Америке того престижа, что в России, и лучшие представители талантливой молодежи обычно не выбирали для себя научной карьеры. Эта ситуация могла быть исправлена путем развития усиленной подготовки по математике и естественным наукам в средней школе и интенсификации фундаментальной подготовки в университетах. Будущее инженерного дела

неизбежно все более и более тесно связывалось с развитием чистой науки. Вспоминая годы Второй мировой войны, С.П. Тимошенко констатировал, что «война ясно показала всю отсталость Америки в деле организации инженерного образования». И только энергичные действия правительства США, выделившего средства для расширения исследовательской деятельности, подготовки докторов в области технических наук, развитие STEM-образования в последующие годы позволили исправить эту ситуацию. Через полтора десятка лет после поездки в СССР ученый писал: «Обдумывая причину наших достижений в Америке, я прихожу к заключению, что немалую долю в этом деле сыграло образование, которое нам дали русские высшие инженерные школы» [2].

Таким образом, можно констатировать, что в основе STEM-образования в США лежит в числе прочего дореволюционный российский и советский опыт подготовки инженерных кадров начиная со школьной скамьи. В настоящее время в технологически развитых странах мира разработаны образовательные стратегии, предполагающие развитие STEM-образования и включающие различные специализированные программы для разных уровней образования начиная с дошкольного. США, Великобритания, Китай, Австралия, Корея, Тайвань разрабатывают учебную программу под названием K-12 STEM (образование от детского сада до 12 класса школы), проектируемую как набор интегративных междисциплинарных подходов к каждой из STEM-дисциплин. Организация STEM-образования в США и Великобритании имеет много общего, но различается в деталях. Опыт развития STEM-образования в США и Великобритании, возникающие проблемы и намеченные пути их решения важно учесть при разработке стратегии развития инженерного образования в России.

Анализ опыта США в развитии STEM-образования

Проблемами подготовки STEM-кадров в США занимаются на различных уровнях, в том числе федеральном. В соответствии с Законом «О координации действий в области STEM-образования» (STEM Education Coordination Act of 2009) создан Комитет при Научно-техно-

логическом совете (National Science and Technology Council) (далее — Комитет) для координации федеральных программ и мероприятий в области поддержки STEM-образования, в числе которых программы Департамента энергетики, STEM-программы NASA, программы Национальной администрации океанических и атмосферных исследований, программы Департамента образования и других федеральных агентств. К полномочиям Комитета относятся [3]:

- координация действий федеральных агентств в сфере STEM-образования;

- разработка, внедрение и обновление каждые 5 лет политики в области STEM-образования (краткосрочные и долгосрочные цели, определение единых методов измерения достигнутых результатов и т. д.);

- подходы к оценке эффективности программ и мероприятий, а также влияние конкретных агентств на программы и мероприятия, предназначенные для достижения перечисленных целей;

- создание и обновление списка федеральных программ в области STEM-образования, ведение документации по оценке эффективности подобных программ и мероприятий.

Комиссия по науке, инженерному делу и общественной политике Академии наук США также разработала список мероприятий, необходимых для развития STEM-образования. Наиболее важные из них предусматривают:

- увеличение потенциала обучающихся за счет повышения качества дошкольного и школьного математического образования в рамках программы K-12;

- повышение квалификации учителей с помощью их дополнительного обучения в области математики и технологий;

- увеличение потока абитуриентов, подготовленных к поступлению в колледжи и вузы для получения STEM-образования.

В США существуют и негосударственные организации, координирующие деятельность, связанную со STEM, например Объединение в области STEM-образования (STEM Education Coalition). Это объединение включает в себя более тысячи организаций. Оно ставит перед собой задачу обеспечения качественного STEM-образования на всех этапах образовательного

процесса, начиная от детского сада, и возможности получения образования в течение всей жизни. Отмечается, что на каждом этапе образовательного процесса делается важный вклад в конечный результат — в качество STEM-подготовки. Например, если ребенка обучить основам математики к 5 годам, то он с большей вероятностью получит доступ к высшему образованию и другим формам профессионального развития [3].

STEM Education Coalition рекомендует обеспечить:

- учет успеваемости студентов в области STEM-образования;

- поддержку эффективного профессионального развития и подготовки STEM-педагогов;

- увеличение потенциала STEM-кадров, в том числе за счет привлечения в сферу STEM-образования малочисленных в этой области групп людей (женщины, представители национальных меньшинств, жители провинции и т. д.);

- стимулирование талантливых и эффективных STEM-педагогов;

- совместные межгосударственные усилия, направленные на стимулирование деятельности высококласных образовательных организаций и реализацию стандартов в STEM-образовании;

- использование в федеральных государственных программах термина «STEM-образование» в полном объеме, не ограничиваясь только математикой, но также включая инженерные технологии и науки, учитывающие потребности STEM-области;

- использование конкуренции и финансовых механизмов стимулирования в образовательной инновационной деятельности;

- создание программ и учебных планов, предусматривающих аудиторные и внешкольные занятия, совместные учебные и летние программы;

- создание инновационной научно-исследовательской базы в преподавании, обучении и разработке учебных материалов;

- увеличение потенциала колледжей для подготовки студентов к продолжению STEM-образования;

- взаимодействие студентов со STEM-специалистами в рамках стажировок и практик;

- согласованность программы К-12 и высшей школы с учетом потребностей в STEM-кадрах;

вовлечение представителей бизнеса и промышленности в STEM-образование на разных уровнях [3, 4].

В США особая роль отводится двухлетнему высшему образованию в STEM-области, получаемому в муниципальных колледжах. Связано это с прогнозом, согласно которому в ближайшие годы потребность в выпускниках с дипломами младшего специалиста будет расти в два раза быстрее потребности в специалистах, не получивших образование в колледже.

Для эффективности двухлетнего высшего образования требуются:

- обеспеченность научно-педагогического состава методической базой для качественного обучения студентов в сжатые сроки (предложение учебных программ и методик, обеспечение кадрами и т. д.);

- потребность частного сектора в специалистах в области новых, перспективных технологий (наличие спроса на выпускников);

- подготовка учащихся, ориентированных на последующее двухлетнее обучение по интенсивным программам университетов;

- мотивация выпускников колледжей на продолжение образования в сочетании с практическим применением уже полученных знаний и навыков.

В США большое внимание уделяется взаимосвязи школ и университетов. За последние пятьдесят лет были созданы разнообразные способы их взаимодействия (прежде всего речь идет об исследовательских университетах). При проведении оценки заявок на финансирование исследовательских проектов, поступающих от университетов, учитывается наличие в проектах предложений по использованию результатов исследований, направленных на усиление связей с системой К-12 (так называемый критерий «эффект охвата» (от англ. «outreach effect»)).

В рамках Национальной нанотехнологической инициативы выбраны шесть ведущих исследовательских университетов для создания Национальных научных центров наноинженерии: при Университете Райса (Rice University), Университете Корнуэлл (Cornell University), Колумбийском университете (Columbia University), Гарвардском университете (Harvard University), Северо-Западном университете (Northwestern

University) и Политехническом университете Ренсселера (Rensselaer Polytechnic Institute). Эти вузы устанавливают связи со школами, помогая им вводить в образовательный цикл новые STEM-дисциплины, готовя талантливых школьников для продолжения образования в университете с целью дальнейшей научно-исследовательской работы. Школьникам дается возможность изучать физику, химию, основы нанотехнологий, в том числе в форме электронного обучения, знакомиться с лабораторными исследованиями университетов.

В рамках этой работы взаимодействуют несколько категорий участников:

- ученые-исследователи, которым зачастую непросто разработать материалы, доступные для понимания школьников;

- факультеты университетов, отвечающие за организацию инновационных методов обучения школьников;

- школы, обеспечивающие сбалансированное обучение по всем необходимым дисциплинам в сочетании с дополнительными предметами по нанотехнологиям.

В работе Национального нанотехнологического управления (National Nanotechnology Coordinating Office — NNCO) и NSEC учитываются следующие рекомендации:

- усиление взаимодействия с лицами, ответственными за разработку новых национальных стандартов и учебных планов школ с учетом STEM-дисциплин, оказание им содействия на общенациональном уровне;

- разработка стандартов в области нанотехнологий для их использования при разработке новых учебных планов системы K-12; распространение этих стандартов между шестью университетскими центрами для обеспечения их работы в рамках единой логики при одновременном сохранении творческого разнообразия, присущего каждому из университетов;

- разработка курсов по нанодисциплинам для учителей системы K-12 и для школьников;

- представление разработанных стандартов и курсов финансирующим организациям и органам государственной власти;

- работа с департаментами подготовки школьных учителей и соответствующими структурами университетов с целью подготовки квалифицированных учителей системы K-12.

Эти меры позволяют увеличить эффективность деятельности исследовательских университетов и школ, раньше и больше привлекая молодежь к исследовательской работе в соответствии с потребностями новой экономики, активно вовлекая корпорации и государственные исследовательские структуры в процессы наращивания фундаментально-прикладных работ в сфере новейших инновационных технологий.

Школы и университеты США предлагают разнообразные формы и методы сотрудничества в области STEM-образования: активно работают ассоциации школьных правлений, ассоциации школьных комитетов, регулярно организующие конференции, в рамках которых обсуждаются актуальные вопросы STEM-образования, например:

- поддержание высокого качества учебных планов;

- разработка и реализация учебных программ на нескольких языках;

- развитие программ академических и научных достижений;

- включение внеклассного обучения в расписание средних и старших классов;

- выполнение стандартов технологического оснащения обучения.

NSEC совместно с университетами обеспечивает реализацию различных форм взаимодействия со школами. Программы университетов предусматривают разные направления деятельности. Например, в Гарварде каждую пятницу 30–40 школьников и 3–4 учителя в течение одного дня обучаются по программе, похожей на студенческую (с лекциями, обедом, послеобеденными лекциями, лабораторными работами и семинарами). В программах, позволяющих школьникам знакомиться с университетской жизнью еще в школе, задействованы преподаватели и студенты университета. Наряду с этим при университете действует программа переподготовки учителей, в рамках которой они работают вместе с профессорами и аспирантами университета над научными проектами. Эта программа рассчитана на 4–6 летних недель, а появившиеся контакты и связи поддерживаются и дальше в течение учебного года. Помимо этого, студенты-старшекурсники приходят в школы и работают с учителями, а учителя,

в свою очередь, приводят старшеклассников в лаборатории Гарварда, например в те, где есть современные микроскопы для нанопрезентаций и опытов. Для школьников организуются курсы лекций. Ведущие преподаватели помогают школьникам выбрать тему научных исследований и развиваться в этом направлении уже со школьной скамьи.

В Музее наук г. Бостона работает служба вопросов-ответов, есть возможность получить копии лучших лекций по интернету.

В Колумбийском университете (Columbia University) существует двухлетняя программа подготовки учителей (в летнее время и в течение учебного года), программы по научной ориентации школьников, в которых задействованы аспиранты и старшекурсники.

В Университете Северо-Запада (Northwestern University) действует программа привлечения людей разных возрастов к нанотематике. С этой целью реализуются следующие долгосрочные проекты:

- программа исследований для учителей (совместно с другими вузами США), рассчитанная на двухлетнее обучение с использованием летних месяцев;

- сотрудничество с Музеем науки и промышленности г. Чикаго, предполагающее использование специальной экспозиции с чтением лекций и консультациями;

- программы для старшеклассников (исследовательские, летние девятинедельные);

- модульная программа, рассчитанная на профессиональную ориентацию старшеклассников и отличающаяся прикладными аспектами подготовки специалистов.

Другие университеты также предлагают курсы для системы К-12, в частности в области нано- и биоинженерии. Предполагается, что знания в области нанотехнологий вскоре будут так же важны, как сейчас знания о полимерных материалах. Подобные курсы рассчитаны на 2–3 года; в итоге к окончанию школы учащиеся получат системные знания и значительный опыт в проведении исследований [3].

Главное институциональное новшество — рекомендация по развитию математических школ. Сейчас в США примерно 100 математических школ. Практика показывает, что эти школы являются мощным средством подготовки

выпускников с глубокими знаниями и большим интересом к точным наукам, что дает возможность пройти обучение в колледжах и получить специальность в разных областях науки на более высоком уровне. Развитие математических школ — направление, доказавшее свою эффективность в подготовке ученых и инженеров.

В связи с этим Конгрессу США было рекомендовано ежегодно в течение пяти лет инвестировать 180 млн долларов в создание и развитие таких специализированных школ, причем в формировании этих средств должны быть задействованы штаты, муниципальные школьные округа, а также местная промышленность [4, 5].

Анализ опыта Великобритании в развитии STEM-образования

В Великобритании, в отличие от США, отсутствует централизованная государственная координация в сфере STEM-образования. Тем не менее можно выделить две ключевые организации, которые осуществляют координацию в области развития STEM-образования, хотя взаимодействие с ними является добровольным. Одна из этих организаций — STEMNET — крупнейший координатор взаимодействия в рамках STEM-деятельности в Великобритании. Она обеспечивает реализацию трех основных национальных школьных программ [6]:

- STEM Ambassadors* — создание сети из более чем 27 000 участников, которые на добровольных началах находят время для поддержки и продвижения STEM-предметов (возраст людей варьируется от 18 до 70 лет, при этом почти 60 % из них моложе 35 лет);

- STEM Clubs Programme* — обеспечение поддержки школам, которая направлена на создание и организацию математических секций и кружков;

- Schools STEM Advisory Network* — обеспечение консультаций и взаимодействия, направленных на увеличение STEM-дисциплин в учебных планах школ.

Вторая организация — EngineeringUK — обеспечивает реализацию Программы инженеров будущего за счет поддержки ряда организаций, в том числе Королевской инженерной академии. Программа инженеров будущего направлена на координацию деятельности, способствующей инженерной карьере студентов. Основной упор

делается на прямое взаимодействие с работодателями, при этом EngineeringUK работает и с другими организациями, такими, как Smallpiece Trust, EDT и Young Engineers [6].

В Великобритании существует несколько путей профессионального развития в STEM-области. Первая категория студентов выбирает академический путь, получая высшее образование, например степень бакалавра. Вторая категория студентов предпочитают практико-ориентированный путь, обучаясь в учебном заведении по очной форме, но обеспечивающей прикладной подход к обучению. Третья категория студентов обучается во время работы.

Различные способы вхождения молодых специалистов в STEM-область позволяют принимать решения и осуществлять выбор инженерных профессий, соответствующих их потребностям в обучении. Однако существует ряд проблем. Рассмотрим их.

Ранняя специализация. Одна из ключевых особенностей образования в Великобритании — ранняя специализация. Учащиеся уже в 14 лет обязаны принять решение о том, по каким предметам сдавать экзамены для получения сертификата о среднем образовании и для выбора профессиональной квалификации. Проблема состоит в том, что некоторые школы для получения более высоких результатов ориентируют учащихся на очень узкий перечень предметов. В результате студенты могут упустить возможность изучить разделы и темы, которые позволят им в будущем развиваться в инженерных областях. В 16 лет учащиеся принимают окончательное решение по перечню предметов, которые заложат базу для их выбора профессии, будущего профессионального роста и карьеры. Во многих случаях выбор гуманитарных наук ограничивает в будущем возможность реализации себя в STEM-области. Это особенно актуально в инженерных и физических науках, где изучение математики и физики до 18 лет становится предпосылкой для получения в будущем университетского диплома.

В 2014 году Королевское общество изложило свое видение системы образования, предложив, чтобы все учащиеся изучали математику и точные науки до 18 лет, делая акцент на разработке новых курсов в STEM-области для учащихся старше 16 лет в целях привлечения тех из них,

кто изучает гуманитарные науки, и ориентируясь тем самым на меняющиеся потребности работодателей.

Низкий статус неакадемических путей построения карьеры. В Великобритании сформировался общественный стереотип, согласно которому профессиональные траектории обучения менее ценны, нежели академические. Это привело к снижению статуса технических специалистов в целом ряде отраслей промышленности, неизбежности старения рабочих кадров, ожидаемой нехватке специалистов в будущем и отсутствию инвестиций в образование.

Для решения этой проблемы делается ставка на создание новых программ обучения, предусматривающих ориентацию учащихся на подготовку к получению высшего и послевузовского образования. При этом важно, чтобы количество учащихся не привело к снижению качества их подготовки.

Система оценки деятельности школ и колледжей. На разных этапах обучения от учащихся требуют достаточно высоких оценок. Если учащиеся не показывают на выпускных экзаменах результатов нужного уровня, это негативно отражается на показателях деятельности образовательной организации, что влечет за собой сокращение финансирования школы или колледжа. Поэтому, наряду с отсутствием стимулов, есть множество сдерживающих факторов для школ и колледжей в продвижении и развитии STEM-дисциплин, несмотря на высокий спрос со стороны работодателей и правительства на квалифицированные инженерные кадры.

В отчете Королевской инженерной академии за 2016 год выделяются следующие задачи по развитию STEM-образования в Великобритании:

Формирование общественного мнения об инженерном образовании. Несмотря на то, что предпринимаются попытки поднять статус STEM-образования в глазах молодежи, мало что делается для изменения общественного мнения о технических и инженерных профессиях в национальных масштабах. А это крайне важно, поскольку мнение общества, особенно родителей, близких родственников и учителей, оказывает большое влияние на молодых людей. Политики и общественные деятели также играют важную роль в формировании общественного

мнения. Для решения этой проблемы в Королевской инженерной академии начали работу над реализацией национальной кампании по правильному позиционированию инженерного образования в общественном сознании и улучшению отношения молодых людей к инженерной карьере.

Поддержка учителей и преподавателей в STEM-области. Влияние учителей и преподавателей на ситуацию в STEM-области часто недооценивают, а они каждый год взаимодействуют с сотнями школьников и студентов и способны напрямую влиять на образование в школе и вузе, а значит, на систему образования в целом.

Поддержка STEM в начальной школе. Отношение детей к STEM-предметам формируется еще в начальной школе. При этом, как правило, усилия школ сосредоточены на учащихся средних и старших классов, так как именно в этот момент принимаются решения, связанные с дальнейшей профессиональной деятельностью. В начальных же школах — меньшее количество преподавателей, имеющих специальные знания в STEM-области, поэтому именно в начальной школе существует необходимость развивать у детей интерес и закладывать основу для изучения STEM-предметов в будущем.

Совершенствование преподавания и обучения в области дополнительного образования. Важное место отводится преподаванию и обучению STEM-дисциплинам в рамках дополнительного образования, которое вносит значительный вклад в развитие STEM-области в целом. Между тем на протяжении многих лет этот образовательный сектор имеет значительное недофинансирование по сравнению со школами и колледжами, что заметно влияет на качество дополнительного образования и на его способность соответствовать темпам изменений в STEM-отрасли. В связи с этим существует значительная потребность в развитии и совершенствовании преподавания STEM-дисциплин в рамках дополнительного образования.

Расширение доступа к STEM-образованию для групп людей, мало представленных в STEM-области (женщины, лица с ограниченными возможностями, национальные меньшинства). Существует целый ряд программ, направленных на поддержку и поощрение обучения девочек

в STEM-областях. В дополнительной поддержке нуждаются и студенты с ограниченными возможностями (каждый шестой человек в Великобритании — инвалид той или иной степени); это источник потенциальных кадров, о котором работодатели часто забывают.

Развитие инновационных методов преподавания и привлечение работодателей к взаимодействию с высшими учебными заведениями. Значительное число студентов, которые обучаются по инженерным специальностям, в дальнейшем отказываются от инженерной карьеры. Повышение взаимодействия работодателей и вузов позволяет разрабатывать инновационные педагогические практики, где студенты получают практико-ориентированное образование, что позволяет снизить количество выпускников, выбирающих не инженерную карьеру.

Взаимодействие с работодателями. Программа «Инженеры будущего» направлена на то, чтобы обеспечить более активное участие работодателей в STEM-образовании.

Предоставление более точной информации об инженерной карьере. Несмотря на проведение мероприятий в школах и колледжах и деятельность работодателей, в молодежной среде существует значительная неопределенность по построению успешной инженерной карьеры. Шестнадцатилетним школьникам достаточно сложно принимать решения, определяя дальнейшую специализацию, профессиональные предметы, уровень образования и т. д. Дополнительной проблемой для выпускников становится вопрос трудоустройства после окончания вуза.

В связи с этим существует необходимость формирования системы, позволяющей молодежи получать рекомендации по выбору возможных путей профессионального развития, лучшему пониманию ожиданий работодателей, получению опыта работы в промышленной среде, приобретению особых личных качеств и профессиональных навыков.

С целью поддержки методик преподавания STEM-дисциплин и управления ими создается единая интернет-площадка для поиска ресурсов и материалов, необходимых для преподавания, а также для размещения в интернете информации об Инженерной образовательной исследовательской сети [6].

Выводы

На развитие STEM-образования в США и Великобритании значительное влияние оказал дореволюционный российский и советский опыт.

В США имеется система государственных и негосударственных организаций и объединений (Комитет при Научно-технологическом совете, Комиссия по науке, инженерному делу и общественной политике Академии наук США, Объединение в области STEM-образования и пр.), координирующих деятельность по развитию STEM-образования. В США эта деятельность осуществляется в соответствии с Законом «О координации действий в области STEM-образования». В Великобритании также существует система по координации в области развития STEM-образования, но основу этой системы составляют негосударственные организации.

Отношение детей к STEM-предметам формируется еще в начальной школе, поэтому именно в начальной школе существует необходимость развивать у детей интерес и закладывать основу для изучения STEM-предметов в будущем.

В обеих странах большое внимание уделяется системе STEM-образования с детского сада до окончания школы, спроектированной как набор интегративных междисциплинарных подходов к каждой из STEM-дисциплин. В рамках этой системы большое внимание обращено на

взаимосвязь школ и исследовательских университетов. Формы взаимодействия ведущих университетов со школами различны, при этом внимание уделяется подготовке не только школьников, но и их учителей.

В Великобритании признана необходимость изменения общественного мнения о технических и инженерных профессиях в национальных масштабах. Мнение общества, особенно родителей, близких родственников и учителей, оказывает большое влияние на молодых людей. Политики и общественные деятели также играют важную роль в формировании общественного мнения. Для решения этой проблемы разрабатывается и запускается национальная кампания по нужному позиционированию инженерного образования в общественном сознании и улучшению отношения молодых людей к инженерной карьере.

В Великобритании на национальном уровне осознана проблема, возникшая при развитии STEM-образования и связанная с системой оценки деятельности школ. Некоторые школы для получения более высоких результатов (и более высокого финансирования) ориентируют учащихся на очень узкий перечень предметов (прежде всего гуманитарных), более легких в изучении. В результате школьники упускают возможность сформировать фундаментальную базу для дальнейшего своего развития в инженерных областях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Тимошенко С.П. Инженерное образование в России / Пер. с англ. В.И. Иванова-Дятлова; под ред. Н.Н. Шапошниковой, предисловие В.Н. Луканина. Люберцы: ПИК ВИНТИ, 1997. 84 с.
2. Тимошенко С.П. Воспоминания. Париж: Издание Объединения С.Петербургских политехников, 1963. 424 с.
3. Statement of Core Policy Principles 2012. [Электронный ресурс]. — Режим доступа: <http://www.stemedcoalition.org/wp-content/uploads/2012/04/Note-STEM-Education-Coalition-Core-Principles-2012.pdf>. — Заглавие с экрана. (Дата обращения: 25.11.2016 г.).
4. The Case for STEM Education as a National Priority: Good Jobs and American Competitiveness. Updated June 2013. [Электронный ресурс]. Режим доступа: <http://www.stemedcoalition.org/wp-content/uploads/2013/10/Fact-Sheet-STEM-Education-Good-Jobs-and-American-Competitiveness-June-2013.pdf>. Заглавие с экрана. (Дата обращения: 25.11.2016 г.).
5. Report to the President. Prepare and inspire: K-12 education in science, technology, engineering, and math (STEM) for America's future. [Электронный ресурс]. Режим доступа: <http://www.afterschoolalliance.org/documents/pcast-stemed-report.pdf>. Заглавие с экрана. (Дата обращения: 25.11.2016 г.).
6. Supporting Scotland's STEM education and culture. 2012. [Электронный ресурс]. Режим доступа: <http://www.gov.scot/resource/0038/00388616.pdf>. Заглавие с экрана. (Дата обращения: 25.11.2016 г.).
7. The UK STEM Education Landscape. A report for the Lloyd's Register Foundation from the Royal Academy of Engineering Education and Skills Committee. 2016. [Электронный ресурс]. Режим доступа: <http://www.raeng.org.uk/publications/reports/uk-stem-education-landscape>. Заглавие с экрана. (Дата обращения: 25.11.2016 г.).

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

РУДСКОЙ Андрей Иванович — доктор технических наук ректор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого, академик РАН. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: rector@spbstu.ru

БОРОВКОВ Алексей Иванович — кандидат технических наук проректор по перспективным проектам Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: vicerector.ap@spbstu.ru

РОМАНОВ Павел Иванович — доктор технических наук директор НМЦ КС федеральных УМО «Инженерное дело» Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: pavelromanov-umo@yandex.ru

КИСЕЛЁВА Клавдия Николаевна — кандидат экономических наук ведущий специалист НМЦ КС федеральных УМО «Инженерное дело» Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: _knk_@mail.ru

REFERENCES

1. **Timoshenko S.P.** Inzhenernoye obrazovaniye v Rossii / Per. s ang. V.I. Ivanova-Dyatlova; pod red. N.N. Shaposhnikova, predisloviye V.N. Lukanina. Lyubertsy: PIK VINITI, 1997. 84 s. (rus.)
2. **Timoshenko S.P.** Vospominaniya. Parizh: Izdaniye Obyedineniya S.Peterburgskikh politekhnikov, 1963. 424 s. (rus.)
3. Statement of Core Policy Principles 2012. [Elektronnyy resurs]. — Rezhim dostupa: <http://www.stemed-coalition.org/wp-content/uploads/2012/04/Note-STEM-Education-Coalition-Core-Principles-2012.pdf>. — Zaglaviye s ekrana. — (Data obrashcheniya: 25.11.2016 g.).
4. The Case for STEM Education as a National Priority: Good Jobs and American Competitiveness. Updated June 2013. [Elektronnyy resurs]. — Rezhim dostupa: <http://www.stemedcoalition.org/wp-content/uploads/2013/10/Fact-Sheet-STEM-Education-Good-Jobs-and-American-Competitiveness-June-2013.pdf>. — Zaglaviye s ekrana. — (Data obrashcheniya: 25.11.2016 g.).
5. Report to the President. Prepare and inspire: K-12 education in science, technology, engineering, and math (STEM) for America's future. [Elektronnyy resurs]. — Rezhim dostupa: <http://www.afterschoolalliance.org/documents/pcast-stemed-report.pdf>. — Zaglaviye s ekrana. — (Data obrashcheniya: 25.11.2016 g.).
6. Supporting Scotland's STEM education and culture. 2012. [Elektronnyy resurs]. — Rezhim dostupa: <http://www.gov.scot/resource/0038/00388616.pdf>. — Zaglaviye s ekrana. — (Data obrashcheniya: 25.11.2016 g.).
7. The UK STEM Education Landscape. A report for the Lloyd's Register Foundation from the Royal Academy of Engineering Education and Skills Committee. 2016. [Elektronnyy resurs]. — Rezhim dostupa: <http://www.raeng.org.uk/publications/reports/uk-stem-education-landscape>. — Zaglaviye s ekrana. — (Data obrashcheniya: 25.11.2016 g.).

AUTHORS

RUDSKOY Andrei I. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: rector@spbstu.ru

BOROVKOV Aleksei I. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: vicerector.ap@spbstu.ru

ROMANOV Pavel I. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: pavelromanov-umo@yandex.ru

KISELEVA Klavdiia N. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: _knk_@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 16.05.2017.

DOI: 10.18721/JEST.230202

УДК 326.251

Р.С. Денисов¹, В.В. Елистратов², Ш. Гзенгер³

1, 2 — Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

3 — Всемирная ветроэнергетическая ассоциация, Бонн, Германия

ВЕТРОЭНЕРГЕТИКА В РОССИИ: ВОЗМОЖНОСТИ, БАРЬЕРЫ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ

Статья написана по инициативе Всемирной ветроэнергетической ассоциации в рамках международного проекта «Перспективы ветроэнергетического рынка в России». Проект направлен на улучшение понимания возможностей и существующих барьеров, негативно влияющих на ветроэнергетическую отрасль, с фокусированием внимания не только на централизованном энергоснабжении, но и на изолированных регионах. В последнее время ветроэнергетическая отрасль в России получила необходимый импульс для активного роста: летом 2016 года были объявлены результаты первого конкурсного отбора ветроэнергетических проектов на оптовом рынке электроэнергии в объеме 700 МВт. В то же время на ветроэнергетическом рынке существуют барьеры, которые еще предстоит убрать: нехватка инвестиций и инвесторов; значительное количество недостатков в нормативно-правовой базе; проблемы с подключением к сети; сложности перевода земель сельскохозяйственного назначения в земли промышленности и энергетики, пригодные для строительства ветропарков. Проанализирована ситуация на розничном рынке, в частности в регионах России с изолированным энергоснабжением. На сегодняшний день ветроэнергетических проектов на розничном рынке мало, так как для данного рынка свойственны недостатки в нормативно-правовой документации, слаборазвитая инфраструктура данных регионов и административные барьеры. Исследование базируется на анализе данных, полученных в интервью с заинтересованными сторонами российского ветроэнергетического сектора. Предложены рекомендации по возможному устранению существующих барьеров. Кроме того, определены задачи по улучшению стандартов, особенно на розничном рынке, разработке программ планирования территорий под ветроэнергетические проекты и участие государства в пилотных проектах в изолированных регионах.

ВЕТРОЭНЕРГЕТИКА; ВЕТРОУСТАНОВКА; ОПТОВЫЙ РЫНОК ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ И МОЩНОСТИ; ИЗОЛИРОВАННЫЕ РЕГИОНЫ; БАРЬЕРЫ; ПЕРСПЕКТИВЫ.

Ссылка при цитировании:

Р.С. Денисов, В.В. Елистратов, Ш. Гзенгер. Ветроэнергетика в России: возможности, барьеры, и перспективы развития // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 17–27. DOI: 10.18721/JEST.230202

R.S. Denisov¹, V.V. Elistratov², S. Gsaenger³

1, 2 — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

3 — World wind energy association, Bonn, Deutschland

WIND POWER IN RUSSIA: OPPORTUNITIES, BARRIERS AND PROSPECTS

The article was written in the framework of the international project «Prospects of the wind energy market in Russia» under the leadership of the World Wind Energy Association. The project aims to improve

the understanding of the opportunities and the existing barriers that characterize the wind energy sector. The focus of the study lies on the grid-connected regions of Russia, but the isolated regions are discussed as well. Recently, the wind power market in Russia has gained momentum for dynamic growth and in the summer of 2016 the results of the first competitive selection of 700 MW wind projects in the wholesale electricity market were announced, to be built over the next three years. According to the Government Decree no. 449, 3.6 GW of installed capacity will be installed by 2024. This study shows that there are a number of barriers in the wind energy market, which remain to be addressed: a general lack of investments and investors, a significant number of weaknesses in the regulatory framework, challenges with the grid connection. The retail market has been analyzed in particular with regard to the barriers in the remote and isolated regions of Russia. There is only a rather small number of wind power projects in this market, which is lacking in regulatory frameworks and in cost transparency, and has a poor infrastructure. The main findings are based on analysis of the data obtained in interviews with the key stakeholders of the Russian wind power sector. The study concludes with recommendations on how the identified barriers can be addressed. Creating a sizable market also includes the tasks of improving the existing standards, introducing a state territory planning program for wind energy projects and starting a massive-scale state participation in pilot projects in remote and isolated regions.

WIND ENERGY; WIND TURBINE; WHOLESALE MARKET; OFF-GRID; BARRIERS; PROSPECTS.

Citation:

R.S. Denisov, V.V. Elistratov, S. Gsaenger, Wind power in Russia: opportunities, barriers and prospects, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 17–27, DOI: 10.18721/JEST.230202

Введение

В мире происходит активное развитие возобновляемых источников энергии (ВИЭ), в том числе ветроэнергетики. На начало 2017 года установленная мощность ветровых электростанций (ВЭС) в мире составила 487 ГВт [1]. В России в последние годы также наблюдается активность в развитии ВИЭ, в том числе за счет совершенствования нормативно-правовой базы и государственной поддержки развития ВИЭ. Ветроэнергетическая отрасль в России — молодая: на 2016 год установленная мощность ВЭС (вместе с ВЭС Крыма) составила около 100 МВт [2], на 2018–2020 годы запланировано строительство и ввод в эксплуатацию дополнительно минимум 700 МВт мощностей. Всего до 2024 года согласно Распоряжению Правительства № 861 и дополнениям в соответствии с РП № 354-р (табл. 1) планируется ввести 3351,2 МВт мощностей на ВЭС [3].

Среди отобранных проектов по ветроэнергетике на сегодняшний день можно выделить следующие:

610 МВт в Республике Адыгея и Краснодарском крае (ГК «Росатом»); план ввода мощностей: в 2018 г. — 150 МВт; 2019 г. — 200 МВт; 2020 г. — 360 МВт;

51 МВт в Республике Калмыкии — ALTEN Ltd (Falcon Capital a.s.);

35 МВт в Ульяновской области (ОАО «Фортум»).

Для оценки текущего состояния и выявления проблем развития ветроэнергетики в России по инициативе Всемирной ветроэнергетической ассоциации (WWEA) при поддержке Фонда Фридриха Эберта и участии Российской ассоциации ветроиндустрии (РАВИ) в 2016 году был выполнен проект «Перспективы ветроэнергетического рынка в России». Оператором проекта выступил Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого (НОЦ «Возобновляемые виды энергии и установки на их основе»).

Цели проекта — улучшение понимания возможностей и определение существующих барьеров, негативно влияющих на ветроэнергетическую отрасль; разработка рекомендаций по их преодолению для разных категорий предприятий и организаций, участвующих в развитии этой отрасли. При этом, в отличие от других стран, где проводилось подобное исследование, для России проблемы отрасли исследовались не только применительно к централизованному энергоснабжению, но и для зон изолированного энергоснабжения, которые, как известно, занимают более 65 % территории страны.

Исследование базируется на анализе данных, полученных в результате очных и заочных ин-

Таблица 1

**Целевые показатели ввода объектов ВИЭ
и локализации (местная составляющая) производства оборудования**

Table 1

**The target volume indicators for installed generation capacity
and localization (local content requirements) of equipment**

Год	Ввод объектов ВИЭ, МВт				Локализация производства оборудования, %		
	ВЭС	МГЭС	СЭС	Всего	ВЭС	МГЭС	СЭС
2017	200	124	250	574	40	45	70
2018	400	141	270	811	55	65	70
2019	500	159	270	929	65	65	70
2020	500	159	270	929	65	65	70
2021	500	—	—	500	65	65	70
2022	500	—	—	500	65	65	70
2023	500	—	—	500	65	65	70
2024	150,2	—	—	399	65	65	70
Всего	3351,2	751	1520	5871	—	—	—

тервью с заинтересованными участниками российского ветроэнергетического рынка. В рамках Проекта анализировалась современная нормативно-правовая база развития ветроэнергетики в России с целью сделать ветроэнергетический рынок более открытым для иностранных компаний, у которых существует интерес выхода на российский рынок.

**Организация конкурсов
по отбору проектов ВЭС в в России**

Организацией конкурсов по отбору проектов в области ВИЭ, участвующих в работе на оптовом рынке мощности и энергии (ОРЭМ), занимается Некоммерческое партнерство «Совет рынка». В период с 2013 по 2015 год в законодательство по поддержке ВИЭ по просьбе участников рынка, в частности в области ветроэнергетики, были внесены изменения, которые способствовали старту рынка. Ежегодно НП «Совет рынка» проводит конкурсные отборы мощностей ВЭС на четыре года вперед.

Для участия в конкурсе заявитель представляет проект ВЭС, который должен отвечать всем показателям, нормативно закрепленным в Постановлении Правительства РФ № 449 от 29.05.2013 г. [4], и дополнениям в соответствии

с РП 354-р от 28.07.2015 г.: уровню локализации; предельно допустимым капитальным затратам на строительство ВЭС и др. При выполнении этих показателей заявителю будет оказана господдержка и обеспечен возврат инвестиций в соответствии с нормой доходности в 12 % (с 2017 года [2]).

Государственная поддержка на ОРЭМ в настоящее время организована в виде заключения договора на поставку мощности (ДПМ). ДПМ представляет собой контракт на 15 лет, согласно которому инвестор гарантированно получает прибыль от объекта ВИЭ в объеме компенсации затрат на сооружение ВЭС. Блок-схема механизма получения государственной поддержки на ОРЭМ показана на рис. 1. Согласно ДПМ для эксплуатируемой ВЭС должно быть обеспечено значение коэффициента использования установленной мощности (КИУМ) не ниже 27 % (процедура 1 на рис. 1). При выполнении данного показателя в пределах 75–100 % (то есть КИУМ составляет 20–27 %) инвестор не штрафуются, при 50–75 % (КИУМ составляет 14–20 %) накладывается штраф, а при КИУМ ниже 50 % — невыплата за мощность. Выполнение ДПМ гарантирует возврат капитала. Кроме того, инвестор получает прибыль от продажи электроэнергии.

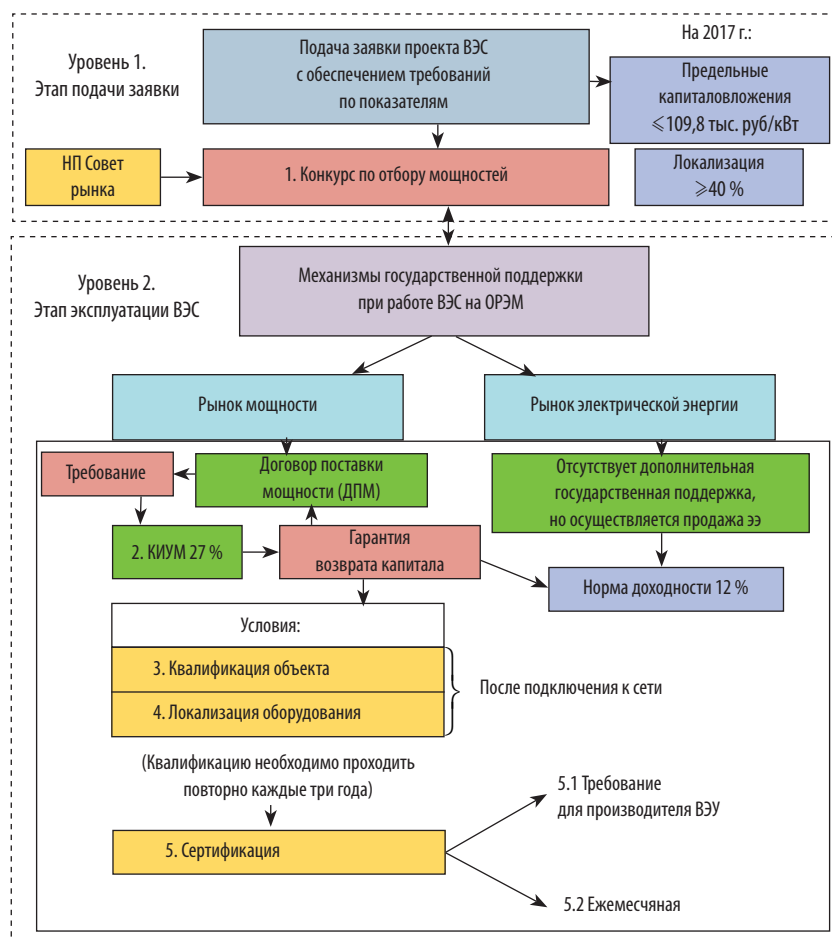


Рис. 1. Механизм господдержки на ОРЭМ

Fig. 1. The mechanism of state support at the wholesale market

Для того чтобы получить ДПМ на оптовом рынке, необходимо пройти две процедуры — квалификацию (процедура 3, не имеющая аналогов в мире) и локализацию (процедура 4). Квалификация означает, что объект признан объектом ВИЭ и будет гарантированно получать возврат капитала. Без процедуры квалификации объект ВИЭ будет получать прибыль как объект традиционной генерации. Процедуру квалификации необходимо повторно проходить каждые три года [5].

Требование локализации направлено на развитие производства оборудования на территории России и инновационный рост отрасли в стране [6]. Кроме того, снижение зависимости от импортного оборудования является приоритетной задачей для удаленных регионов страны, так как учитывает затрудненную доставку в дан-

ные регионы. Степень локализации оборудования необходимо подтверждать в Минпромторге РФ. По состоянию на 2017 год уточнены целевые показатели степени локализации ветроэнергетического оборудования до 2024 года (см. табл. 1), вклад параметров и элементов ВЭУ в степень локализации.

Целевые показатели вклада отдельных элементов в степень локализации ВЭУ следующие

Элементы	Вклад в степень локализации ВЭУ, %
Лопасть	18
Система управления поворотом:	
лопастей.....	3
гондолы.....	6
Ступица в сборе	3
Редуктор	10
Генератор	5

Инвертор.....	8
Трансформатор.....	4
Система охлаждения.....	2
Вал привода.....	2
Секции башни	13

Дополнительный вклад, в %, в степень локализации ВЭУ вносят следующие работы:

Проектирование и рабочие чертежи ВЭС.....	7
Сборка панели управления и подключения.....	7
Монтажные работы	7
Сборка каркаса гондолы	7
Установка арматуры	7

Нелокализованная часть оборудования проходит обязательную сертификацию (процедура 5.1), требуемую для введения ветроэнергетического объекта в эксплуатацию.

После подключения к сети и начале работы требуется передавать в виде «зеленого» сертификата в ОАО «Администратор торговой системы (АТС)» ежемесячные данные о выработке энергии ветропарком. В соответствии с проданной за месяц энергией собственник объекта ВИЭ для обеспечения окупаемости проекта получает от регулятора рынка надбавку к рыночной цене энергии [6].

По оценке РАВИ схема поддержки ВИЭ по ДПМ прошла испытание временем и, что очень ценно, не требует выделения средств Министерством финансов, а по сути, финансируется самими участниками энергетического рынка. Поэтому в российских условиях схема ДПМ в поддержке ВИЭ — наиболее удобна и приемлема.

Исследования ветроэнергетической отрасли в рамках проекта

В рамках реализации проекта подразумевался опрос участников ветроэнергетического рынка, которые были разделены на четыре группы: «Правительство» (Минэнерго РФ, Минпромторг РФ, НП «Совет Рынка»), «Частный сектор» (проектные организации, производители оборудования), «Научная часть» (вузы, научно-исследовательские институты и центры) и «Финансовый сектор» (банки, инвесторы) [7]. Выполнение проекта проходило в три стадии (более подробно они представлены в материалах [8]. Международного конгресса Reencon-2016 13.10.2016 г. в Москве).

На первой стадии проведены литературный обзор, включая анализ нормативно-правовой базы по ветроэнергетике, и обзор современного состояния ветроэнергетической отрасли, в ходе которого выявлены наиболее значимые для этой сферы предприятия и организации.

На второй стадии проведен электронный опрос участников рынка, в рамках которого оценены факторы и риски (технические, экономические, экологические, социальные и пр.), существующие в отрасли. Факторы ранжируются в зависимости от важности. Большую помощь в привлечении экспертов в группе «Правительство» оказал НП «Совет Рынка», а в группе «Частный сектор» — РАВИ.

Финальная, третья, стадия проходила в виде очных интервью с наиболее значимыми участниками исследования; на этой основе определялись барьеры, существующие в отрасли, и предлагались мероприятия по их преодолению. Данное исследование проведено со всеми группами участников рынка по принципу «открытого интервью».

При проведении исследования и использовании данных, представленных в нем, учитывались следующие ограничения:

1. В формировании ветроэнергетической отрасли, как и любой другой, особенно в начале процесса, — большое число участников и, соответственно, много мнений. Поэтому проведенный анализ не является полным, а лишь предлагает ряд шагов в направлении улучшения и развития ветроэнергетики.

2. Несмотря на значительное развитие ветроэнергетической отрасли России, в индустрии сейчас находится небольшое количество «игроков». В связи с этим численность принявших участие в опросе невысока. Поэтому полученные результаты имеют широкий диапазон вариативности и должны быть интерпретированы, по мнению участников, обозначенных в обзоре.

3. Некоторые барьеры могут представлять собой пересечение интересов. Поэтому полученная аналитическая информация — это обобщение мнения интервьюируемых людей, а не является официальной позицией авторов.

4. Основные цели проекта предполагают открытость, прозрачность и объективность суждений. Вся информация о ВЭС, целевых показателях, последних событиях в отрасли взята или

из нормативно-правовой документации Правительства РФ, или из открытых источников.

5. Данное исследование основано на информации, собранной в период с июня по декабрь 2016 года. Отрасль находится в подвижном состоянии: систематически возникают небольшие, но постоянные изменения и дополнения. Поэтому в дальнейшем при использовании отчета информацию необходимо уточнять.

Результаты исследования

В рамках проекта исследования ветроэнергетической отрасли в России проведено электронное анкетирование участников рынка; в нем приняли участие эксперты из 13 организаций. Опрос проведен для условий строительства ВЭС в зонах оптового рынка централизованного энергоснабжения и в зонах изолированного энергоснабжения.

Результаты опроса представлены в табл. 2, в которой факторы значимости ранжированы по степени важности. Факторы, набравшие более высокие оценки, представлены в верхней части таблицы, набравшие более низкие оценки — в нижней части таблицы.

Выделенные факторы проанализированы, и далее проведены открытые интервью, в которых приняли участие 16 экспертов. Для интервьюеров задавался ряд вопросов, среди которых:

Существует ли на сегодняшний день в ветроэнергетической отрасли России данный барьер?

Почему существующих механизмов поддержки не хватает?

Какие мероприятия способствуют улучшению ситуации?

По результатам проведенных интервью ряд факторов, в том числе с низкими оценками, не признаны барьерами. Остальные факторы признаны барьерами и разделены на следующие категории:

1. К *финансовым барьерам* относятся макроэкономическая обстановка в стране, недостаток инвестиций в отрасль и слабая государственная поддержка в изолированных регионах. Эти барьеры требуют комплексного решения и зависят от текущей экономической ситуации в стране. В данном контексте импортозамещение служит выгодным механизмом, так как снижаются затраты на покупку дорогого импортного оборудования. К сожалению, на сегодняшний день

компетенции в ветроэнергетике у России не высоки, однако консолидация международного опыта, трансферт технологий, гибкое взаимодействие всех заинтересованных структур могут вывести отрасль на более высокий качественный уровень.

2. *Инфраструктурные барьеры* для оптового рынка — сложность технического подключения к энергосистеме, сложность работы в сети и затруднения при получении земли под проекты. Для преодоления сложившихся трудностей предложены мероприятия по государственному планированию территорий, созданию методик регулирования ВЭС в сети.

3. Большинство *нормативно-правовых барьеров* при проектировании объекта ВИЭ в России связано с отсутствием практического опыта строительства и эксплуатации больших ВЭС. Кроме того, некоторые респонденты отмечают, что для фирм-производителей ВЭУ существует конфликт стандартов при проектировании фундаментов ВЭУ. В будущем при условии устойчивого развития отрасли большинство недостатков будут исправлены. Однако некоторые недостатки требуется устранять в ближайшее время. Например, необходимы: разработка методик регулирования перетоков мощности в сети; получение начальных условий при подключении генерирующего объекта ВИЭ; ежегодная омологация существующих стандартов по ветроэнергетике; решения по уменьшению задержек при прохождении процедур квалификации и локализации. Гармонизация стандартов России с общемировыми — долгий и трудоемкий процесс. Для исправления существующих недостатков Правительству необходимо сотрудничать с частными компаниями, которые предлагают конкретные изменения в Правила устройства электроустановок (ПУЭ), отраслевые стандарты и стандарты предприятий (СП).

4. Наиболее значимыми *барьерами в изолированных регионах* являются «слабая господдержка» и «инфраструктура». Первый барьер — следствие слабого понимания механизмов работы ветроэнергетических установок в сети и финансовых проблем, связанных с отсутствием методик образования тарифов; он же — причина малого количества пилотных проектов в регионах. Второй барьер связан с большой территориальной разбросанностью населенных пунктов

Таблица 2

Результаты обработки опросов участников

Table 2

Results of processing of interviews of participants

Тип*	Факторы	Оценка важности фактора
<i>В зонах ОРЭМ</i>		
Ф	Недостаток инвестиций	4,3
Ф	Макроэкономическая ситуация в стране	4,2
Ф	Механизм установки тарифа при покупке электроэнергии	3,7
Н	Отсутствие координации с другими участниками рынка (университетами, банками, компаниями-производителями)	3,4
Ф	Нестабильность курса валют	3,3
Н	Недостаток государственных стандартов в отрасли	3,3
ИС	Сложность подключения к сети	3,3
Н	Отсутствие координации между государством и проектными агентствами	3,2
Н	Сложность при получении земли под проекты или при проведении конкурсных отборов	3,2
Н	Высокая степень локализации	3
ИС	Влияние на устойчивость энергосистемы	2,8
Н	Доступность данных о ветровых ресурсах	2,5
<i>В изолированных регионах</i>		
Ф	Слабая господдержка проектов	4,5
ИС	Инфраструктура (в т.ч. транспортная доступность)	3,8
ИС	Отсутствие оборудования, адаптированного к использованию в данных регионах	3,7
ИС	Доступность квалифицированного персонала	3,6
Н	Сложности взаимодействия с органами местного самоуправления	3,4
Ф	Перекрестное субсидирование	2,9
—	Отсутствие методик оценки эффективности проектов ВИЭ	2,8
Ф	Сложная система налогообложения в регионах	2,6
—	Социальные факторы (культура, организация жизни в поселках)	2,5
—	Изобилие природных ресурсов в регионе (нефть, газ, уголь)	2,1

*Некоторые из факторов классифицируются как Ф (финансовые), Н (нормативно-правовые), ИС (инфраструктурные и сетевые)

и низким качеством транспортных связей. Период перевозок для многих северных регионов составляет всего 2–3 месяца; транспорт осуществляется по временным, необорудованным трассам.

5. Одним из барьеров развития является фактическое *отсутствие системы подготовки кадров* по направлению ВИЭ в вузах, что не соответствует принятым планам внедрения ВИЭ. При этом в Санкт-Петербургском политехническом университете, одном из немногих вузов, где исторически проводилась данная подготовка, открыта магистерская программа в Институте энергетики и транспортных систем (ИЭиТС) 13.04.02_24 «Энергетические установки на основе использования возобновляемых источников энергии», развивающая программу, которая долгие годы осуществлялась в инженерно-строительном институте СПбГПУ.

Преодоление данных барьеров возможно за счет создания программы пилотных проектов, сопровождаемой развитием перспективных научно-исследовательских и опытно-конструкторских работ (НИОКР) совместно с ведущими университетами, что неизменно приведет к росту инноваций и конкурентоспособности производимой продукции. По нормативно-правовой базе розничного рынка нововведения ожидаются в 2017 году.

Перспективы и возможности ветроэнергетической отрасли

Россия обладает самым большим в мире ветроэнергетическим потенциалом, — оценивается значением более 100 ТВт·ч/год [2, 11]. В долгосрочной перспективе Россия может использовать эти огромные ресурсы, чтобы экспортировать энергию от ВЭС, в том числе в соседние страны. По оценкам проекта REMap-21 суммарная мощность ВЭС в России может достигнуть 24,3 ГВт к 2030 году [5]. Данная цифра основана на замещении существующих мощностей при их выводе из энергобаланса для оптового рынка. В ряде регионов на оптовом рынке существует избыток генерирующих мощностей, поэтому обосновать ВЭС в их энергобалансе достаточно тяжело. Такого объема мощностей ВЭС было бы достаточно, чтобы охватить около 10 % энергоснабжения России и создать около 50 тыс. рабочих мест (по оценке WWEA) в ветровом секторе.

Установленная мощность энергоисточников автономных зон, входящих в розничный рынок, составляет всего 6 ГВт. Однако при успешном освоении Арктики и улучшении законодательной базы в зонах розничного рынка суммарная мощность ВЭС в изолированных регионах может достичь по разным оценкам от 1 до 5 ГВт к 2030 году.

Для достижения поставленных целевых показателей по степени локализации у разных компаний существуют различные возможности прихода на российский рынок [13, 14].

1. Для зарубежных компаний, которые собираются прийти на российский ветроэнергетический рынок, к ним относятся:

продажа собственных лицензий;

открытие на территории страны своего производства и участие в конкурсных отборах со своими ВЭС.

Примером компаний, продающих лицензии, является Vensys; к компаниям, планирующим создать собственное производство, относятся Siemens, General Electric, Lagerwey и др. Следует понимать, что отсутствие роста инноваций в российском сегменте ветроэнергетического рынка в обществе может восприниматься негативно.

2. Для российских компаний возможны:

покупка лицензии у зарубежной компании.

В данном случае происходит проектирование «не с нуля». Такой интерес к производству ВЭУ проявлял ОАО «Кировский завод». К недостаткам относится то, что право вносить изменения компании, продающие лицензию, в основном оставляют за собой, что уменьшает пространство для инноваций;

собственные разработки. Это более сложный подход, так как производство некоторых компонентов (например, лопастей) требует высокой компетентности. Производство ВЭУ мегаваттного класса — технологически сложное и требует более длительного периода для локализации производства (опыт General Electric показывает, что в среднем не менее 4 лет). Необходимы глубокая перестройка соответствующих отраслей промышленности, развитие логистики, новой системы подготовки и образования, в том числе международного обмена опытом [15]. Данные разработки и внедрение инноваций характерны для ГК «Роснано», которая вкладывает деньги в развитие перспективных технологий, в том



числе для экспорта. В России существуют значительные перспективы в освоении Арктического региона, и разработка собственной ВЭУ северного исполнения может позволить стране быть конкурентоспособной на мировом уровне;

поиск технологического партнера. Примером является ГК «Росатом», которая совместно с датской компанией Lagerwey готовится к запуску собственного производства по сборке ВЭУ мощностью 2,5–3 МВт [15]. Размещение производственных мощностей будет происходить на производственной базе ОАО «Атомэнергомаш». Дальнейшее наращивание ветроэнергетических мощностей повлечет за собой появление на территории России новых рабочих мест, открытие производственных площадок в регионах, приведет к привлечению дополнительных капиталовложений в субъекты России.

Заключение и выводы

В дальнейшем при условии устойчивого развития отрасли многие проблемные моменты должны быть решены, например исходя из опыта стран с развитыми ветроэнергетическими рынкам, поскольку данные страны также сталкивались с данными проблемами и находили их решения. В настоящее время в нормативно-правовом поле в процессе решения находится ряд проблем, например поправки в формулировки, связанные с локализацией оборудования, процедурами получения отсрочек по вводу новых мощностей и созданием расширенной нормативно-правовой базы на розничном рынке электрической энергии [10]. Кроме того, прослеживаются тенденции улучшения теоретической подготовки и квалификации специалистов в данной отрасли.

Паузу между прошедшим отбором проектов и вводом первых мощностей на оптовом рынке

следует использовать для доработки нормативной документации на розничном рынке, улучшения существующих стандартов и обращения внимания на регионы изолированного энергоснабжения. Чтобы повысить инвестиционную привлекательность ветроэнергетических проектов в России, государству необходимо закрепить четкую позицию по развитию отрасли в долгосрочной перспективе. Кроме того, полезным мероприятием могут оказаться тренинги, обучающие работе с российским рынком, и открытые площадки для дискуссий, которые позволят привлекать иностранных партнеров. К тому же, более глубокое партнерство между НП «Совет Рынка», РАВИ, Всемирной ветроэнергетической ассоциацией, российскими и международными университетами, ветроэнергетическими исследовательскими институтами, российскими и зарубежными компаниями, позволит объединить усилия в ускорении развития ветроэнергетического рынка в России.

В рамках Проекта уже выполнено следующее:

1. Проведено глубокое изучение нормативно-правовой базы, регламентирующей государственную поддержку объектов ВИЭ на оптовом и розничном рынках России.

2. Выделены три категории барьеров (финансовые, инфраструктурные и нормативно-правовые), отдельно рассмотрены барьеры в изолированных зонах.

3. Рекомендованы возможные мероприятия для снятия барьеров и описаны перспективы развития ветроэнергетического рынка в России для российских и зарубежных компаний.

Отчет по проекту будет доступен в открытом виде на сайтах Всемирной ветроэнергетической ассоциации (www.wwindea.org) и Российской ассоциации ветроиндустрии (www.rawi.ru).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. IRENA, 2016d. Renewable energy capacity statistics 2016. Abu Dhabi, United Arab Emirates.
2. Елистратов В.В. Возобновляемая энергетика. 3-е изд., доп. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2016. 424 с.
3. Годовой отчет за 2015 г. Некоммерческого партнерства «Совет Рынка» [Электронный ресурс] // Ассоциация «НП Совет Рынка» [Офиц. сайт].

URL http://www.np-sr.ru/idc/groups/public/documents/sr_pages/sr_0v046916.pdf (дата обращения: 21.01.2017)

4. Электроэнергетика России: основные показатели функционирования и тенденции развития / Аналитический доклад института проблем ценообразования и регулирования естественных монополий НИУ «Высшая школа экономики» [Электронный

ресурс] // URL <http://ipcrem.hse.ru/news/147589656.html> (дата обращения: 10.12.2016).

5. С ветропарка в Ульяновской области [Электронный ресурс] // Российская ассоциация ветроиндустрии [Официальный сайт]. URL <http://rawi.ru/ru/s-vetroparka-v-ulyanovskoy-oblasti/> (дата обращения: 28.11.2016)

6. IRENA, 2016a. REmap 2030. A Renewable Energy Roadmap [Электронный ресурс] // Проект REmap-21 Международного агентства по возобновляемым источникам энергии [Официальный сайт]. URL <http://www.irena.org/remap> (дата обращения: 28.11.2016)

7. Malik S., Gsaenger S. Scalingup Wind Power Deployment in Pakistan: Barriers and the Way Forward / Retrieved November 27, 2015, from World Wind Energy Association [Электронный ресурс] // WWEA Всемирная ветроэнергетическая ассоциация [Официальный сайт]. URL <http://www.wwindea.org/wpcontent/uploads/2014/10/Policy-Paper-Final.pdf> (дата обращения: 2.12.2016)

8. Гзенгер Ш., Елистратов В.В., Денисов Р.С. Ветроэнергетика в России: перспективы, возможности и барьеры // В сб.: Возобновляемая энергетика XXI век: энергетическая и экономическая эффективность. REENCON-2016 Материалы Международного конгресса. 2016. С. 216–220.

9. Елистратов В.В. Автономное энергоснабжение территорий России энергокомплексами на базе возобновляемых источников энергии // Энергетический вестник. 2016. № 21. С. 42–49.

10. Федорова Е.В. Установленные требования по локализации. Анализ предлагаемых изменений в нор-

мативные правовые акты в части реализации механизма поддержки на оптовом рынке [Электронный ресурс] // Электронное периодическое издание «Ведомости» [Официальный сайт]. URL <http://events.vedomosti.ru/events/vie14/materials> (дата обращения: 2.12.2016).

11. Безруких П.П. [и др.]. Ресурсы и эффективность использования возобновляемых источников энергии в России: Учебное пособие. М.: Книга-Рента, 2008. 128 с.

12. Николаев В.Г., Ганага С.В., Кудряшов Ю.И. Национальный кадастр ветроэнергетических ресурсов России и методические основы их определения. М., 2008. 584 с.

13. Возобновляемые источники энергии в России. Итоги 2015 года. Информационно-справочные материалы [Электронный ресурс] // Ассоциация «НП Совет Рынка» [Официальный сайт]. URL <http://www.np-sp/presscenter/pressinf/index.html> (дата обращения: 11.09.2016).

14. Четыре сценария развития возобновляемых источников энергии для России. [Электронный ресурс] // ТАСС информационное агентство России [Официальный сайт]. URL <http://tass.ru/pmef-2016/article/3348989> (дата обращения: 2.10.2016).

15. Росатом одобрил создание партнерства с компанией Lagerwey (Нидерланды) для реализации проектов в ветроэнергетике. [Электронный ресурс] // Государственная корпорация по атомной энергии «Росатом» [Официальный сайт]. URL <http://www.rosatom.ru/journalist/glavnoe/rosatom-odobril-sozdanie-partnerstva-s-kompaniey-lagerwey-niderlandy-dlya-realizatsii-proektov-v-vet/> (дата обращения: 15.02.2017).

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ДЕНИСОВ Роман Сергеевич — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: denisov.roman.90@gmail.com

ЕЛИСТРАТОВ Виктор Васильевич — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: elistratov@cef.spbstu.ru

ГЗЕНГЕР Штефан — Генеральный секретарь Всемирной ветроэнергетической ассоциации. 53113, Бонн, Германия, ул. Шарля Де Голля, 5. E-mail: sg@wwindea.org

REFERENCES

1. IRENA, 2016d. Renewable energy capacity statistics 2016. Abu Dhabi, United Arab Emirates.

2. Yelistratov V.V. Vozobnovlyayemaya energetika. 3-ye izd., dop. — SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2016. 424 s. (rus.)

3. Godovoy otchet za 2015 g. Nekommercheskogo partnerstva «Sovet Rynka» [Elektronnyy resurs] // As-sotsiatsiya «NP Sovet Rynka» [Ofits. sayt]. URL http://www.np-sr.ru/idc/groups/public/documents/sr_pages/sr_0v046916.pdf (дата обращения: 21.01.2017)

www.np-sr.ru/idc/groups/public/documents/sr_pages/sr_0v046916.pdf (дата обращения: 21.01.2017)

4. Elektroenergetika Rossii: osnovnyye pokazateli funktsionirovaniya i tendentsii razvitiya / Analiticheskiy doklad instituta problem tsenoobrazovaniya i regulirovaniya yestestvennykh monopoliy NIU «Vysshaya shkola ekonomiki» [Электронный ресурс] // URL <http://ipcrem.hse.ru/news/147589656.html> (дата обращения: 10.12.2016). (rus.)



5. S vetroparka v Ulyanovskoy oblasti [Elektronnyy resurs] // Rossiyskaya assotsiatsiya vetroindustrii [Ofits. sayt]. URL <http://rawi.ru/ru/s-vetroparka-v-ulyanovskoy-oblasti/> (data obrashcheniya: 28.11.2016).
6. IRENA, 2016a. REmap 2030. A Renewable Energy Roadmap [Elektronnyy resurs] // Proyekt RE-Map-21 Mezhdunarodnogo agentstva po vozobnovlyayemyim istochnikam energii [Ofits. sayt]. URL <http://www.irena.org/remap> (data obrashcheniya: 28.11.2016).
7. Malik S., Gsaenger S. Scalingup Wind Power Deployment in Pakistan: Barriers and the Way Forward. Retrieved November 27, 2015, from World Wind Energy Association [Elektronnyy resurs] // WWEA Vsemirnaya vetroenergeticheskaya assotsiatsiya [Ofits. sayt]. URL <http://www.wwindea.org/wpcontent/uploads/2014/10/Policy-Paper-Final.pdf> (data obrashcheniya: 2.12.2016).
8. Gzenger Sh., Yelistratov V.V., Denisov R.S. Vetroenergetika v Rossii: perspektivy, vozmozhnosti i baryery. V sb.: *Vozobnovlyayemaya energetika XXI vek: energeticheskaya i ekonomicheskaya effektivnost. REENCON-2016. Materialy Mezhdunarodnogo kongressa*. 2016. S. 216–220. (rus.)
9. Yelistratov V.V. Avtonomnoye energosnabzheniye territoiy Rossii energokompleksami na baze vozobnovlyayemykh istochnikov energii. *Energeticheskyy vestnik*. 2016. № 21. S 42–49. (rus.)
10. Fedorova E.V. Ustanovlennyye trebovaniya po lokalizatsii. Analiz predlagayemykh izmeneniy v normativniye pravoviye akty v chasti realizatsii mekhanizma podderzhki na optovom runkie [Elektronnyy resurs]. Vedomosti [Ofits. sayt]. URL <https://events.vedomosti.ru/events/vie14/materials> (data obrashcheniya: 2/12/2016). (rus.)
11. Bezrukikh P.P. [i dr.] Resursy i effektivnost ispolzovaniya vozobnovlyayemykh istochnikov energii v Rossii: uchebnoye posobiye — M.: Kniga-Renta, 2008. 128 s. (rus.)
12. Nikolayev V.G., Ganaga S.V., Kudryashov Yu.I. Natsionalnyy kadastr vetroenergeticheskikh resursov Rossii i metodicheskiye osnovy ikh opredeleniya. M., 2008. 584 s.
13. Vozobnovlyayemye istochniki energii v Rossii. Itogi 2015 goda. Informatsionn-spravochnyye materialy [Elektronnyy resurs] // Assotsiatsiya «NP Sovet Rynka» [Ofits. sayt]. URL <http://www.np-sr/presscenter/pressinf/index.html> (data obrashcheniya: 11.09.2016). (rus.)
14. Chetyre stsenariya razvitiya vozobnovlyayemykh istochnikov energii dlya Rossii. [Elektronnyy resurs] // TASS informatsionnoye agentstvo Rossii [Ofits. sayt]. URL <http://tass.ru/pmef-2016/article/3348989> (data obrashcheniya: 2.10.2016). (rus.)
15. Rosatom odobril sozdaniye partnerstva s kompaniyey Lagerwey (Niderlandy) dlya realizatsii proyektov v vetroenergetike. [Elektronnyy resurs] // Gosudarstvennaya korporatsiya po atomnoy energii «Rosatom» [Ofits. sayt]. URL <http://www.rosatom.ru/journalist/glavnoe/rosatom-odobril-sozdanie-partnerstva-s-kompaniyey-lagerwey-niderlandy-dlya-realizatsii-proektov-v-vet/> (data obrashcheniya: 15.02.2017). (rus.)

AUTHORS

DENISOV Roman S. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: denisov.roman.90@gmail.com

ELISTRATOV Viktor V. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: elistratov@cef.spbstu.ru

GSAENGER Shtefan — *World wind energy association*. 5, Charles-de-Gaulle-Str., Bonn, Germany, 53113. E-mail: sg@wwindea.org

Дата поступления статьи в редакцию: 03.04.2017.

DOI: 10.18721/JEST.230203

УДК 621.165.001.5

Е.Ю. Семакина, В.А.Черников, А.И. Суханов

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

ПУЛЬСАЦИИ ДАВЛЕНИЯ В ПОТОКЕ И ВИБРАЦИЯ ДЕТАЛЕЙ ВЫХОДНЫХ ТРАКТОВ ГТУ

Представлены результаты акустических и вибрационных исследований модели выходного тракта газотурбинной установки двухвального типа. Испытание модели выходного тракта проводилось в блоке с моделью последней ступени, обеспечивающей реальные граничные условия на входе в тракт. По результатам испытаний определены интенсивности пульсаций давления вблизи стенок выходного тракта для двух режимов работы газотурбинной установки. Измерены вибрации поверхностей выходного тракта. Методом вариантных расчетов определена амплитуда пульсаций давления в проточной части патрубка, соответствующая экспериментально определенной амплитуде вибраций его боковой стенки. Измеренные интенсивности пульсаций давления сопоставлены с результатами измерений пульсаций в потоке диффузорных участков сопел. Установлена зависимость между уровнем пульсаций в потоке и режимом работы газотурбинной установки.

ТУРБИННАЯ СТУПЕНЬ; ВЫХОДНОЙ ТРАКТ; ТУРБИННЫЙ ДИФфуЗОР; СИЛОВЫЕ СТОЙКИ; АКУСТИЧЕСКИЕ КОЛЕБАНИЯ; ПУЛЬСАЦИИ ПОТОКА; ВИБРАЦИЯ ВЫХОДНОГО ТРАКТА.

Ссылка при цитировании:

Е.Ю. Семакина, В.А.Черников, А.И. Суханов. Пульсации давления потока и вибрация деталей выходных трактов ГТУ // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 28–40. DOI: 10.18721/JEST.230203

E.U. Semakina, V.A. Chernikov, A.I. Sukhanov

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

PRESSURE RIPPLE IN FLOW AND VIBRATION OF EXHAUST DUCT DETAILS OF GTU

The paper presents the results of acoustic and vibration studies of a model of a two-shaft GTU exhaust duct. The testing was carried out together with the model of the last stage providing real boundary conditions at the duct inlet. The intensity of the pressure ripple near the walls of the exhaust duct for two turbine modes was determined as a result of the tests. Vibrations of the exhaust duct walls were measured. The amplitude of the pressure ripple in the flow of collector box corresponding to the experimentally determined amplitude of the vibrations of its side wall was determined by alternative calculations. The measured intensity of the pressure ripple was compared with the results of measurements of pulsations in the flow of diffuse areas of nozzles. The impact of the GTU mode on the level of the pressure ripple in flow was found.

TURBINE STAGE; EXHAUST DUCT; TURBINE DIFFUSER; STRUTS; PRESSURE RIPPLE IN FLOW; VIBRATION OF THE EXHAUST DUCT.

Citation:

E.U. Semakina, V.A. Chernikov, A.I. Sukhanov, Pressure ripple in flow and vibration of the exhaust duct details of GTU, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 28–40, DOI: 10.18721/JEST.230203



Введение

Практика показывает, что в диффузорных каналах зачастую имеют место отрывы потока, сопровождающиеся пульсациями давления. Аналогичные аэродинамические явления, связанные с пульсациями наблюдаются также и на диффузорных участках сопел [1–3]. Указанные возмущения давления могут вызывать вибрацию деталей выходного тракта газотурбинных установок (ГТУ), а также опоры ее заднего подшипника. С другой стороны, наличие повышенных пульсаций и повышенной вибрации деталей диффузора могут свидетельствовать об аэродинамическом несовершенстве выходного тракта ГТУ [4]. Поэтому задача установления связи вибрации и аэродинамических качеств потока в выходном тракте на различных режимах работы ГТУ весьма актуальна и имеет большое практическое значение.

Рассматриваемые вопросы особенно важны для ГТУ двухвального типа, у которых в состав выходных трактов входит осерадиальный диффузор с последующим патрубком. Конструкции таких ГТУ часто характеризуются облегченностью корпусных деталей (вследствие стремления к унификации с соответствующими авиационными аналогами) и механической связью корпуса с опорой заднего подшипника. Примерами подобных установок могут служить ГТУ фирм General Electric, Rolls-Roice и Solar [4].

Картина течения в подобных трактах, полученная по материалам экспериментальных исследований [8], а также с помощью CFD моделирования [9, 10], позволяет выделить ряд характерных особенностей:

на выходе из диагонального диффузора наблюдаются локальные (по окружности) области отрыва потока, размер и положения которых определяются режимом работы ГТУ;

в выходном патрубке течение носит струйный характер с развитыми вихревыми течениями в центре или у передней стенки патрубка и достаточно большими расходными составляющими скоростей вблизи задней стенки патрубка;

обтекание силовых стоек (опоры заднего подшипника) с большими углами атаки порождает мощные отрывные течения и образование вихревых зон за диагональным диффузором и в патрубке.

Следовательно, в проточной части выходного устройства существуют несколько областей течения, каждая из которых может генерировать возмущения потока и, соответственно, пульсации давления [3, 10]. Кроме того, в проточной части существует дополнительный мощный источник возмущений давления — турбинное рабочее колесо; однако частота этого источника существенно превышает исследуемый диапазон частот. Схема течения в выходном тракте представлена на рис. 1.

Цели и задачи исследования

Цель настоящей работы — совершенствование показателей экономичности и надежности мощных газовых турбин, используемых сегодня как в стационарной энергетике России, так и в качестве силовых установок на транспорте.

Методика эксперимента

Объект исследования. Экспериментальные исследования акустических колебаний в потоке выходного тракта ГТУ двухвального типа выполнялись на модели блока «последняя ступень турбины — диагональный диффузор — выходной патрубок». Исследования проводились в лаборатории кафедры ТГиАД СПбПУ на стенде ЭТ4 [6], продольный разрез которого показан на рис. 2.

Измерительная система. Пульсации давления вблизи стенок выходного патрубка, а также вибрации элементов его конструкции регистрировались параллельно с измерениями структуры 3D-потока в выходном тракте. Траверсирование трехмерного потока выполнялось с помощью миниатюрных пятиканальных пневмозондов по радиусу и по шагу направляющего аппарата в контрольных сечениях 2–2, 5–5 и 10–10 (см. рис. 2) с последующим осреднением [7]. Выбор мест установки датчиков вибрации и пульсаций давления был сделан в соответствии со схемой течения в выходном тракте (см. рис. 1), полученной на основе анализа результатов экспериментальных и численных исследований подобных выходных трактов. Схема расположения микрофонов и датчиков вибрации представлена на рис. 3.

Система измерения пульсаций давления включала в себя пять измерительных микрофонов 4942 В&К. Микрофоны M_1 , M_2 , M_3 были

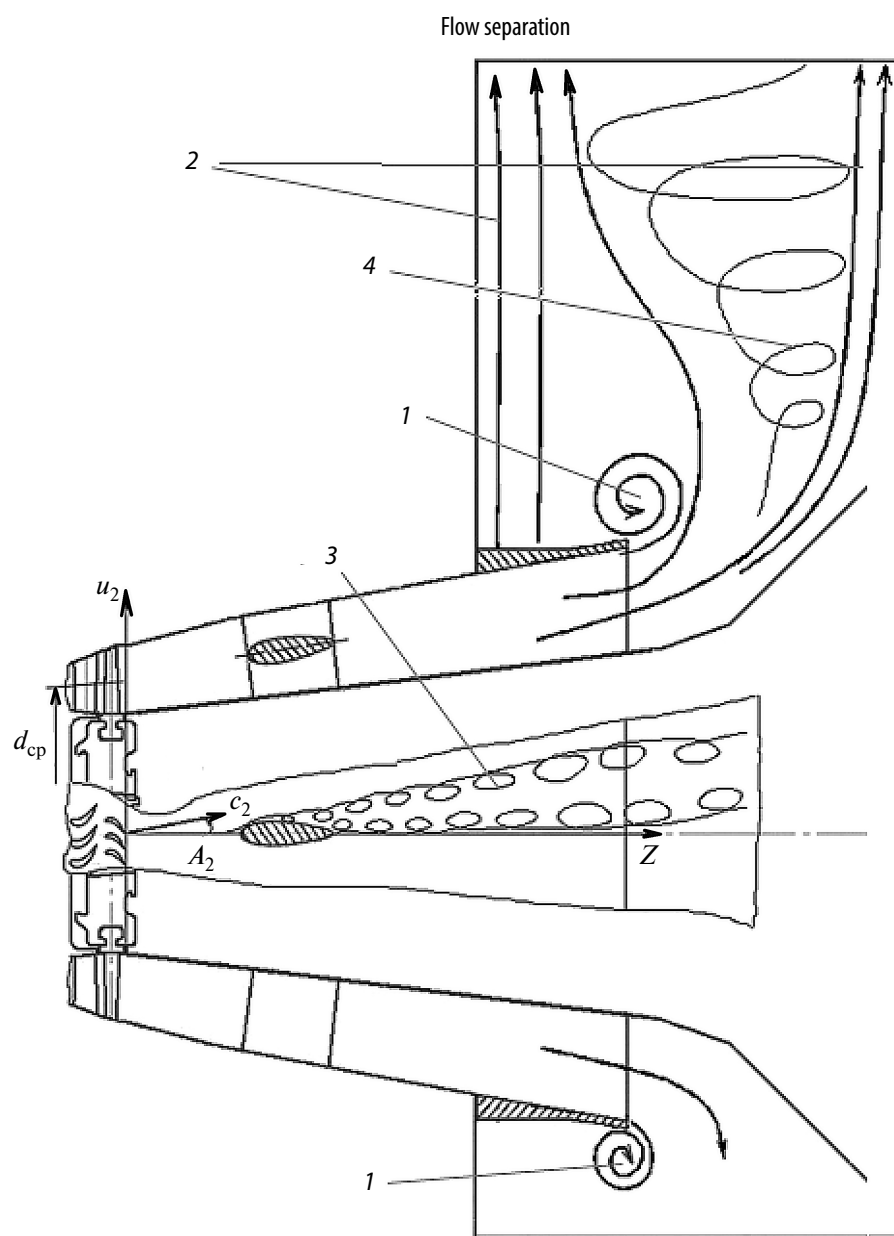


Рис. 1. Схема течения в выходном тракте «диффузор — патрубок»: 1 — область локальных отрывных течений; 2 — области струйного течения; 3 — область отрывного течения за силовыми стойками; 4 — область развитого вихревого течения

Fig.1. Flow scheme in the exhaust unit «Diffuser — Collector Box»: 1 — local flow separation zone; 2 — jet field; 3 — flow separation zone after struts; 4 — developed vortex flow

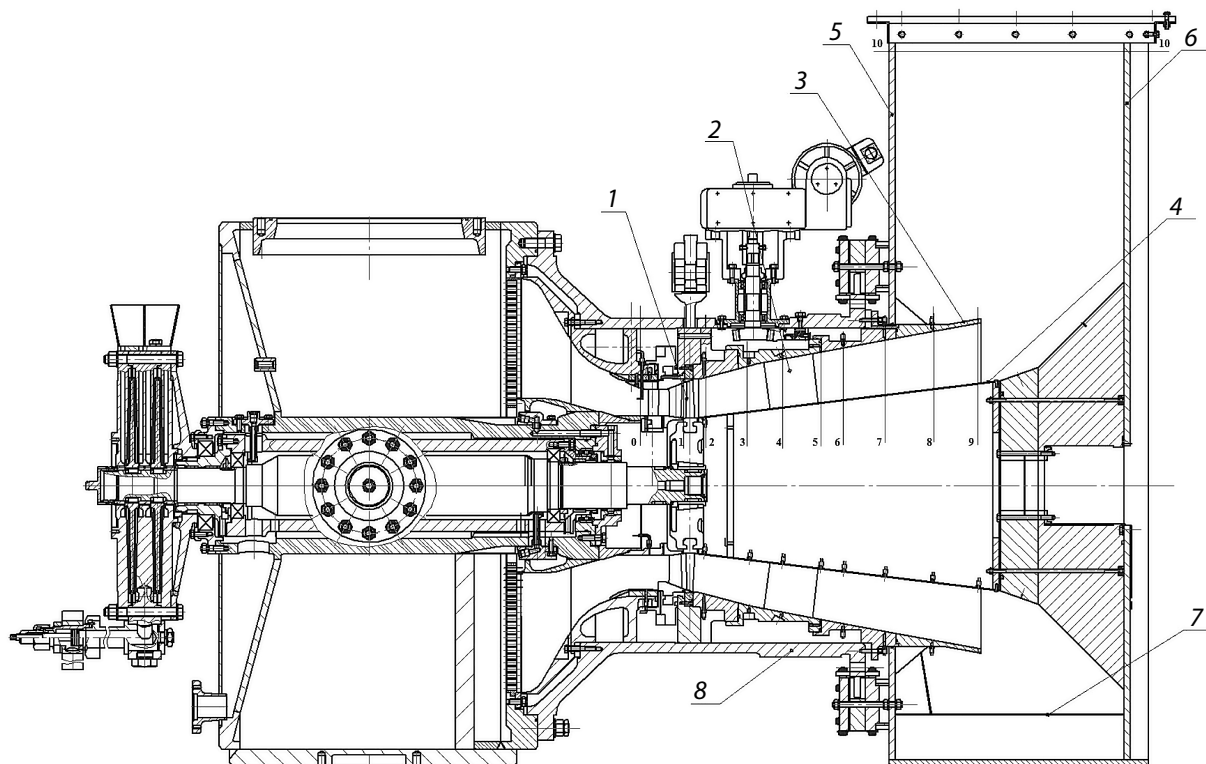
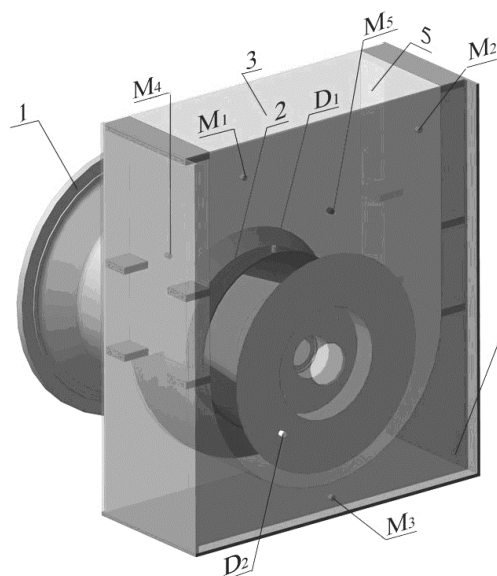


Рис. 2. Продольный разрез универсального стенда ЭТ4 с моделью выходного тракта «ступень — диффузор — патрубок»: 1 — модельная ступень (78 направляющих и 79 рабочих лопаток); 2 — силовые стойки опоры подшипника (7 шт.); 3 — периферийный обвод диагонального диффузора; 4 — корневой обвод диагонального диффузора; 5 — передняя стенка патрубка; 6 — задняя стенка патрубка; 7 — боковая стенка патрубка; 8 — корпус стенда

Fig. 2. Longitudinal section of the universal Test Bench with exhaust unit model «Turbine Step — Diffuser — Collector Box»: 1 — model Turbine Step (78 Stator blades and 79 Rotor blades); 2 — Struts (7 pieces); 3 — Diffuser's shroud; 4 — Diffuser's hub; 5 — Front wall of the Collector Box; 6 — Back wall of the Collector Box; 7 — Sidewall of the Collector Box; 8 — Test Bench Housing



►Рис. 3. Основные элементы конструкции экспериментального стенда и расположение датчиков для регистрации пульсаций давления потока и вибрации стенок: 1 — корпус; 2 — периферийный обвод диагонального диффузора; 3 — передняя стенка патрубка; 4 — задняя стенка патрубка; 5 — боковая стенка патрубка

Fig. 3. Main elements of the Test Bench and positions of the pressure pulsation sensors and wall vibration sensors: 1 — Housing; 2 — Diffuser's shroud; 3 — Front wall of the Collector Box; 4 — Back wall of the Collector Box; 5 — Sidewall of the Collector Box

установлены на задней стенке выходного патрубка сверху и снизу в областях струйных течений; микрофоны M_4 и M_5 — в верхней части передней стенки патрубка в областях развитых вихревых течений.

Использовались два акселерометра типа AP2037, которые регистрировали вибрацию основных элементов модели. Для регистрации вибрации периферийного обвода осевого диффузора использовался датчик D_1 , для регистрации вибрации задней стенки патрубка — датчик D_2 . Вибрации измерялись путем регистрации виброускорений в характерных точках деталей выходного устройства — в точке D_1 на выходной конусной части диагонального диффузора и в точке D_2 (см. рис. 3) на задней стенке радиального отвода (задняя стенка патрубка b на рис. 2).

Расчетные модели. Пульсации давления в потоке находили с помощью численного моделирования. Расчет опирался на экспериментально определенную амплитуду вибраций боковой стенки патрубка, представляющую собой гнутый стальной лист толщиной 1 мм, прикрепленный к наружному силовому корпусу с помощью четырех пар шпилек (рис. 4, *a*). Радиус цилиндрического участка боковой стенки составлял 500 мм, осевая протяженность — 434 мм, максимальный габаритный размер — 1200 мм. Ближний торец тонкостенной детали сопряжен в установке с жестким корпусом патрубка. Расчетная схема закрепления боковой стенки патрубка приведена на рис. 4, *б*.

Дополнительные условия:

расчет выполнялся в частотном диапазоне 1–200 Гц, включающем несколько собственных частот тонкостенной детали;

в расчете было принято условие синхронности и постоянства величины пульсаций давления вдоль всей рабочей поверхности;

величина коэффициента трения (демпфирования) в расчете была задана равной 0,06 (соответствует коэффициенту динамичности, равному 17);

Для повышения информативности спектрального анализа вибрации, измеренной в точках D_1 и D_2 (см. рис. 3), были вычислены формы и собственные частоты соответствующих деталей выходного устройства стенда: периферийного обвода диагонального диффузора (выходной конусной части) (3 на рис. 2), а также корпуса патрубка радиального отвода (бокса), состоящего из передней, задней и боковой стенок (5, 6, 7 на рис. 2). Расчетные схемы закрепления деталей приведены на рис. 5.

Закрепление выходной конусной части в расчетной схеме осуществлялось по шести контактным поверхностям болтов A (см. рис. 5, *a*), присоединяющих деталь к жесткому корпусу стенда (8 на рис. 2). Дополнительно конусная часть была закреплена по задней торцевой поверхности B и C (рис. 5, *a*).

Закрепление корпуса патрубка (короба) осуществлялось по четырем опорным узлам, представленным в расчете в виде четырех шаровых

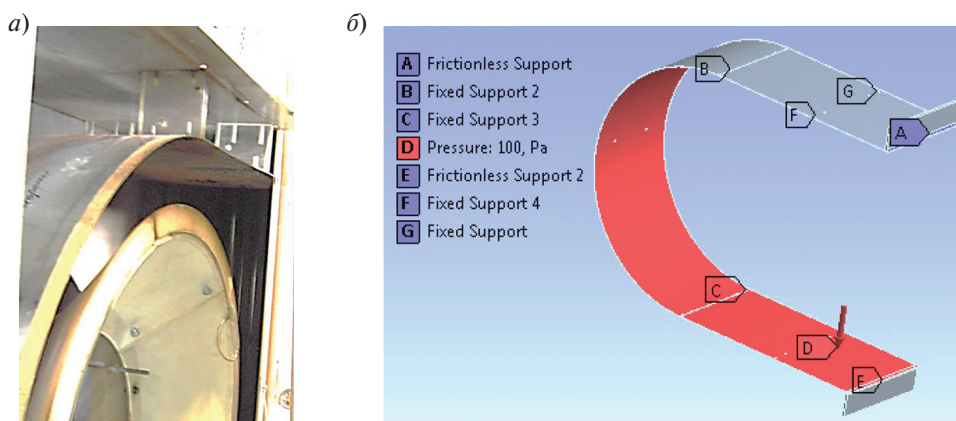


Рис. 4. Общий вид (*a*) и расчетная схема закрепления (*б*) тонкостенной детали, образующей боковую поверхность патрубка

Fig. 4. Common view (*a*) and calculation scheme (*б*) of fixing of the thin-walled part forming the Collector Boxes sidewall

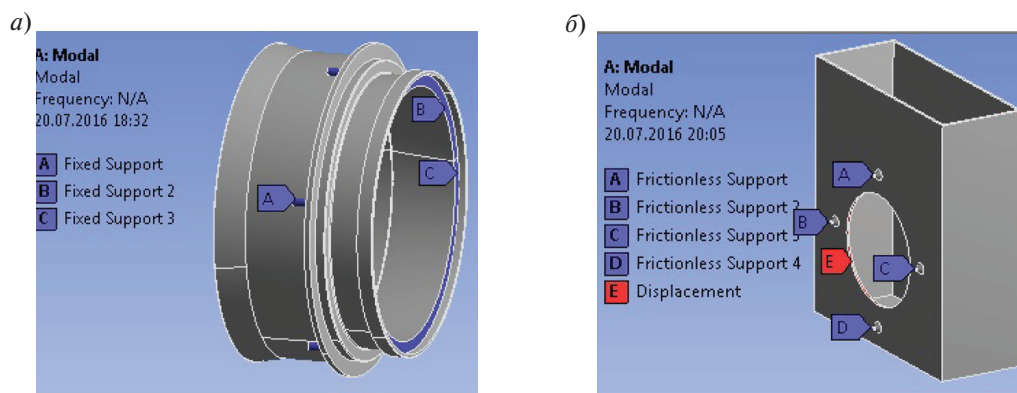


Рис. 5. Расчетные схемы закрепления выходной конусной части (а) и корпуса патрубка (б)

Fig. 5. Culcation scheme of fixing of the outlet conical part (a) and Collector Box housing (б)

тел A, B, C, D (рис. 5, б), закрепленных на передней стенке патрубка (5 на рис. 2). Дополнительно было выставлено условие, разрешающее точкам кольцевой поверхности E (рис. 5, б) осевые перемещения.

Результаты исследования

Пульсации давления. В эксперименте моделировались натурные условия работы ступени: числа Маха потока на выходе из диффузора на оптимальном режиме работы ступени составляли величину $M_{c9} = 0,15$; угол выхода потока из турбинной ступени α_2 изменялся на разных режимах в диапазоне от 50 до 140° ; характеристическое число u/C_0 изменялось в пределах от $0,566$ до $0,816$, что соответствовало диапазону частоты n вращения ротора модели от 5000 до 12000 об/мин. Расход воздуха в установке под-

держивался постоянным на всех режимах, что обеспечивало практически точное динамическое моделирование натурного потока.

На рис. 6 представлен характерный спектр пульсаций давления в модели выходного тракта ГТУ.

Спектр имеет три характерных интервала: 1 — область низких частот (от 1 до 1000 Гц); 2 — область средних частот (3000 – 4000 Гц); 3 — область высоких частот (от 7000 до 11000 Гц). Области 2 и 3, связанные с высокочастотными пульсациями давления, в том числе с лопаточной частотой n_{czp} , в настоящем исследовании не рассматривались и не анализировались. Все дальнейшее изложение будет посвящено области низких частот, как наиболее актуальной. На рис. 7 приведен типичный спектр возмущения давления в модели выходного тракта, полученный в точках M_1 – M_5 (см. рис. 3).

Пульсации давления, дБ
Pressure pulsations, dB

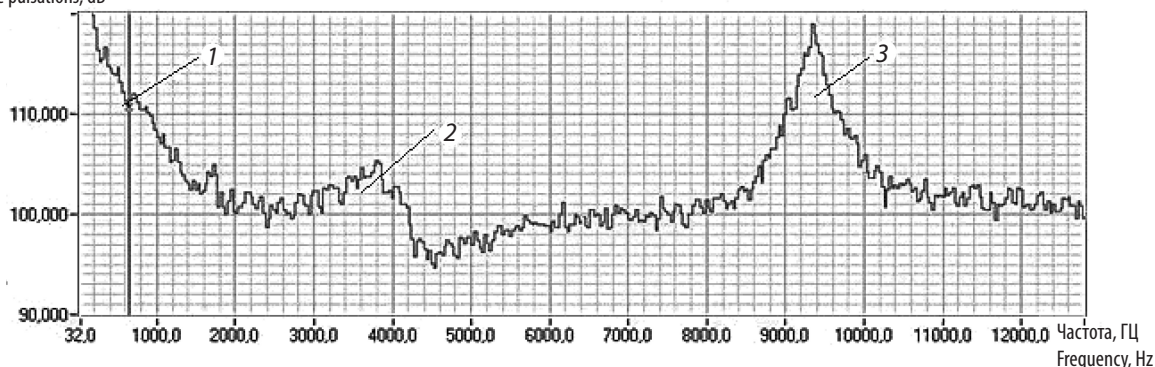


Рис. 6. Характерный спектр возмущения давления в модели выходного тракта ГТУ в точке M_5

Fig. 6. Typical spectrum of the pressure disturbance in the exhaust model of GTU at the point M_5

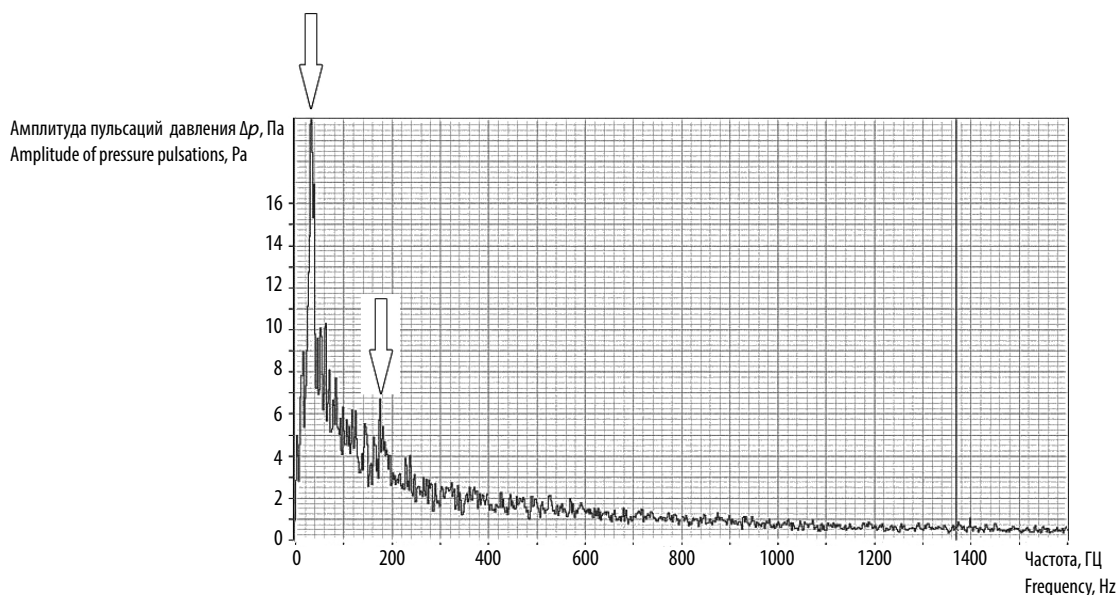


Рис. 7. Характерный спектр пульсаций давления в модели выходного тракта в точке M_5 в низкочастотном диапазоне (область 1 на рис. 6)

Fig. 7. Typical spectrum of the pressure pulsations in the exhaust model at the point M_5 in low-frequency diapason (zone 1, Fig. 6)

Методом вариантных расчетов была определена амплитуда пульсаций давления в проточной части патрубка, соответствующая экспериментально определенной амплитуде его боковой стенки $A_{б.с} = 2$ мм, расчетная схема которой представлена на рис. 4, б. Расчеты выполнялись в опции «Harmonic Response» программы ANSYS. Результат расчета приведен на рис. 8.

Таким образом, расчет показал, что амплитуде вибрации боковой стенки, определенной в эксперименте и равной 2 мм, соответствует величина амплитуды пульсаций давления $\Delta p = 100$ Па.

Вибрации. Для дополнительного обоснования предположения о взаимосвязи аэродинамических потерь и величин пульсаций давления

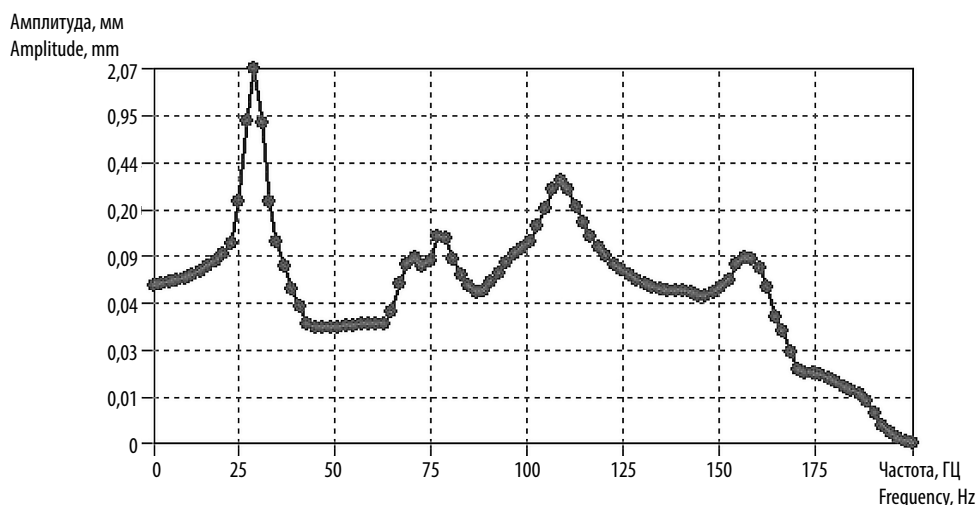


Рис. 8. Амплитудно-частотная характеристика боковой стенки патрубка (см. рис. 4) при амплитуде пульсации давления $\Delta p = 100$ Па

Fig. 8. Amplitude-frequency characteristic of the sidewall of the Collector Box (Fig. 4) at the amplitude of pressure pulsation $\Delta p = 100$ Pa

были измерены вибрации поверхностей выходного тракта, интегрально воспринимающих воздействие нестационарного потока.

Из полученных спектров методом спектрального анализа были исключены неинформативные составляющие механического происхождения — сигналы оборотных кратностей, связанные с вращением ротора установки, и выделены полезные сигналы, соответствующие низшим собственным формам колебаний диффузора и патрубка.

Для диагонального диффузора была выбрана низшая собственная форма колебаний его выходной конусной части с частотой 770 Гц (рис. 9), для выходного патрубка — форма колебаний корпуса патрубка (короба), соответствующая частоте 105 Гц (рис. 10).

Спектры виброускорений, полученные в точке D_1 для двух режимов работы турбинной ступени, приведены на рис. 11. Спектральное разрешение — 2 Гц; число усреднений — 8 (32). Для облегчения анализа на спектры дополнительно нанесены вертикальные отметки указанных оборотных кратностей. Вертикальными стрелками отмечены резонансные области, соответствующие низшей форме колебаний конусной части осевого диффузора, представленной на рис. 9.

Обсуждение результатов исследования

Информация об амплитудных значениях пульсаций давления в выходном тракте была

получена по спектрограммам, подобным представленной на рис. 7, на двух различных режимах работы ступени. Из рис. 7 видно, что в спектре есть две характерные частотные области повышенных амплитуд: низкочастотная (20–35 Гц) и высокочастотная (170–200 Гц). Для возмущений на задней стенке более характерна высокочастотная область, для возмущений на передней стенке — низкочастотная. Полученный результат может быть объяснен различным характером течения в указанных областях: у задней стенки характер течения преимущественно струйный (турбулентный), у передней стенки — преимущественно отрывной, состоящий из крупномасштабных вихрей.

Характеристики исследуемых режимов работы ступени и результаты измерений в точках M_4 и M_5 на передней стенке приведены в табл.1.

Сходные результаты, полученные при изучении течений на диффузорных участках сопел, приведены в [2, 3 и 9]. Низкочастотный максимум в спектре пульсаций давления, характерный для зон развитых вихревых течений и отрыва потока, принадлежит области $\bar{f} = 0,01–0,03$; высокочастотный максимум, характерный для зон турбулентных струй, принадлежит области $\bar{f} = 0,4–1,0$. Здесь $\bar{f} = fD/c$ — безразмерная частота; D — ширина струйного течения, м; c — максимальная скорость в ядре струйного течения, м/с; f — частота, Гц, соответствующая областям повышенных амплитуд пульсаций давления в спектре.

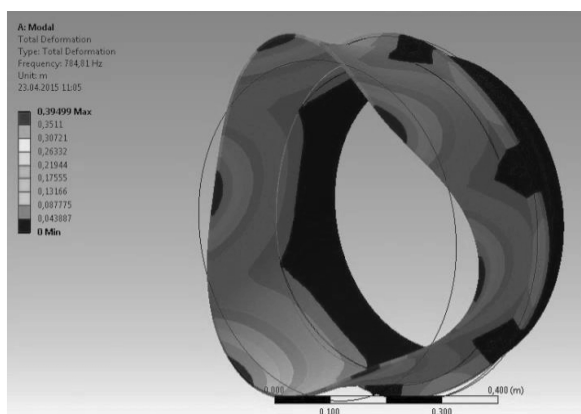


Рис. 9. Низшая форма колебаний конусной части осевого диффузора (770 Гц)

Fig. 9. Lowest oscillation form of the cone part of the axial diffuser (770 Hz)

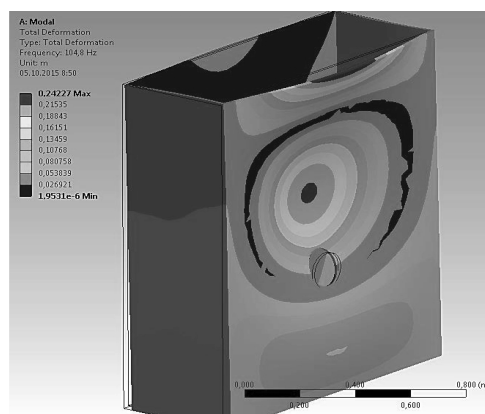


Рис. 10. Форма колебаний корпуса патрубка (короба), соответствующего частоте 105 Гц

Fig. 10. Oscillation form of the Collector Box housing coresponding 105 Hz frequency

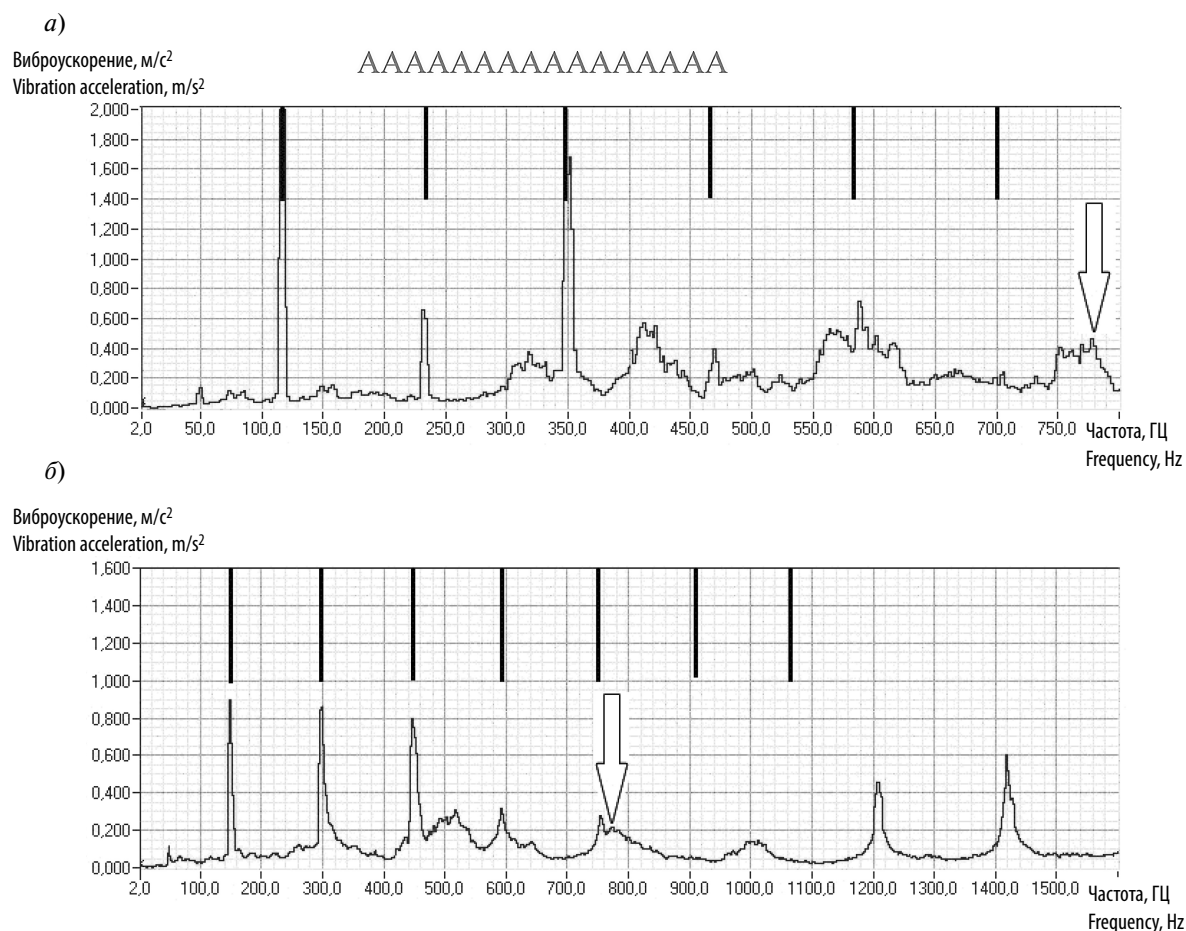


Рис. 11. Спектры виброускорения в точке D_1 периферийного обвода диагонального диффузора: а) режим 1 — $n = 7000$ об/мин; б) режим 2 — $n = 9000$ об/мин

Fig. 11. Vibration acceleration spectrum at point D_1 of the diagonal diffuser shroud: mode 1 — $n = 7000$ rpm; mode 2 — $n = 9000$ rpm

Таблица 1

Пульсации давления в точках передней стенки патрубка

Table 1

Pressure pulsations at the points of Collector Box front wall

№ режима	Скорость вращения ротора n , об/мин	Угол выхода потока за РК $A_{2\text{ср}}$, град	Скорость потока в сечении 9 c_9 , м/с	Максимальная амплитуда в спектре пульсации давления Δp_i , Па	
				точка M_4	точка M_5
1	7000	120	57	20	28
2	9000	95	50	9	8



Приняв в нашем случае $c_9 = 50$ м/с, $D = 0,08$ м, $f_{\min} = 20$ Гц и $f_{\max} = 200$ Гц (см. рис. 2), получим соответствующие величины безразмерной частоты $\bar{f} = 0,031$ и $0,32$, что примерно соответствует указанным выше характерным частотным диапазонам в спектре пульсаций давления [2, 3, 10].

Для оценки достоверности приведенных в табл.1 результатов сравним их с величинами пульсаций давления, полученными в диффузорных каналах различной конфигурации [2, 3] и сведенными в табл. 2. Здесь амплитуды пульсаций давления приведены к скоростному напору $\rho c^2/2$.

Из табл. 2 видно, что величины относительных амплитуд пульсации давления в точках M_4 и M_5 (области крупномасштабной завихренности и застойных зон) лежат в том же диапазоне, что и величины пульсаций давления, полученные по данным экспериментов [2, 3] в областях отрыва потока в диффузорных каналах. Относительные амплитуды пульсаций давления на задней стенке патрубка (точки M_1 , M_2 и M_3) несколько меньше пульсаций давления, характерных для струйных участков сопел [2, 3]. Это объясняется удаленностью точек M_1 , M_2 и M_3 от областей струйного течения в данной модели выходного тракта.

Расчетная оценка величины пульсаций давления в потоке ($\Delta p = 100$ Па) по экспериментально измеренной амплитуде вибраций боковой стенки патрубка позволяет утверждать, что пульсации давления могут достигать 10 % от величины скоростного напора во входном сечении тракта. Это превышает пульсации давления вблизи передней и задней стенки патрубка, измеренные

на стенках микрофонами M_1 – M_5 (см. табл. 1). Таким образом, пульсации давления во внутренних областях (на некотором расстоянии от стенок) попадают в диапазон пульсаций давлений в струйных областях сопел, приведенный в работах [2, 3], или даже превышают этот диапазон.

По данным эксперимента уровень пульсаций давления, измеренный в отдельных точках на стенках, зависит от режима работы турбинной ступени.

На рис. 11 видно, что в спектрах виброускорения имеются несколько разновидностей дискретных составляющих: пики оборотных кратностей, порожденные остаточным небалансом ротора, и пики, соответствующие собственным формам конусной части с частотой 770 Гц и 1010 Гц, которые возбуждаются нестационарным потоком. Частоты пиков первого типа зависят от оборотов ротора. Положение пиков второго типа неизменно, поскольку собственные частоты конусной части диффузора не зависят от скорости вращения ротора.

На рис. 12 — результаты изменения относительной величины пульсаций давления и вибрации в характерных точках выходного тракта в зависимости от режима работы турбинной ступени. Видно, что на нерасчетном режиме турбинной ступени с существенно неосевым выходом потока из РК при частоте вращения ротора $n = 7000$ об/мин имеет место повышение уровня пульсации давления в точках M_4 и M_5 по сравнению с расчетным режимом при $n = 9000$ об/мин. Это связано с отрывным характером обтекания силовых стоек опоры подшипника и с распространением вихревых зон течения закрученного потока в патрубке, что приводит

Таблица 2

Сопоставление амплитуд пульсаций давления в выходном тракте (эксперимент) и в диффузорных каналах [2, 3]

Table 2

Compearation of the pressure pulsations amplitudes in the Collector Box and in the diffuser channels

Область течения	Максимальные амплитуды спектра пульсаций давления		
	По данным [3]	По данным [2]	Результаты, представленные в статье
Струйное течение	0,11	0,09	0,08 (режим 2)
Застойная зона	0,02–0,05	0,01–0,04	0,012–0,017 (режим 1) 0,007–0,006 (режим 2)

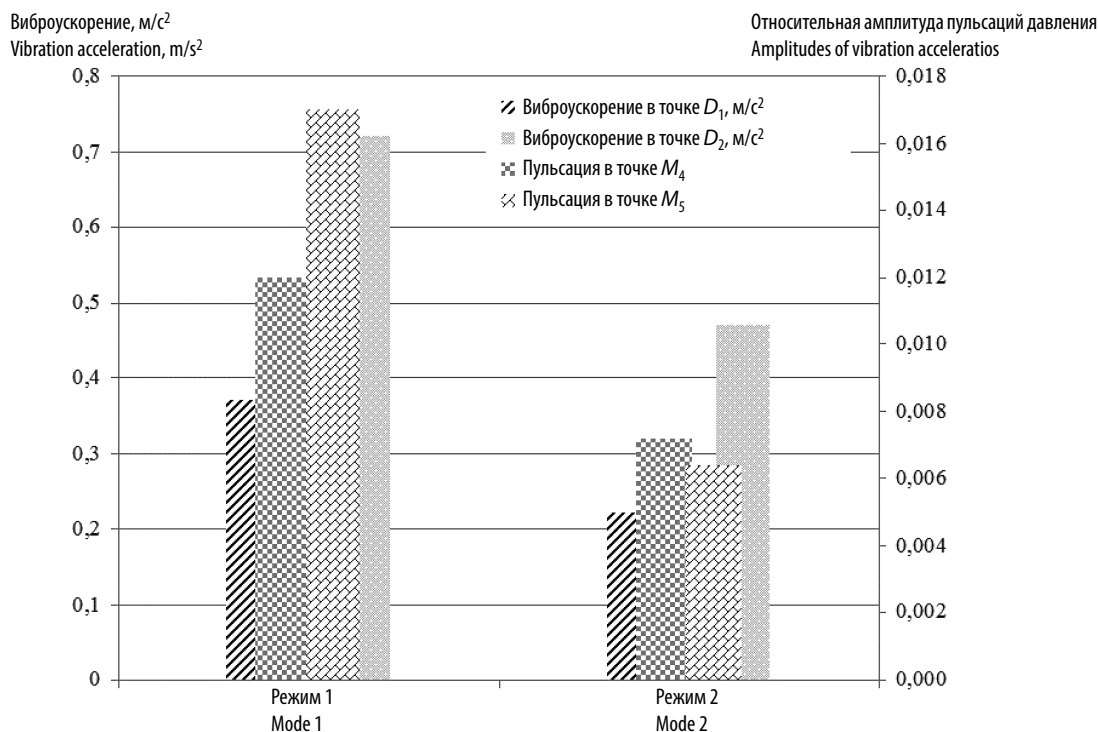


Рис. 12. Пульсации давления в характерных точках выходного тракта и амплитуды виброускорений его элементов на различных режимах работы турбинной ступени: режим 1 — $n = 7000$ об/мин; режим 2 — $n = 9000$ об/мин

Fig. 12. Pressure pulsations at the typical points of the exhaust unit and amplitudes of vibration accelerations of its elements at the different modes of turbine step: mode 1 — $n = 7000$ rpm; mode 2 — $n = 9000$ rpm

к повышенным аэродинамическим потерям в тракте выходного устройства.

Поскольку величина указанной дискретной составляющей вибрации периферийного обвода диффузора (датчик D_1) определяется интенсивностью пульсаций давления в выходном устройстве, данные диаграммы на рис. 12 в известной мере подтверждают зависимость амплитуд пульсаций давления от режима работы турбинной ступени и от уровня потерь в выходном устройстве.

Из диаграммы на рис. 12 видно также, что вибрация задней стенки патрубка (датчик D_2), соответствующая низкочастотной области спектра пульсаций давления (область 1 на рис. 6), уменьшается при переходе от режима 1 к режиму 2. Полученный результат дополнительно свидетельствует о возможной зависимости амплитуд пульсаций давления в выходном устройстве от режима работы ступени, определяющего уровень аэродинамических потерь в выходном устройстве.

Обобщая полученные экспериментальные результаты по измерениям пульсаций давления, а также результаты измерений вибрации элементов конструкции выходного устройства, можно утверждать, что первому режиму испытаний, характеризующему повышенным уровнем аэродинамических потерь, соответствует повышенный уровень пульсаций давления в потоке, а также повышенный уровень вибрации элементов конструкции патрубка. Поэтому справедливо предположить, что отмеченная вибрация может характеризовать уровень аэродинамического совершенства ближайших областей течения в выходном устройстве ГТУ.

Выводы

В выходных трактах традиционных конструкций ГТУ двухвального типа имеют место значительные пульсации давления в потоке, уровень которых зависит от режима работы ГТУ.



Для приближенной оценки амплитуды и частоты пульсации давления в выходных трактах ГТУ можно использовать известные соотношения для струйных течений в соплах [9]

Дополнительное повышение пульсаций давления в выходном тракте особенно в патрубке при нерасчетных режимах турбинной ступени, характеризующихся существенным отклонением потока от осевого направления при выходе из РК, связано как с увеличением кинетической энергии потока на выходе из последней ступени, так и с возрастанием аэродинамических потерь в выходном тракте.

Повышенные пульсации давления в потоке при нерасчетных режимах приводят к усилению вибрации элементов конструкции выходного тракта. Поэтому уровень их вибраций, а также уровень пульсаций давления в потоке может при известных условиях служить индикатором уровня аэродинамических потерь или характеристикой качества течения в выходном тракте ГТУ.

Учет неблагоприятных аэродинамических особенностей выходных трактов рассмотренных ГТУ позволит уменьшить вибрацию опоры заднего подшипника и повысить надежность роторов этих газотурбинных установок.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Чжен П.** Управление отрывом потока. М.: Мир, 1979.
2. **Носков В.В.** Экспериментальное исследование режимов течения на вибродинамическое состояние диффузорных элементов проточных частей турбомашин. Автореферат диссер. ... канд. технич. наук. М.: МЭПИ, 2011.
3. **Пшеничный В.Д., Юрченко В.П., Яблоник Л.Р.** Исследование источников шума и вибрации клапанов // Известия высших учебных заведений. Энергетика. 1979. № 2. С. 62–67.
4. **Зарянкин А.Е., Грибин В.Г., Парамонов А.Н.** Использование нетрадиционных решений для повышения экономичности и надежности паровых турбин // Теплоэнергетика. 2005. № 4. С. 8.–15.
5. **Иноземцев А.А., Нихамкин М.А., Сандрацкий В.Л.** Основы конструирования авиационных двигателей и энергетических установок. М.: Машиностроение, 2008.
6. **Черников В.А., Семакина Е.Ю.** Универсальный стенд для экспериментальных исследований аэродинамики выходных и переходных трактов стационарных турбин в блоке с турбинными ступенями: методика и результаты экспериментов // Газотурбинные технологии. 2015. № 7. С. 32–37.
7. **Черников В.А., Семакина Е.Ю., Баранова Т.Ф.** 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. 2009. № 1. С. 24–32.
8. **Лисянский А.С. Рассохин В.А. Семакина Е.Ю. Черников В.А.** Оптимизация выходного патрубка ЦНД мощной паровой турбины на базе экспериментальных исследований // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Наука и образование. 2012. № 2 (147). Т. 1. С. 48–56.
9. **Рис В.В.** Результаты сотрудничества межкафедральной группы «Компьютерное моделирование в гидрогазодинамике» с инженеринговым центром «Теплоэнергосервис-СП» в 2004–2007 гг. // Тезисы доклада на всероссийской конференции по паровым и газовым турбинам. г. Екатеринбург. 2007 г. С. 31–32.
10. **Голдстейн М.Е.** Аэроакустика. М.: Машиностроение, 1981.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

СЕМАКИНА Елена Юрьевна — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: g.semakinalena@gmail.com

ЧЕРНИКОВ Виктор Александрович — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: chern@pef.spbstu.ru

СУХАНОВ Александр Игоревич — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: alesuhanov@gmail.com

REFERENCES

1. **Chzhen P.** Upravleniye otryvom potoka [Control flow separation]. M.: Mir, 1979. 552 p. (rus.)
2. **Noskov V.V.** Eksperimentalnoye issledovaniye rezhimov techeniya na vibrodinamicheskoye sostoyaniye diffuzornykh elementov protochnykh chastey turbomashin. avtoref. diss. ... kand. tekhn. nauk [Experimental study of flow regimes on the state vibrodynamic diffuser elements of flow parts of turbomachines]. Moscow: MEPI, 2011. (rus.)
3. **Pshenichnyy V.D., Yurchenko V.P., Yablonik L.R.** Issledovaniye istochnikov shuma i vibratsii klapanov. [Study valve noise and vibration sources]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Energetika*. 1979. № 2. S. 62–67. (rus.)
4. **Zaryankin A.Ye., Gribin V.G., Paramonov A.N.** Ispolzovaniye netraditsionnykh resheniy dlya povysheniya ekonomichnosti i nadezhnosti parovykh turbin. [Using of innovative solutions to improve the efficiency and reliability of steam turbines]. *Teploenergetika*. 2005. № 4. S. 8–15. (rus.)
5. **Inozemtsev A.A., Nikhamkin M.A., Sandratskiy V.L.** Osnovy konstruirovaniya aviatsionnykh dvigateley i energeticheskikh ustanovok. [Basics of designing aircraft engines and power plants]. M.: Mashinostroyeniye, 2008. 199 p. (rus.)
6. **Chernikov V.A., Semakina E.U.** Universalnyy stend dlya eksperimentalnykh issledovaniy aerodinamiki vykhodnykh i perekhodnykh traktov statsionarnykh turbin v bloke s turbinnyimi stupenyami: metodika i rezultaty eksperimentov. [Universal test bench for experimental studies of the aerodynamics of the exhaust and transition ducts of stationary turbines in block with turbine stages : methodology and results of experiments]. *Gazoturbinnyye tekhnologii*. 2015. № 7. S. 32–37. (rus.)
7. **Chernikov V.A., Semakina E.U., Baranova T.F.** Informatsionno-izmeritelnaya sistema aerodinamicheskogo stenda dlya issledovaniy potoka v protochnoy chasti otseka «stupen-diffuzor» i nekotoryye rezultaty ispytaniy na modeli moshchnoy gazovoy turbiny. [Information-measuring system of aerodynamic test bench for flow studies of compartment «turbine stage-diffuser» in turbine trakt, and some of the results of tests on a model of a powerful gas turbine]. *Energeticheskiye mashiny i ustanovki*. 2009. № 1. S. 24–32. (rus.)
8. **Lisyanskiy A.S., Rassokhin V.A., Semakina E.U., Chernikov V.A.** Optimizatsiya vykhodnogo patrubka TsND moshchnoy parovoy turbiny na baze eksperimentalnykh issledovaniy. [Optimization outlet LPC powerful steam turbine on the basis of experimental studies]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. Nauka i obrazovaniye*. 2012. № 2 (147). T. 1. S. 48–56. (rus.)
9. **Ris V.V.** Rezultaty sotrudnichestva mezhkafedralnoy gruppy «Kompyuternoye modelirovaniye v gidrogazodinamike» s inzhiniringovym tsentrom «Teploenergoservis-SP» v 2004–2007 g. [Results interdepartmental cooperation group «Computer modeling in fluid dynamics» to the engineering center «Teploenergoservis-SP» in 2004–2007]. *Tezisy doklada na vserossiyskoy konferentsii po parovym i gazovym turbinam. g. Yekaterinburg*, 2007. S. 31–32.
10. **Goldsteyn M.Ye.** Aeroakutika. [Aeroacoustics]. M.: Mashinostroyeniye, 1981. 294 p. (rus.)

AUTHORS

SEMAKINA Elena U. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: g.semakinalena@gmail.com

CHERNIKOV Viktor A. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: chern@pef.spbstu.ru 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: chern@pef.spbstu.ru

SUKHANOV Aleksandr I. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: alesuhanov@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 15.06.2016.

Д.Г. Свобода, А.А. Жарковский, Е.А. Иванов

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

О ПРОЕКТИРОВАНИИ ПРОТОЧНОЙ ЧАСТИ ОСЕВОГО НАСОСА НИЗКОЙ БЫСТРОХОДНОСТИ

Показано, что напорная характеристика насоса, работающего в качестве главного циркуляционного насосного агрегата в реакторных установках, должна иметь стабильную форму, без западающего участка. Описана причина провала характеристики на режимах малых подач. На основе численных исследований предложены рекомендации по проектированию проточной части осевого насоса низкой быстроходности с незападающей формой напорной характеристики. В процессе моделирования применены методы оптимизации геометрии лопастной системы с помощью встроенного в программный комплекс Ansys Workbench инструмента оптимизации DesignXplorer. Для обеспечения требуемой формы характеристики необходимо задание переменного закона распределения теоретического напора по размаху лопасти, обеспечение безударного и плавного обтекания входной кромки лопасти рабочего колеса, увеличение углов охвата лопасти, уменьшение потерь в выправляющем аппарате на недогрузочных режимах. Представлены энергетические характеристики осевого насоса, спроектированного с учетом разработанных рекомендаций.

ОСЕВОЙ НАСОС; ПРОТОЧНАЯ ЧАСТЬ; ЧИСЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ; ПРОЕКТИРОВАНИЕ; НАПОРНАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА; ОПТИМИЗАЦИЯ.

Ссылка при цитировании:

Д.Г. Свобода, А.А. Жарковский, Е.А. Иванов. О проектировании проточной части осевого насоса низкой быстроходности // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 41–52. DOI: 10.18721/JEST.230204

D.G. Svoboda, A.A. Zharkovsky, E.A. Ivanov

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

FLOW CHANNEL DESIGN FOR AN AXIAL-FLOW PUMP WITH A LOW SPECIFIC SPEED

It is shown that the pressure characteristic of a pump operating as the main circulation pump unit in reactor facilities should have a stable form without a sink area. The reason for the failure of the characteristic in low-feed modes is described. The recommendations for designing the flow channel of a low-speed axial-flow pump with an increasing form of the pump characteristic are proposed on the basis of numerical studies. The methods for optimizing the geometry of the blade system were applied in the modeling process using the DesignXplorer optimization tool built in the Ansys Workbench software package. To obtain the desired form of the characteristic, it is necessary to set a variable law of the theoretical pressure distribution along the blade span, to provide a stepless and smooth flow around the leading edge of the impeller blade, to increase the blade coverage angles, and to reduce the losses in the straightening machine in low-feed mode. The paper presents the energy characteristics for the axial-flow pump, designed taking into account the recommendations developed.

AXIAL-FLOW PUMP; FLOW CHANNEL; NUMERICAL STUDY; DESIGNING; PUMP CHARACTERISTICS; OPTIMIZATION.

Citation:

D.G. Svoboda, A.A. Zharkovsky, E.A. Ivanov, Flow channel design for an axial-flow pump with a low specific speed, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 41–52, DOI: 10.18721/JEST.230204

Введение

Осевые насосы (ОН) нашли применение в ядерной энергетике, в том числе в качестве главных циркуляционных насосных агрегатов (ГЦНА), предназначенных для бесперебойной циркуляции теплоносителя в замкнутом контуре реактора в условиях высокой температуры и повышенного давления. Насосы данного типа имеют преимущества по сравнению с центробежными и диагональными: они более эффективны, имеют меньшие габаритные размеры, массу и стоимость.

Принцип действия ОН основан на создании приращения давления только за счет преобразования кинетической энергии в диффузорном потоке проточной части рабочего колеса и выправляющего аппарата при уменьшении относительной скорости течения жидкости. Особенность осевых насосов — специфический вид напорной характеристики, которая в области малых подач имеет точку перегиба и западающую зону. Область западания может распространяться вплоть до значений расходов $0,6–0,8Q_H$. Наличие этой зоны обусловлено геометрией проточной части, когда из-за различной длины линий тока у втулки и периферии разные элементы лопасти совершают разную работу.

При использовании осевых насосов в качестве ГЦНА реакторной установки к ним предъявляется ряд специальных требований, в том числе отсутствие западающего участка на напорной характеристике. Данное требование вытекает из нескольких факторов. В реакторных установках обычно осуществляется параллельная работа нескольких ГЦНА на общую напорную сеть. Известно, что для устойчивой параллельной работы на общую сеть каждый из насосов должен иметь стабильную, незападающую напорную характеристику [1]. В случае нестабильной характеристики зона неустойчивой работы увеличивается, и может возникнуть неравномерное распределение нагрузки между работающими насосами. Еще одно обстоятельство, которое необходимо учитывать, — это возможное регулирование частоты вращения насоса, используемое для обеспечения маневренности мощности РУ. При снижении частоты вращения рабочая точка перемещается в область малых подач, и если на этих режимах напорная характеристика имеет пологий или западающий участок, то это может

привести к значительным колебаниям подачи и неустойчивой параллельной работе насосов. Отсюда возникает одно из проектных требований к ГЦНА: обеспечение стабильной, незападающей формы напорной характеристики для рабочего диапазона $Q = (0,4–1)Q_H$.

Цель работы. Предложить методику проектирования проточной части осевого насоса с незападающей формой напорной характеристики.

Расчетные исследования

В работе [2] показано, что на форму напорной характеристики влияют разные участки проточной части в зависимости от коэффициента быстроходности насоса. Для быстроходных осевых насосов определяющими являются участок проточной части в области рабочего колеса (РК), форма меридианной проекции рабочего колеса, а также наличие и направление закрутки потока на всасывающем участке перед РК. Показано, что установка в области подвода неподвижных лопаток способствует увеличению крутизны напорной характеристики.

В работах [3, 4] представлены результаты численных и экспериментальных исследований влияния геометрических параметров лопастной системы и конструктивных элементов проточного тракта испытательных стендов на форму напорной характеристики осевого насоса низкой быстроходности ($n_s = 580$). Варьирование различных геометрических параметров (втулочного отношения, углов лопасти, густотой, числом лопастей и др.) не позволило спроектировать проточную часть с полностью отсутствующим западающим участком напорной характеристики. Но исследование дало возможность объяснить природу его образования на недогрузочных режимах работы насоса. Автором были сделаны выводы, что на режимах $Q = (0,3–0,6)Q_H$ в периферийных сечениях межлопастного канала рабочего колеса осевого насоса появляются отрывные течения и вихри, которые полностью или частично перекрывают течение в каналах насоса в этих сечениях. Отсутствие циркуляции скорости вокруг профиля является причиной того, что в периферийных сечениях не происходит приращения энергии потока (сечения «выключаются» из работы); это и ведет к «недосозданию» напора на этих режимах и провалу напорной характеристики насоса.



При этом величина радиального зазора в камере РК и конструкция подвода потока к рабочему колесу оказывают существенное влияние на размеры и глубину провала западающего участка характеристики.

Обзор литературы показал, что в работах [5–9] отсутствуют однозначные количественные рекомендации по проектированию насосов с разными коэффициентами быстроходности n_z , имеющих незападающую форму напорной характеристики. Поэтому необходимо предложить рекомендации по созданию проточной части со стабильной, непрерывно падающей напорной характеристикой для осевых насосов низкой быстроходности.

При решении этой задачи проектирование лопастной системы с заданными требованиями велось в среде Ansys Workbench в трехмерной постановке в программе Blade Modeler, входящей в состав пакета Ansys Design Modeler. Профилирование лопастных систем рабочего колеса и направляющего аппарата (ВА) осуществлялось по пяти поверхностям тока, где первое сечение было корневым на поверхности втулки, пятое

сечение выполнено на радиусе камеры рабочего колеса, а радиусы промежуточных расчетных сечений располагались таким образом, чтобы между соседними поверхностями тока проходили одинаковые расходы. По результатам проектирования была получена трехмерная параметризованная проточная часть (рис. 1), которая характеризуется и описывается набором взаимосвязанных геометрических параметров.

Далее модель импортировалась в пакет Ansys TurboGrid, где строились блочно-структурированные расчетные сетки РК и ВА. Необходимые граничные условия задавались в препроцессоре CFX-Pre, а расчет проводился решателем CFX-Solver. Такой подход значительно упростил создание проточной части с требуемыми характеристиками, так как позволил легко изменять геометрию исходной модели, автоматически перестраивать расчетную сетку, осуществлять расчет и анализ результатов на каждом шаге проекта, а также использовать встроенные в пакет Ansys Workbench инструменты оптимизации.

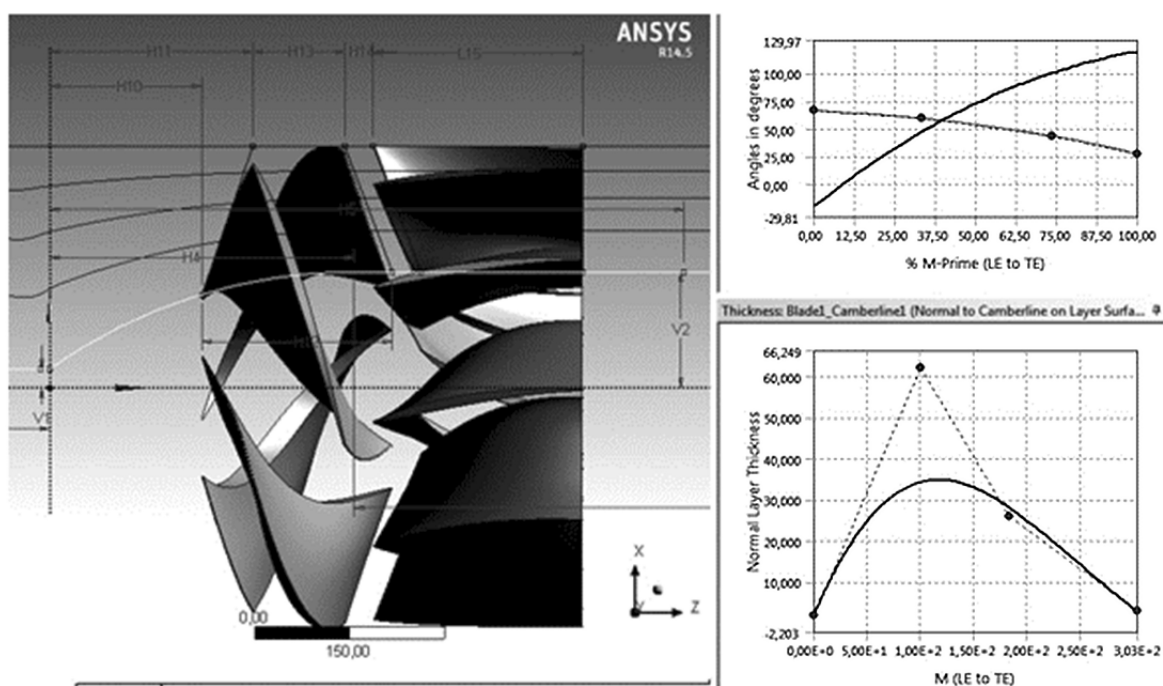


Рис. 1. Проектирование проточной части в программе Blade Modeler: (скриншот рабочего окна программы)

Fig. 1. Design of a flowing part in the Blade Modeler program: (screenshot of interface)

Геометрия лопастной системы РК и ВА в значительной мере определяется углами установки лопасти на входной и выходной кромках. С учетом результатов проведенных автором исследований [3, 4] были проведены изменения в методике проектирования лопастной системы РК. Вместо традиционного подхода, когда выполняется условие постоянства расчетного теоретического напора по размаху лопасти, в новом варианте был задан переменный закон изменения теоретического напора вдоль радиуса рабочего колеса (рис. 2).

Такой подход позволил разгрузить периферийные сечения лопасти РК и увеличить значение (вес) средних сечений в создании приращения энергии в рабочем колесе. Предполагалось, что на недогрузочных режимах, при которых происходит запирание течения в периферийных сечениях, недосозданный этим участком лопасти напор будет восполнен дополнительной энергией, создаваемой средними сечениями лопасти.

Известно, что выходные углы лопасти связаны с теоретическим напором соотношением

$$\beta_2 = \arctg \frac{v_z}{u - \frac{gH_T}{u}}. \quad (1)$$

В свою очередь теоретический напор зависит от угла поворота (кривизны) лопасти рабочего колеса $\Delta\beta = \beta_2 - \beta_1$:

$$H_T = \frac{v_z u (\ctg\beta_1 - \ctg\beta_2)}{g}. \quad (2)$$

При проектировании углы лопасти на входе задавались из условия безударного входа потока в решетку профилей:

$$\beta_1 = \arctg \frac{v_z}{u}. \quad (3)$$

Из формул (1), (2) следует, что теоретический напор зависит от угла $\Delta\beta = \beta_2 - \beta_1$ поворота вектора относительной скорости и выходного угла β_2 . Чем больше $\Delta\beta$ и β_2 , тем больше теоретический напор, но одновременно увеличивается диффузность потока в межлопастном канале, а значит, увеличивается и угроза отрыва пограничного слоя от стенок канала. Это может вызвать резкое увеличение потерь на вихреобразование, нарушение обтекания лопастей и снижение напора по сравнению с расчетным. При задании переменного закона изменения теоретического напора (см. рис. 2) выходные углы лопасти и ее кривизна в периферийных и втулочных сечениях уменьшаются. У нового варианта лопастной системы (ЛС) кривизна лопасти в периферийном сечении на максимальном радиусе составила $\Delta\beta = 256^\circ$, а во втулочном — $\Delta\beta = 28,9^\circ$. Уменьшение кривизны у втулки является положительным фактором, позволяющим получить удовлетворительную форму корневого сечения лопасти.

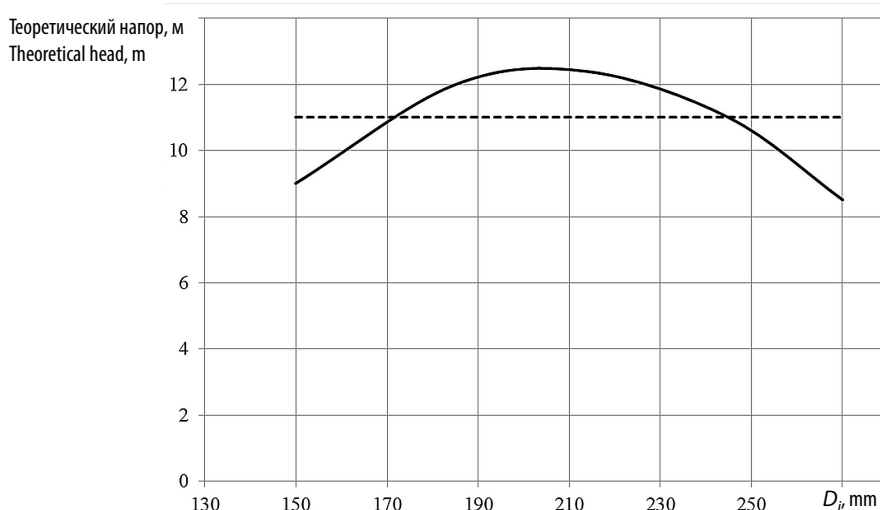


Рис. 2. Расчетный теоретический напор
(----- — традиционный подход; ——— — рекомендуемый)

Fig. 2. The calculated theoretical head
(----- — the traditional approach; ——— — recommended)

Таблица 1

Углы лопасти рабочего колеса

Table 1

Angles of blade of driving wheel

Номер сечения	Угол входа β_1 , град.	Угол выхода β_2 , град.	Угол поворота $\Delta\beta$, град.
1 (втулка)	20,1	49	28,9
2	16,4	33,4	17
3	14,1	23,2	9,1
4	12,6	17,5	4,9
5 (периферия)	11,4	14	2,6

В табл. 1 представлены значения геометрических углов лопасти для всех пяти расчетных сечений.

При проектировании применялся линейный закон изменения углов скелетной линии от угла охвата лопасти: $\beta = f(\varphi)$.

Были проведены исследования влияния положения входной и выходной кромок лопасти рабочего колеса в меридианной проекции проточной части. Для этого были созданы три варианта лопасти РК, отличающиеся положением кромок (рис. 3).

По результатам численных расчетов были получены напорные характеристики, представленные на рис. 4.

Из графиков на рис. 4 следует, что положение кромок лопасти РК в меридианной проекции влияет на форму напорной характеристики насоса. Трапециевидная форма меридианного сечения РК является более предпочтительной. Входная кромка не должна быть как перпендикулярной оси вращения РК, так и чрезмерно «заваливаться» по направлению течения потока.

Влияние наклона входной кромок на форму напорной характеристики можно объяснить, проанализировав поля окружной составляющей относительной скорости в меридианной проекции на разных режимах работы насоса. На рис. 5 показаны поле и вектора скорости для режима $Q = 0,4Q_H$.

На рис. 5 видно, что на входе в рабочее колесо в периферийных сечениях присутствует осевой вихрь, который наблюдается на режимах $Q = (0,3-0,6)Q_H$. Угол наклона всасывающей

кромки влияет на возможность вихря заходить в межлопастной канал и препятствовать нормальному обтеканию лопастей, что и является причиной уменьшения напора.

Улучшение условий натекания потока на лопасть учитывалось при профилировании входной кромки в плоскости, перпендикулярной оси вращения (рис. 6). В этой плоскости производился сдвиг профилей в расчетных сечениях таким образом, чтобы профиль на большем радиусе начинался позже предыдущего. Форма входной кромки моделировалась криволинейной. Все это обеспечило плавность и лучшую обтекаемость входной кромки. При этом сдвиг профилей приводил к искривлению формы напорной кромки лопасти. Поэтому для обеспечения ее плавности (рис. 7) проводилась корректировка углов охвата лопасти.

Полученные по результатам проектирования углы охвата φ для каждого расчетного сечения представлены в табл. 2.

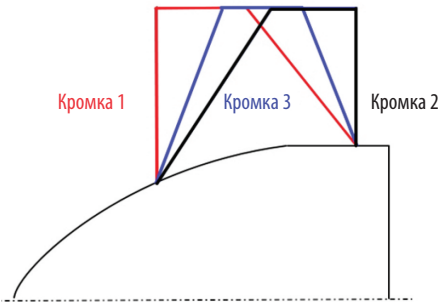


Рис. 3. Варианты меридианной проекции лопасти РК

Fig. 3. Options of a meridian projection of the blade of the driving wheel

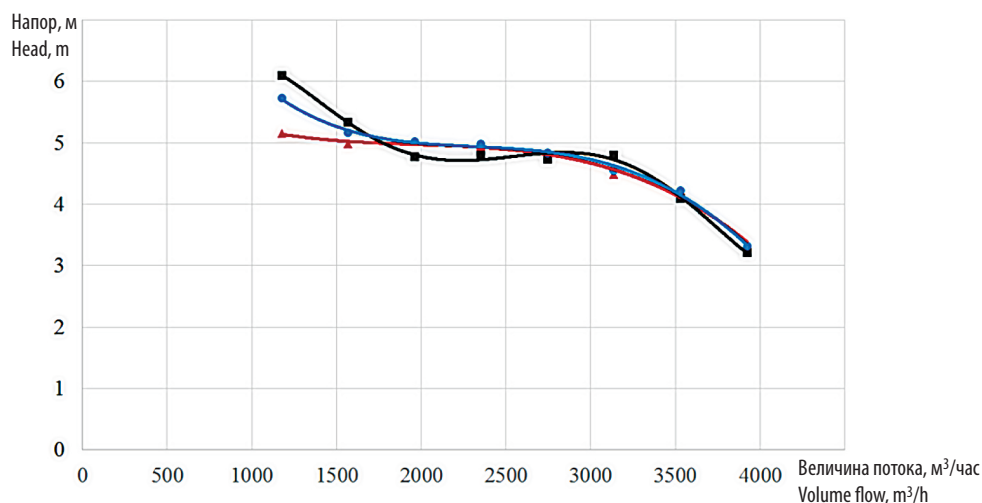


Рис. 4. Зависимость напорной характеристики от положения кромок (▲ — кромка 1; • — кромка 2; ■ — кромка 3)

Fig. 4. Dependence of the pressure head characteristic of the pump on the provision of edges (▲ — edges 1; • — edges 2; ■ — edges 3)

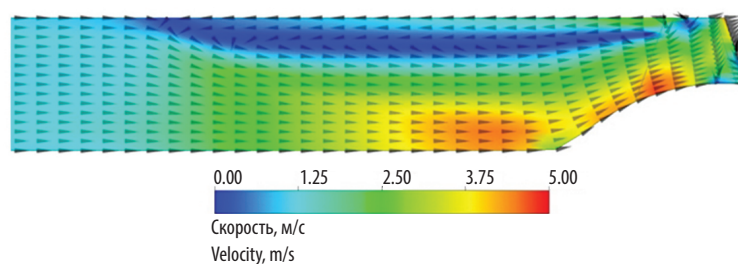


Рис. 5. Эпюра окружной скорости в меридианной проекции ПЧ

Fig. 5. Contour of circumferential speed in a meridian projection of a flowing part

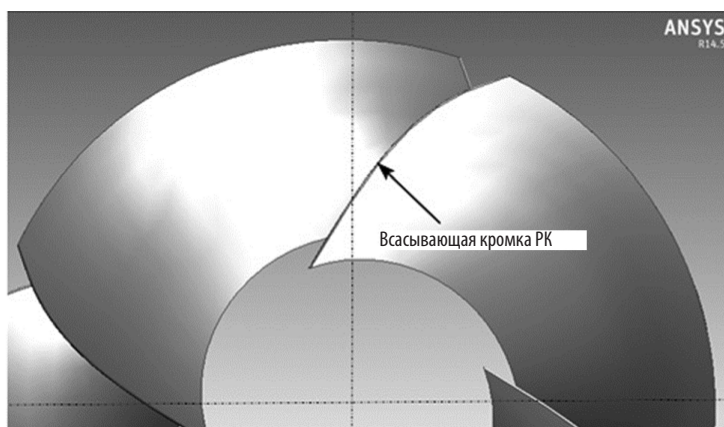


Рис. 6. Профилирование входной кромки ПК

Fig. 6. Profiling of an entrance edge of the driving wheel

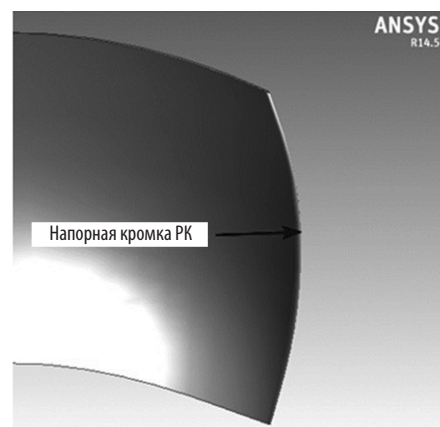


Рис. 7. Профилирование выходной кромки ПК

Fig. 7. Profiling of an output edge of the driving wheel

Таблица 2
Откорректированные углы охвата лопасти для расчетных сечений

Table 2

Comer of scope for calculation section		
Номер сечения	Расстояние от оси вращения РК, мм	Угол охвата лопасти, град
1	149 (втулка)	126,6
2	185	111,9
3	217	105,5
4	245	96,8
5	270 (периферия)	85,4

Основные параметры ЛС рабочего колеса, спроектированной в программе Blade Modeler, следующие:

Втулочное отношение, \bar{d} 0,55
Количество лопастей, $z_{\text{рк}}$ 4
Диаметр РК, D (мм).....270
Коэффициент подачи, K_Q 0,347
Коэффициент напора, K_H 0,138

При проектировании выправляющего аппарата использовались традиционные методы [10]. Однако вследствие того, что скелетные линии РК и ВА «одеваются» толщиной (образуется стеснение потока), а также в силу сложного характера обтекания профилей поточные углы не совпадают с теоретическими, полученными из треугольников скоростей. Это требует проведения корректировки входных углов аппарата. Такую корректировку можно сделать вручную, методом последовательных приближений, проводя вариативные изменения геометрических углов на некоторую небольшую величину и проверочные расчеты. Однако современные программные комплексы позволяют проводить комплексную

оптимизацию проточной части лопастного насоса с использованием различных методов оптимизации [11]. В программе Ansys Workbench подбор наилучшей геометрии осуществляется с помощью встроенного инструмента оптимизации DesignXplorer. При проектировании выправляющего аппарата варианта были использованы два оптимизационных метода — Response Surface Optimization (RSO — поверхности отклика) и Adaptive Single-Objective (комбинированный RSO и градиентный метод). В качестве варьируемых параметров задавались входные углы $\alpha_{\text{лва}}$ в пяти расчетных сечениях. Программа оптимизации создавала базу данных эксперимента (Design of Experiments) — таблицу с разными сочетаниями входных параметров. Входные параметры изменялись по закону в соответствии с оптимизационным алгоритмом (рис. 8) в ограниченном диапазоне значений (например, во втулочном сечении $\alpha_{\text{лва}} = 23,5\text{--}35,6^\circ$).

Таблица эксперимента содержала 28 сочетаний углов для метода RSO и 141 вариант для метода Adaptive Single-Objective. Алгоритм нахождения оптимальной геометрии лопатки ВА

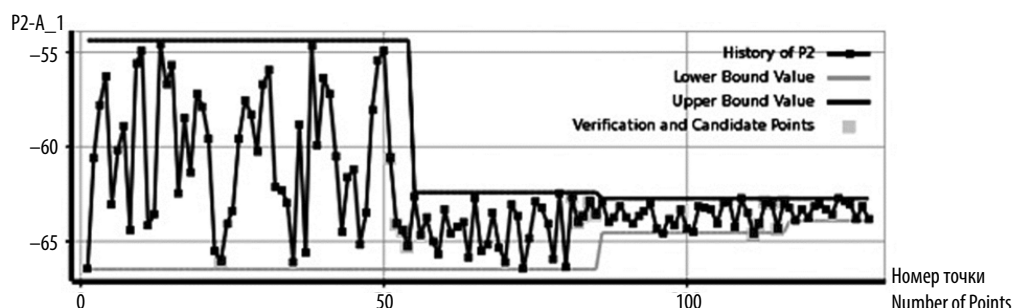


Рис. 8. График изменения входного угла во втулочном сечении

Fig. 8. Chart of change of an entrance angle in hub surface

следующий. На каждом шаге итерации программа выбирала из таблицы эксперимента определенный набор значений углов α_{lba} (по размаху лопатки). Далее строилась параметрическая модель лопатки, генерировалась расчетная сетка, задавались граничные условия и проводился численный расчет, по результатам которого определялись выходные параметры (целевые функции) — КПД РК и гидравлические потери в ВА. На рис. 9 представлен результат работы инструмента оптимизации DesignXplorer. Здесь каждая графическая линия представляет собой зависимость выходных критериев от сочетания входных параметров. При вводе данных и анализе результатов следует учитывать, что в программе Blade Modeler отсчет лопастных углов, в отличие от общепринятого, производится от вертикальной оси.

В ходе решения задачи оптимизации формируется поверхность отклика Response Surface — зависимость выходных параметров от входных.

Задав критерии оптимизации, можно найти такой набор входных параметров, который соответствует оптимальному значению целевой функции. На рис. 9 видно, что существует такое сочетание геометрических углов, при котором КПД рабочего колеса достигает величины 96,9 %. Однако целью проектирования новой проточной части являлось обеспечение незападающей формы напорной характеристики на недогрузочных режимах, поэтому в качестве основного критерия оптимизации были заданы минимальные потери в выправляющем аппарате. Использование оптимизационных методов позволило снизить величину потерь в ВА на номинальном режиме с $\Delta h_{ba} = 0,4$ м до $\Delta h_{ba} = 0,15$ м (критерий P7 на рис. 9). Исследования показали, что если спроектировать геометрию лопаток ВА с условием минимальных потерь на нерасчетных режимах, то можно улучшить форму напорной характеристики насоса. Это связано с тем, что на малых подачах потери в ВА растут быстрее, чем прирост

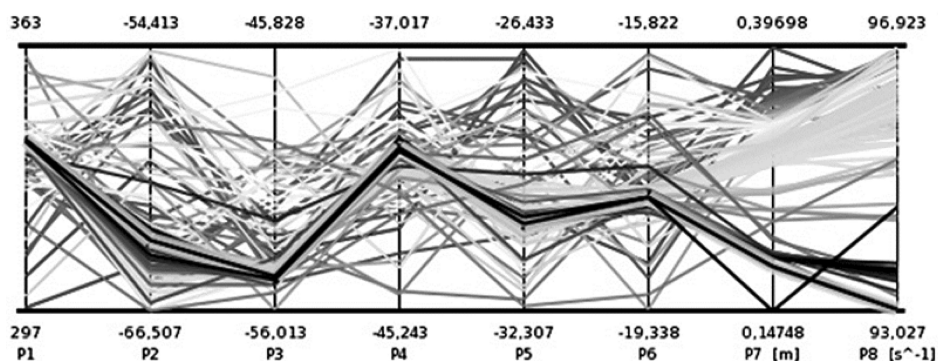


Рис. 9. Результаты расчетов в программе оптимизации

Fig. 9. Results of calculations are in the program of optimization

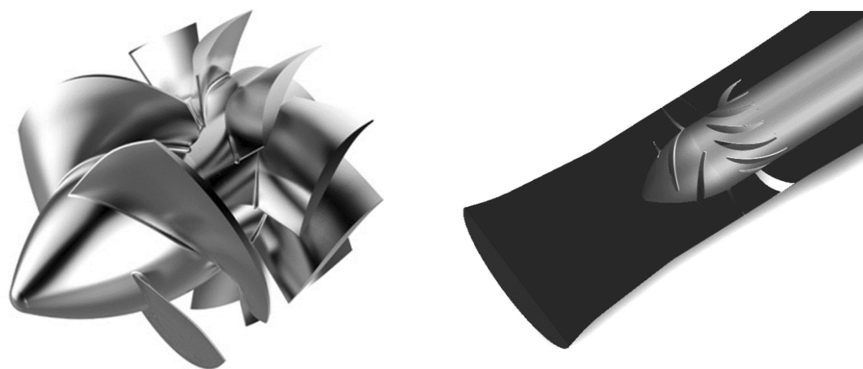


Рис. 10. Твёрдотельная модель ЛС и ПЧ

Fig. 10. Solid models of the blades system and flowing part



напора рабочего колеса. Однако такой подход приводит к ухудшению условий обтекания лопаток аппарата и снижению гидравлического КПД насоса на номинальном режиме его работы.

На рис. 10 представлены твердотельные модели лопастной системы и проточной части варианта лопастной системы, созданные по результатам проектирования в среде Ansys Workbench.

В специализированном сеточном генераторе ANSYS TurboGrid были сгенерированы гексаэдральные блочно-структурированные сетки рабочего колеса (рис. 11) и выправляющего аппарата.

Расчетная область представляла собой модель с условием периодичности. В домене рабочего колеса моделировался радиальный зазор $\delta = 0,5$ мм. Общее количество элементов расчетной сетки составило около 1 млн ячеек. При расчете использовалась стандартная k - ϵ модель турбулентности. На входе в расчетную область задавалось полное давление равное 1 атм., на выходе — массовый расход, соответствующий режиму работы насоса. По результатам расчета модели ее интегральные параметры пересчитывались на натурные условия по известным формулам подобия.

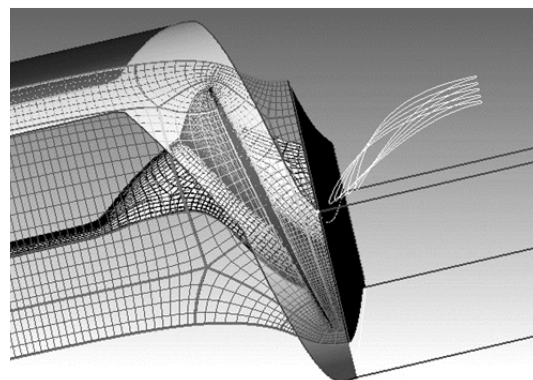


Рис. 11. Блочнo-структурированная сетка РК

Fig. 11. The structured mesh of driving wheel

На рис. 12 представлены энергетические характеристики натурной проточной части для режимов $Q = (0,2-1)Q_H$.

Из анализа графиков на рис. 12 следует, что предложенная методика проектирования позволила создать проточную часть осевого насоса низкой быстроходности $n_3 = 580$ с незападающей формой напорной характеристики во всем диапазоне его работы. КПД насоса (без учета механических потерь в уплотнениях и подшипниках) на номинальном режиме работы составил 85 %.

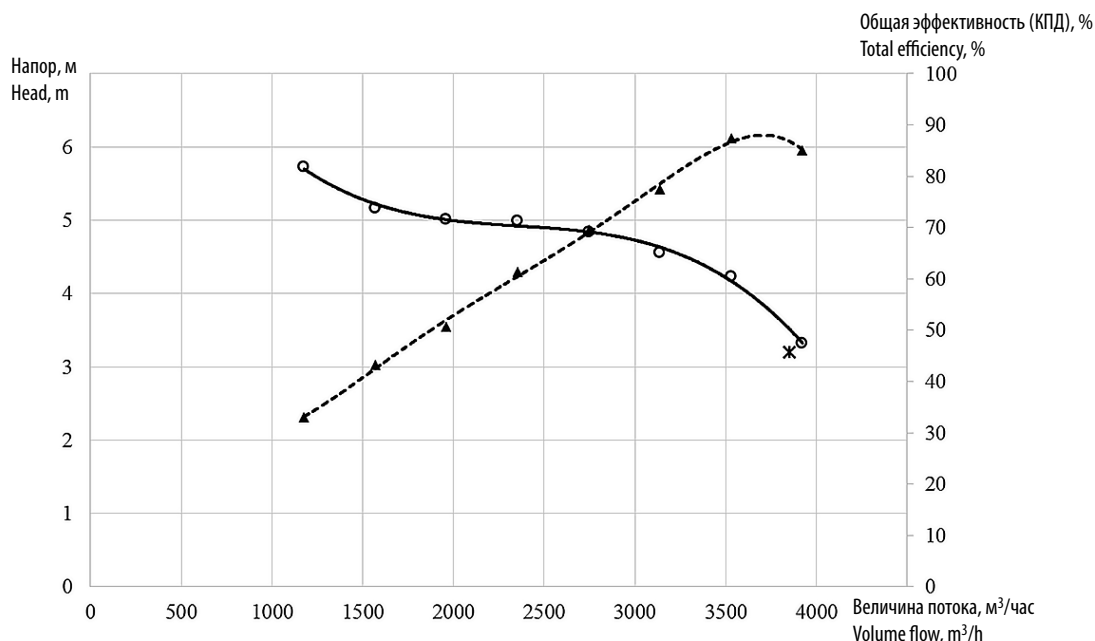


Рис. 12. Энергетические характеристики лопастной системы (○ — напор ступени; ▲ — номинальный режим; * — КПД гидр.)

Fig. 12. Power characteristics of the pump (○ — pressure stages; ▲ — nominal conditions; * — total efficiency)

Заключение

Проведенные численные исследования позволяют сформулировать рекомендации по проектированию проточной части осевого насоса низкой быстроходности с незападающей формой напорной характеристики на недогрузочных режимах. Они включают:

1. Задание переменного закона распределения теоретического напора по размаху лопасти РК. Уменьшение выходных углов и кривизны лопасти в периферийных сечениях. Тем самым «вес» периферийных сечений лопасти в создании приращения энергии потока уменьшается, а влияние средних сечений увеличивается, что позволяет компенсировать недобор напора рабочего колеса на режимах, при которых происходит запирание течения в периферийных сечениях.

2. Обеспечение безударного и плавного обтекания входной кромки лопасти рабочего колеса за счет ее профилирования в меридианной проекции и плоскости перпендикулярной оси вращения. Необходимо удлинять лопасть в сторону натекающего потока у втулочных сечений и укорачивать на периферийных сечениях.

3. Увеличение углов охвата лопасти РК. Это приводит к некоторому возрастанию профильных потерь и снижению гидравлического КПД насоса и может увеличить осевые габаритные размеры лопастной системы, но позволяет добиться улучшения формы напорной характеристики.

4. На форму напорной характеристики ступени влияют потери в выправляющем аппарате.

Исследования показали, что с уменьшением подачи потери в ВА растут быстрее, чем происходит прирост напора рабочего колеса. В традиционной практике проектирования согласование входных углов лопаток ВА с поточными углами на выходе из РК осуществляется на номинальном режиме работы насоса. При этом добиваются снижения доли гидравлических потерь в аппарате до $\Delta\eta_{\text{ва}} \leq 5\%$. За счет уменьшения геометрических углов по сравнению с расчетными на номинальном режиме выправляющий аппарат можно спроектировать таким образом, чтобы улучшить условия обтекания его лопаток на режимах малых подач. То есть улучшение формы напорной характеристики происходит за счет некоторого небольшого снижения гидравлического КПД на номинальном режиме работы насоса.

5. По результатам расчетов течения в проточных частях с втулочными отношениями $\bar{d}_{\text{вт}} = 0,48-0,6$ не было обнаружено заметного влияния втулочного отношения в исследуемом диапазоне на форму напорной характеристики насоса. При выборе втулочного отношения следует руководствоваться рекомендациями, полученными на основе опыта проектирования осевых насосов. Однако исследования показали, что предпочтительно профилировать коническую форму втулки, так как это приводит к снижению диффузорности потока и уменьшению меридианной скорости на входе в рабочее колесо, что положительно сказывается на его антикавитационных качествах.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Малюшенко В.В., Михайлов А.К. Энергетические насосы: справочное пособие. Москва: Энергоиздат. 1981. 200 с.

2. Руднев С.С., Мелашенко В.И. Обратные течения на входе в рабочее колесо и их влияние на форму напорной характеристики центробежных секционных насосов // Труды ВНИИГидромаш. М., 1968. Вып. 37. С. 167–183.

3. Свобода Д.Г., Жарковский А.А. Расчет вязкого течения и прогнозные характеристики осевого насоса низкой быстроходности на условия испытаний на экспериментальном водяном стенде // Известия Самарского научного центра российской академии наук. 2015. Т. 17 № 2(4). С. 900–903.

4. Свобода Д.Г., Жарковский А.А., Пугачев П.В.

Разработка и исследование проточных частей осевых насосов // Энергоэффективность и инновации в насосостроении. Импортозамещение и локализация производства в России: Материалы МНТК ECOPUMP-RUS'2015. М., 2015. С. 50–53.

5. Бураков Г.В. Исследование и разработка методики проектирования рабочих колес осевых насосов с улучшенной формой характеристик: Автореферат дис. ... канд. тех. наук: 05.04.03 / Бураков Геннадий Васильевич. Ленинград, 1980. 16 с.

6. Кхин М.Э. Исследование и разработка осевого насоса с регулируемым направляющим аппаратом на входе рабочего колеса: Автореферат дис. ... канд. тех. наук: 05.04.13 / Кхин Маунг Эй. Москва, 2006. 16 с.



7. **Матвієнко О.А.** Малогабаритний осьовий ступиць свердловинного насоса з підвищеною енергетичною ефективністю: Автореферат дис. ... канд. тех. наук: 05.05.17 / Матвієнко Ольга Анатоліївна. Суми, 2013. 20 с.

8. **Михайлов А.К., Малюшенко В.В.** Лопастные насосы. Теория, расчет, конструирование. М.: Машиностроение, 1977. 288 с.

9. **Московко Ю.Г.** Методика проектирования и разработка энергоэффективных осевых вентилято-

ров с профилями лопаток специальной формы: автореферат дис. ... канд. тех. наук: 05.04.06 / Московко Юрий Георгиевич. Санкт-Петербург, 2011. 16 с.

10. **Ломакин А.А.** Центробежные и осевые насосы. М.: Машиностроение, 1966. 364 с.

11. **Чабурко П.С., Ломакин В.О., Кулешова М.С.** [и др.] Комплексная оптимизация проточной части герметичного насоса методом ЛП-тау поиска // Насосы. Турбины. Системы. 2016. № 1(18). С. 55–61.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

СВОБОДА Дмитрий Геннадьевич — старший преподаватель Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: svoboda.dmitry@gmail.com

ЖАРКОВСКИЙ Александр Аркадьевич — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: azharkovsky@pef.spbstu.ru

ИВАНОВ Евгений Александрович — инженер Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: 20evgeniy08@mail.ru

REFERENCES

1. **Malyushenko V.V., Mikhaylov A.K.** Energeticheskiye nasosy: spravochnoye posobiye. Moskva: Energoizdat, 1981. 200 s. (rus.)

2. **Rudnev S.S., Melashchenko V.I.** Obratnyye techeniya na vkhode v rabocheye koleso i ikh vliyaniye na formu napornoy kharakteristiki tsentrobezhnykh seksionnykh nasosov. *Trudy VNIIGidromash*. M., 1968. Vyp. 37. S. 167–183. (rus.)

3. **Svoboda D.G., Zharkovskiy A.A.** Raschet vyzkogo techeniya i prognoznnyye kharakteristiki oseвого насоса nizkoy bystrokhodnosti na usloviya ispytaniy na eksperimentalnom vodyanom stende. *Izvestiya Samarskogo nauchnogo tsentra rossyskoy akademii nauk*. 2015. T. 17 № 2(4). S. 900–903. (rus.)

4. **Svoboda D.G., Zharkovskiy A.A., Pugachev P.V.** Razrabotka i issledovaniye protochnykh chastey osevykh nasosov. *Energoeffektivnost i innovatsii v nasostroyenii. Importozameshcheniye i lokalizatsiya proizvodstva v Rossii: Materialy MNTK ECOPUMP-RUS'2015*. M. 2015. S. 50–53. (rus.)

5. **Burakov G.V.** Issledovaniye i razrabotka metodiki proyektirovaniya rabochikh koles osevykh nasosov s uluchshennoy formoy kharakteristik: Avtoreferat dis. ... kand.

tekh. nauk: 05.04.03 / Burakov Gennadiy Vasilyevich. Leningrad, 1980. 16 s. (rus.)

6. **Kkhin M.E.** Issledovaniye i razrabotka oseвого насоса s reguliruyemym napravlyayushchim apparatom na vkhode rabocheго kolesa: Avtoreferat dis. ... kand. tekhn. nauk: 05.04.13 / Kkhin Maung Ey. Moskva, 2006. 16 s. (rus.)

7. **Matvienko O.A.** Malogabaritniy osoviy stupin sverlovinnogo насоса z pidvishchenoyu yenergetichnoyu yefektivnistyu: Avtoreferat dis. ... kand. tekhn. nauk: 05.05.17 / Matvienko Olga Anatoliivna. Sumi, 2013. 20 s. (ukr.)

8. **Mikhaylov A.K., Malyushenko V.V.** Lopastnyye nasosy. Teoriya, raschet, konstruirovaniye. M.: Mashinostroyeniye, 1977. 288 s. (rus.)

9. **Moskovko Yu.G.** Metodika proyektirovaniya i razrabotka energoefektivnykh osevykh ventilyatorov s profilyami lopatok spetsialnoy formy: Avtoreferat dis. ... kand. tekhn. nauk: 05.04.06 / Moskovko Yuriy Georgiyevich. Sankt-Peterburg, 2011. 16 s.

10. **Lomakin A.A.** Tsentrobezhnyye i osevyye nasosy. M.: Mashinostroyeniye, 1966. 364 s. (rus.)

11. **Chaburko P.S., Lomakin V.O., Kuleshova M.S.** [i dr.]. Kompleksnaya optimizatsiya protochnoy chasti germetichnogo насоса metodom LP-tau poiska. *Nasosy. Turbiny. Sistemy*. 2016. № 1(18). S. 55–61.

AUTHORS

СВОБОДА Dmitrii G. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: svoboda.dmitry@gmail.com

ZHARKOVSKY Aleksandr A. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. E-mail: azharkovsky@pef.spbstu.ru

IVANOV Evgenii A. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: 20evgeniy08@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 09.09.2016.



DOI: 10.18721/JEST.230205

УДК 621.3.048.1

*А.С. Резник, Н.М. Журавлева,
Д.В. Кизеветтер, Д.О. Ташланов*

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

ВЛИЯНИЕ СТЕПЕНИ ПОЛИМЕРИЗАЦИИ МАКРОМОЛЕКУЛЫ ЦЕЛЛЮЛОЗЫ НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ БУМАЖНО-ПРОПИТАННОЙ ИЗОЛЯЦИИ

В работе изучалось влияние исходной средней степени полимеризации ($СП_0$) макромолекул целлюлозы на электрофизические характеристики электроизоляционной бумаги (ЭИБ) промышленного производства. Проводилась сравнительная оценка кратковременной электрической прочности, а также — изменения СП и механической прочности на разрыв ЭИБ с различной $СП_0$ в процессе ускоренного теплового старения. Подтверждена необоснованность принятых показателей предела работоспособности бумаги. Анализ экспериментальных результатов проводился на базе микрофотографий (полученных при помощи SEM), наглядно иллюстрирующих структурные изменения целлюлозной основы ЭИБ. Результаты работы корректируют представления о пределе физического существования целлюлозных волокон и взаимосвязи ресурса ЭИБ с $СП_0$. На основе полученных сведений сформулированы предположения о причинах расхождения экспериментальных и расчетных значений СП и механической прочности бумаги, а также о факторах, лежащих в основе несоответствия времени достижения материалом предельного состояния при использовании критериальных характеристик: $СП_{кр} = 200$ ед. и $P_p = 50\%$ (снижение исходной механической прочности на 50 %). Обоснована необходимость корректировки представлений о ресурсе целлюлозных диэлектриков и бумажно-пропитанной изоляции. СТЕПЕНЬ ПОЛИМЕРИЗАЦИИ ЦЕЛЛЮЛОЗЫ; ЭЛЕКТРОИЗОЛЯЦИОННАЯ БУМАГА; РАБОТОСПОСОБНОСТЬ СИЛОВОГО ТРАНСФОРМАТОРА; БУМАЖНО-ПРОПИТАННАЯ ИЗОЛЯЦИЯ.

Ссылка при цитировании:

А.С. Резник, Н.М. Журавлева, Д.В. Кизеветтер, Д.О. Ташланов. Влияние степени полимеризации макромолекулы целлюлозы на работоспособность бумажно-пропитанной изоляции // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 53–61. DOI: 10.18721/JEST.230205

*A.S. Reznik, N.M. Zhuravleva,
D.V. Kiesewetter, D.O. Tashlanov*

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

INFLUENCE OF THE DEGREE OF POLYMERIZATION OF CELLULOSE MACROMOLECULES ON THE OPERABILITY OF PAPER-IMPREGNATED INSULATION OF POWER TRANSFORMERS

The effect of the initial average degree of polymerization (DP_0) of cellulose macromolecules on the electrical properties of industrially produced electrical insulating paper (EIP) was studied. A comparative assessment was conducted on the short-term electric strength, as well as on the changes in the degree of polymerization and the mechanical tensile strength of the EIP with different DP_0 in the process of accelerated thermal aging. It has been confirmed that the currently accepted paper operability limits are unreasonable. The analysis of the experimental results was carried out relying on the micrographs (obtained with SEM), which clearly illustrates structural changes in the EIP cellulose base. The results of the study correct the notion of the limit of the physical existence of cellulose fibers and the relationship between the EIP resource and DP_0 . On the basis of the information obtained, the assumptions about the reasons

for the discrepancy between the experimental and calculated values of the DP and the mechanical strength of the paper are formulated, as well as the factors causing the discrepancy between the time when the material reaches a limit state using criterial characteristics: $DP_{cr} = 200$ units and Pd 50 % (the reduction of the initial mechanical strength by 50 %). A reasoned conclusion is given on the need to adjust the views on the resource of cellulosic dielectrics and paper-impregnated insulation.

DEGREE OF POLYMERIZATION OF CELLULOSE; ELECTRICAL INSULATING PAPER; OPERABILITY OF POWER TRANSFORMER; PAPER-IMPREGNATED INSULATION.

Citation:

A.S. Reznik, N.M. Zhuravleva, D.V. Kiesewetter, D.O. Tashlanov, Influence of the degree of polymerization of cellulose macromolecules on the operability of paper-impregnated insulation of power transformers, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 53–61, DOI: 10.18721/JEST.230205

Введение

Надежная работа высоковольтной техники, в частности силовых трансформаторов (СТ), — одно из основных условий бесперебойного функционирования энергосистем (ЭС) и качественного электроснабжения потребителей широкого спектра ответственности. Причем именно СТ в определенной степени можно отнести к весьма проблемным элементам ЭС с той точки зрения, что их отказ зачастую чреват техногенными инцидентами и серьезными финансовыми потерями [1]. Однако достоверный прогноз работоспособности и ресурса силовых трансформаторов до сих пор не возможен. Действительно, согласно статистическим данным [1, 2] основная доля их отказов вызвана старением базовой бумажно-пропитанной изоляции (БПИ). Ее состояние усугубляется не только нарастающими деструктивными явлениями под действием эксплуатационных факторов, но и динамическими нагрузками на целлюлозный материал при работе в режимах короткого замыкания [3]. Предсказать возникновение подобных ситуаций практически не возможно. Причем, хотя слабым компонентом БПИ является масло, за ресурс изоляции в большей степени отвечает электроизоляционная бумага (ЭИБ), так как масло можно заменить. В указанных условиях пристального внимания требует проблема совершенствования методов диагностики изоляции в процессе эксплуатации [4–6]. Однако до настоящего времени задача своевременного отключения СТ не решена по ряду причин, в числе которых — сложность мониторинга состояния целлюлозной бумаги (особенно с учетом возможности локального перегрева). Поэтому вполне очевидна необходимость

развития исследований, направленных на повышение природной сорбционной активности способствующей замедлению деструктивных явлений в изоляции [7, 8], и нагревостойкости целлюлозного компонента. Они должны базироваться на углубленном изучении механизма старения ЭИБ [9]. Но на сегодняшний день нет единого и обоснованного взгляда на химические и структурные особенности, предопределяющие возможность повышения работоспособности ЭИБ при длительной эксплуатации. Более того, признанные оптимальными характеристики электроизоляционной целлюлозы (в частности, значение исходной степени полимеризации (СП) ее макромолекул — $СП_0 = 1200$ ед.), а также недостаточно обоснованные критерии предела физического существования ЭИБ (критическое $СП_{кр} = 200$ ед. и снижение исходной механической прочности на 50 %) вызывают сомнения (что подтверждено наблюдениями практиков [10, 11]) и нуждаются в дополнительном исследовании.

Цель работы — изучение влияния средней степени полимеризации макромолекул целлюлозы на работоспособность и механическую прочность ЭИБ при длительном воздействии теплового поля.

Подобного рода исследования — актуальная и практически полезная задача вследствие устаревших представлений об одной из важнейших характеристик целлюлозной бумаги — длительной нагревостойкости, во многом определяющей ресурс БПИ силовых трансформаторов.

Объект исследования. Изучались промышленные образцы трехслойной электроизоляционной бумаги марки толщиной 140 мкм, изготовленной из сульфатной небеленой целлюлозы

сосны с различной исходной средней степенью полимеризации макромолекул целлюлозы.

Методика измерений

Определение средней степени полимеризации макромолекул целлюлозы (СП, ед.). Для определения СП вискозиметрическим методом применялся вискозиметр Убеллоде марки ВПЖ-3. Проводилось по три повторных измерения на точку.

Определение кратковременной электрической прочности ($E_{пр}$, кВ/мм) ЭИБ. Для оценки $E_{пр}$ (50 значений на точку) использовалась высоковольтная пробивная установка со скоростью подъема напряжения 3 кВ/с. Применялась электродная система: «шар» (диаметром 6 мм) — «плоскость» (диаметром 25 мм).

Определение механической прочности на разрыв (P_p , Н). Механическая прочность на разрыв образцов ЭИБ определялась с использованием: испытательного стенда (разрывная машина) серии ES, модель ESM301/ESM301L компании МАРК-10, рассчитанного на приложение силы при растяжении образца до 1,5 кН; разрывной машины Schorper.

Испытывались фрагменты (полосы) бумаги размером 60×15 мм по 10 образцов на точку.

Оценка нагревостойкости электроизоляционной бумаги. Анализировались зависимости P_p и СП от времени ускоренного термостарения при температуре 140 °С и свободном доступе воздуха; сопоставлялось время, за которое значения указанных характеристик исследуемых видов ЭИБ достигали принятых критических значений.

Микроскопический анализ состояния целлюлозных волокон и бумажного полотна. Микрофотографии отдельных целлюлозных волокон и полотна электроизоляционной бумаги (в среднем по 20 микрофотографий на точку) получали при помощи микроскопа «Analyt» и камеры «Celestron» (Digital microscope image), сопряженной с персональным компьютером. Также был использован сканирующий электронный микроскоп (SEM) SUPRA-55VP-25–78 (Zeiss).

Полученные результаты

Предварительно, с целью выбора объекта исследования, проводилась оценка (вискозиметрическим методом) исходной степени полиме-

ризации СП₀ макромолекул целлюлозы промышленных образцов ЭИБ, отобранных из различных рулонов материала. Она выявила отклонение значений характеристики от «оптимального» (1200 ед.) и их существенную вариацию (от 1890 ед. до 628 ед.), что совпадает с литературными сведениями. В частности, в публикации [10] приводятся данные по вариации значений исходной степени полимеризации макромолекул целлюлозы ЭИБ, использованной в силовых трансформаторах. Диапазон изменения СП₀, по данным авторов, составлял от 750 ед. до 1970 ед. В результате для проведения исследований мы выбрали образцы № 1 с СП₀₁ = 618 ед. (минимальная среди имеющихся вариантов) и № 2 с СП₀₂ = 1208 ед., который был принят за прототип, так как значение его исходной степени полимеризации близко к «оптимальному» (1200 ед.).

Первоначально была проведена оценка кратковременной электрической прочности исследуемых образцов ЭИБ в исходном состоянии (рис. 1), которая показала, что пониженная СП₀ макромолекул ЭИЦ не оказывает отрицательного влияния на данную характеристику

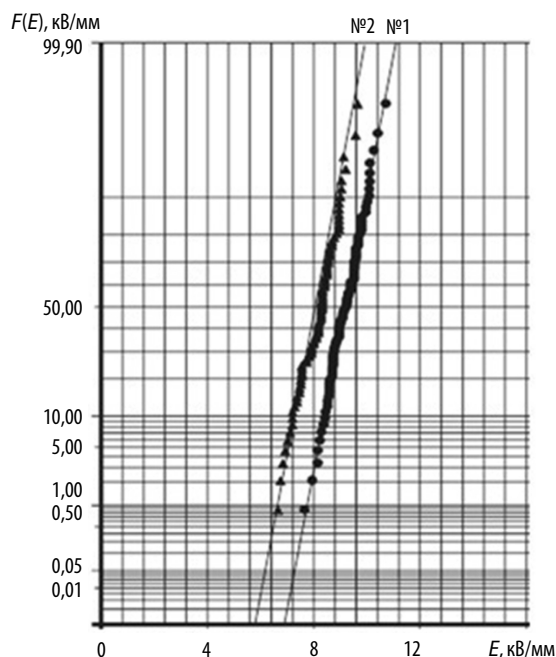


Рис. 1. Функции F нормального распределения $E_{пр}$ образцов ЭИБ: № 1 (СП₀₁ = 618 ед.) и № 2 (СП₀₂ = 1208 ед.)

Fig. 1. The function of the normal distribution of E_b of the samples of EIP № 1 (DP₀ = 618) and № 2 (DP₀ = 1208)

бумаги, а именно: значения $E_{\text{пр ср}}$ ЭИБ № 1 ($\text{СП}_{01} = 618$ ед.) и № 2 ($\text{СП}_{02} = 1208$ ед.) составили соответственно $(8,9 \pm 0,3)$ и $(8,3 \pm 0,4)$ кВ/мм.

Далее была проведена проверка возможного влияния скорости приложения нагрузки — v , мм/мин, и длины разрывного промежутка образца h , мм, (которая варьировалась от 0 до 120 мм) на значение механической прочности на разрыв P_p , Н. Она не выявила четкой взаимосвязи указанных параметров. Поэтому при дальнейших исследованиях были приняты следующие значения указанных характеристик: $v = 7$ мм/мин; $h = 10$ мм. В этом случае средние значения P_p образцов ЭИБ в исходном состоянии составили: для № 1 — 258 Н; для № 2 — 152 Н, то есть бумага с пониженным значением СП_0 отличалась повышенной (в среднем в 1,7 раза) механической прочностью.

С целью сравнительной оценки нагревостойкости исследуемых вариантов ЭИБ было проведено ускоренное термостарение фрагментов (полос) материала (№ 1 и № 2) при температуре 140 °С, в ходе которого отбирались пробы для определения P_p и СП. Как отмечалось, при оценке нагревостойкости ЭИБ за критериальный параметр по СП, то есть за критическое значение

характеристики, соответствующее пределу физического существования бумаги, принято $\text{СП}_{\text{кр}} = 200$ ед. Поэтому термостарение проводилось до тех пор, пока данная характеристика хотя бы одной из бумаг не достигнет указанного уровня. На рис. 2 приведены зависимости СП от времени термостарения τ для обоих вариантов ЭИБ. Видно, что через 300 часов термовоздействия на ЭИБ № 2 СП составила 199 ед., т. е. достигла критического значения (и снизилась за это время в 4 раза от исходного значения), тогда как к указанному моменту старения значение ЭИБ № 1 СП составило 376 ед. (то есть снизилось в 1,4 раза). Таким образом, в результате данного исследования было выявлено, что снижение средней степени полимеризации макромолекул целлюлозы (а следовательно, и разрушение бумаги в ходе термостарения) замедлено для ЭИБ с пониженной СП_0 . Возможность подобного эффекта отмечается в публикации [10]. Однако авторы указанной работы предполагают, что приведенный факт случаен, и объясняют его технологическими особенностями получения ЭИЦ. Для развития представлений о причинах явления нами была проведена оценка нагревостойкости образцов ЭИБ на основе определения P_p .

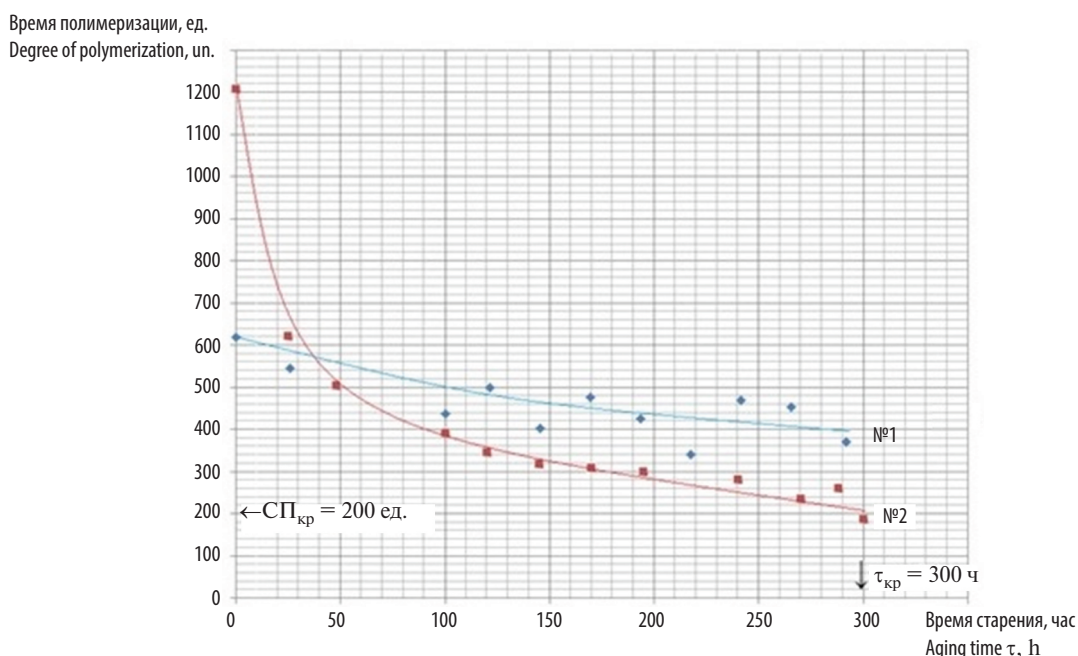


Рис. 2. Зависимости СП от времени термостарения образцов ЭИБ

Fig. 2. Dependence of the degree of polymerization on the aging time of EIP samples

Механическая прочность на разрыв исследуемых образцов ЭИБ определялась в процессе ускоренного термостарения при температуре 140 °С и свободном доступе воздуха. Получены следующие значения $P_{p\text{ ср}}$ в процессе термостарения:

ЭИБ № 1 ($СП_0 = 618$ ед.)

τ, час	$P_{p\text{ ср}}, \text{ Н}$
0	257,7
26	253,8
48	225,4
100	184,2
121,5	169,5
169,5	175,4
193,5	173,5
217,5	186,6
241,5	159,7
265,5	160,7
292,5	151,9
310	137,2
319	136,0
355	152,3
377	131,3
$\tau_{50\%} = 403,5$	131,7
432,5	97,0
474,5	103,9

ЭИБ № 2 ($СП_0 = 1208$ ед.)

τ, час	$P_{p\text{ ср}}, \text{ Н}$
0	152
25	126
48	119
100	116
120	97
170	86
195	80
$\tau_{50\%} = 215$	73
240	63
300	58

При анализе полученных результатов сопоставлялось время снижения исходной механической прочности бумаги в два раза — $\tau_{50\%}$, поскольку, как отмечалось, уменьшение разрушающего разрывного усилия вдвое считается критическим показателем существования ЭИБ.

Было установлено, что $\tau_{50\%}$ для образца № 2 составляет 215 часов, что в среднем в 1,8 раза меньше, чем для образца № 1 с пониженной $СП_0$ ($\tau_{50\%} \approx 403$ ч). Это, на наш взгляд, подтверждает повышенную устойчивость к длительному термовоздействию бумаги с пониженной $СП_0$ (по сравнению с «оптимальным» значением

характеристики в 1200 ед.). Кроме того, представленные результаты продемонстрировали несоответствие момента достижения параметрами СП (300 ч) и P_p (215 ч) критических значений, то есть взаимосвязь критериальных характеристик по $СП_{200}$ и $P_{p\ 50\%}$ — не однозначна.

Анализ результатов

С целью выявления гипотетических причин расхождений, имевших место в случае образца № 2 (достигшего «предела физического существования» по параметрам $СП_{200}$ и $P_{p\ 50\%}$ за разные промежутки времени), был проведен расчет P_p исходя из экспериментальных значений СП. Он выполнен на базе представлений, изложенных в работе [10], с использованием выражения

$$P = P_0 \exp \left[-l \left(\frac{1}{СП} - \frac{1}{СП_0} \right) \right], \quad (1)$$

где $l = 380$ [12] — число звеньев в сегменте сетчатой модели целлюлозной бумаги. Выявилось существенное расхождение экспериментальных и расчетных значений механической прочности на разрыв. На момент, когда $СП_{\text{эксп}}$ для ЭИБ № 2 достигла критического значения в 200 ед., расхождение ($P_{p\text{ эксп}} = 58$ Н и $P_{p\text{ расч}} = 31$ Н) составило 87 %. Причем, указанное экспериментальное значение характеристики оказалось на 20 % ниже критического (73 Н) по параметру $P_{p\ 50\%}$ для данной бумаги. Следует отметить, что расхождение расчетных и экспериментальных значений для начальных моментов старения существенно ниже; на это указывалось и в работе [12].

Для уточнения причин полученных результатов нами был проведен анализ структурных изменений фрагментов ЭИБ № 1 после 474,5 часов термостарения (то есть на момент окончания испытаний) на основе микрофотографий, выполненных при помощи SEM, две из которых в качестве примера представлены на рис. 3. Исходная механическая прочность бумаги к этому времени снизилась на 60 %, то есть материал достиг «предела физического состояния» по параметру $P_{p\ 50\%}$. На наш взгляд, приведенные кадры позволяют утверждать, что механическое воздействие приводит к разрушению ЭИБ с образованием внутренних трещин, развитие которых нельзя объяснить только снижением СП

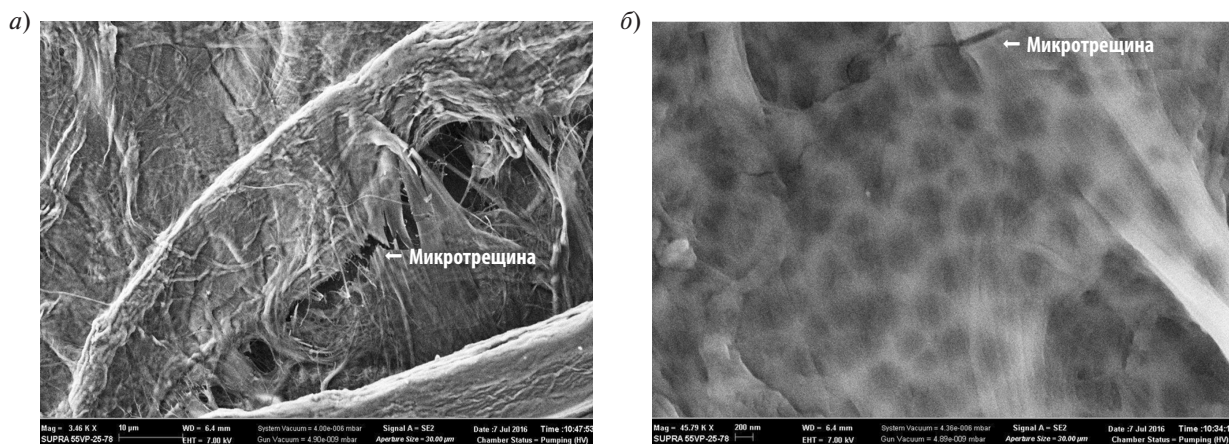


Рис. 3. Микрофотографии фрагмента ЭИБ № 1 после 474,5 ч термостарения, полученные на SUPRA-55VP-25-78 (Zeiss) с увеличением: *a* — $\times 3,46$ К; *б* — $\times 45,79$ К

Fig. 3. Microphotographs of the EIP fragment No. 1 after 474.5 hours of thermal aging, obtained with SUPRA-55VP-25-78 (Zeiss): *a* — $\times 3,46$ K; *б* — $\times 45,79$ K

макромолекул целлюлозы. Действительно, на результат определения P_p несомненно влияет кристалло-аморфное фазовое состояние целлюлозных волокон (наличие участков, прочность которых определяется «проходными» цепями). Влияет и так называемая «облачность» ЭИБ, то есть распределение зон различной плотности по

полотну бумаги, а соответственно, и по площади фрагментов (полос) материала, которые испытываются на разрыв. На рис. 4 приведены микрофотографии области разрыва двух полос (1 и 2) ЭИБ № 1 после 355 часов термостарения, которые были отобраны на основе их (визуально) повышенной (1) и пониженной (2) «облачности».

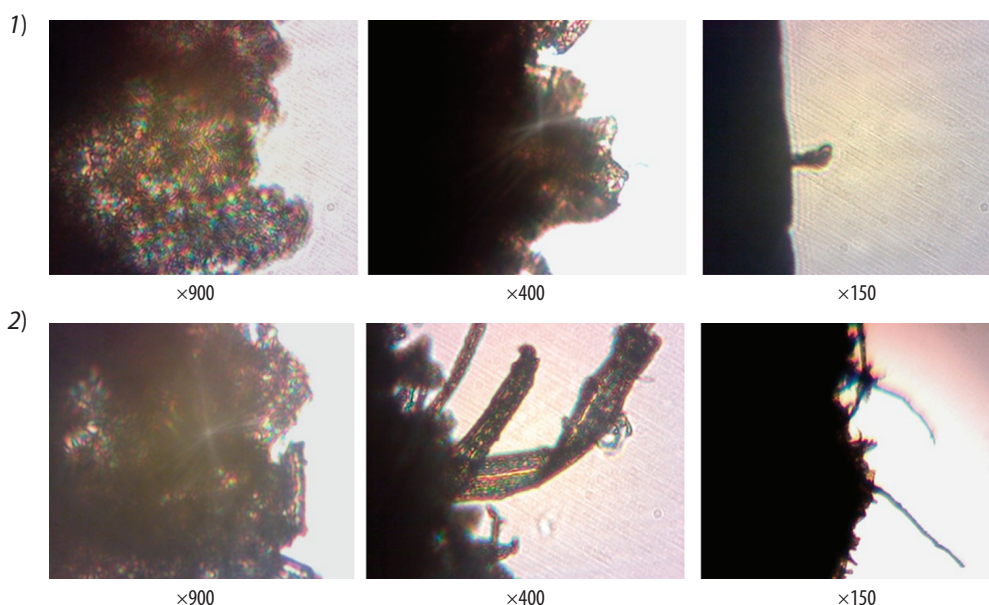


Рис. 4. Микрофотографии области разрушения двух полос (1 и 2) ЭИБ № 1 после 355 ч термостарения, полученные с помощью микроскопа «Analyt» и камеры «Celestron» (Digital microscope image)

Fig. 4. Microphotographs of the destruction's area of two bands (1, 2) of EIP № 1. obtained with microscope «Analyt» and microscope digital camera «Celestron»

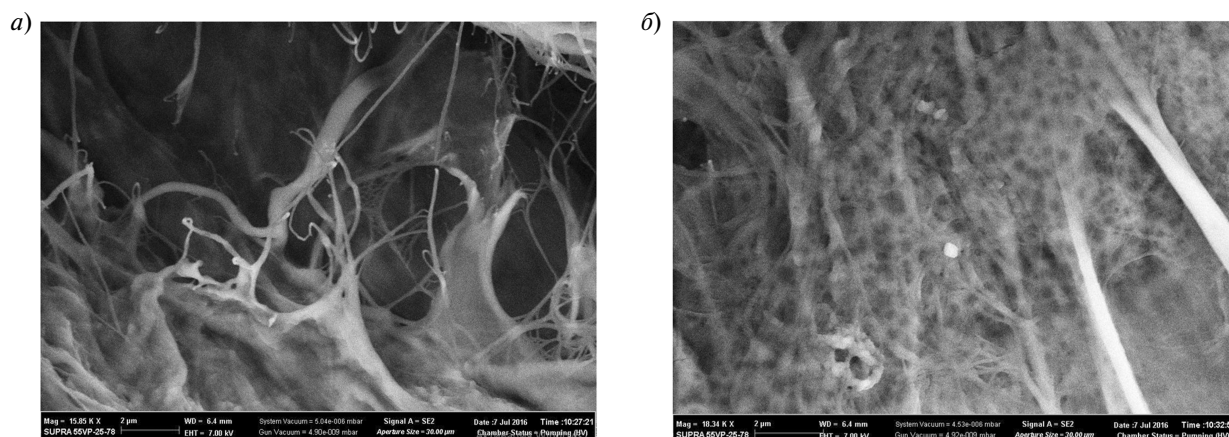


Рис. 5. Микрофотографии соседних участков одного и того же фрагмента ЭИБ после 474 часов термо-старения, полученные на SUPRA-55VP-25–78 (Zeiss) с увеличением: *а* — $\times 15,85$ К; *б* — $\times 18,34$ К

Fig. 5. Microphotographs of the adjacent areas of EIP fragment after 474 hours of thermal aging, obtained with SUPRA-55VP-25–78 (Zeiss): *a* — $\times 15,85$ K; *b* — $\times 18,34$ K

Значения P_p данных фрагментов ЭИБ — соответственно 122 и 196 Н. По-видимому, в первом случае деструкция развивается более интенсивно вследствие наличия ослабленных структурных зон, которые могут в ряде случаев распространяться поперек всей полосы ЭИБ и, несомненно, сказываются на результате испытаний. Более того, соседние области одной и той же полосы бумаги (визуально не имеющей значительной «облачности») закономерно имеют существенные морфологические особенности, что подтверждают микрофотографии, представленные на рис. 5.

Приведенные факты, на наш взгляд, подтверждают отсутствие прямой корреляции механической прочности бумаги с СП макромолекул целлюлозы, а также недостаточную обоснованность использования принятых критериальных характеристик предела физического состояния целлюлозного материала для оценки работоспособности ЭИБ. Однако именно $СП_{кр} = 200$ ед. принято в качестве критического значения СП в следующем выражении, определяющем ресурс БПИ (СИГРЭ [11]):

$$\text{Ресурс БПИ} = \frac{(1/200 - 1 / СП_0) \exp[13350 / (v + 273)]}{8760 A}, \quad (2)$$

где 200 — это $СП_{кр}$; $СП_0$ — исходная степень полимеризации макромолекул целлюлозы; v —

температура наиболее нагретой точки изоляции; A — показатель скорости старения, зависящий от влагосодержания, наличия кислот и кислорода; 13350 и 8760 — коэффициенты, полученные по итогам статистической обработки многолетних наблюдений старения изоляции.

Согласно [14] критическим значением по МЭК считается СП = 300 ед.

В то же время практики констатируют возможность эксплуатации силовых трансформаторов еще в течение нескольких лет после достижения СП значения в 200 ед. [6, 10, 11]. Необходимо отметить известный факт: при низких значениях СП целлюлоза не вступает в ряд химических реакций [15, 16]. Этим, в частности, можно объяснить и повышенную термостабильность ЭИБ с пониженной $СП_0$, продемонстрированную нашими испытаниями.

Заключение

Основным результатом представленной работы можно считать вывод о повышенной работоспособности ЭИБ с низкой исходной степенью полимеризации макромолекул целлюлозы, что представляет практический интерес с точки зрения увеличения ресурса БПИ. Необходимо развить исследования данного направления для оптимизации $СП_0$ ЭИЦ с учетом полученной дополнительной информации.

Представленные сведения подтверждают необоснованность принятых критериев предела физического состояния электроизоляционной

бумаги (ресурс которой во многом определяет работоспособность СТ) и необходимость их в корректировки, а также указывают на необходимость развития работ по структурной моди-

фикации целлюлозной основы ЭИБ с целью обеспечения устойчивости материала к механическим нагрузкам при длительном термовоздействии в процессе эксплуатации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лоханин А.К. Краткие обзоры докладов 43 сессии СИГРЭ // Электроэнергия. Передача и распределение. 2010. № 3. С. 80–87.
2. Анчарова Т.В. Повышение эксплуатационной надежности трансформаторов, отработавших нормативный срок службы // Главный энергетик. 2009. № 1. С. 36–41.
3. Гунн И.Г. [и др.]. Основные неисправности и методы диагностирования силовых трансформаторов в условиях эксплуатации // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2012. № 1. С. 102–105.
4. Dolin A.P., Pershina N.F., Smekalov V.V. Condition assessment and life time extension of // Proceedings of CIGRE Session 39 CIGRE. 2002. 7 p.
5. Zhuravleva N.M. [et al.]. The study of thermal ageing components paper-impregnated insulation of power transformers // Proceedings of conference EIConRusNW 2016. 2016. P. 782–786.
6. Mirzaie M. [et al.]. Insulation condition assessment of power transformers using accelerated ageing test // Turk J Elec Eng & Comp Sci. 2009. Vol. 17. № 1. P. 39–54.
7. Zhuravleva N.M. [et al.]. On the increasing of the sorption capacity and temperature resistance of cellulosic insulation dielectrics // Proceedings of conference ELEKTRO 2016. 2016. P. 649 653.
8. Патент № 2415221 Российской Федерации. Способ получения электроизоляционной бумаги / Н.М. Журавлева, Б.И. Сажин, Е.Г. Смирнова, А.К. Хрипунов, А.А. Ткаченко; патентообладатель — учреждение Академии наук Институт высокомолекулярных соединений РАН. № 2010117529/12; заявл. 30.04.2010; опубл. 27.03.2011. Бюл. № 9.
9. Taghikhani M.A. Power transformer insulation lifetime estimation methods // International Journal of Energy Engineering. 2011. № 1(1). P. 9–11.
10. Львов М.Ю. [и др.]. Старение целлюлозной изоляции обмоток силовых трансформаторов // Электрические станции. 2004. № 10. С.11–15.
11. Трансформаторы с низкой степенью полимеризации бумаги [Электронный ресурс] / Режим доступа: <http://www.silovoytransformator.ru>.
12. Маслякова А.В. Повышение электрофизических характеристик и устойчивости к термостарению целлюлозосодержащего диэлектрика путем его модификации хитозаном: дис. ... канд. техн. наук: 05.09.02/ Маслякова Анна Вячеславовна. СПб., 2005. 204 с.
13. Васин В.П., Долин А.П. Ресурс изоляции силовых маслонаполненных трансформаторов // Электро. 2008. № 3. С. 12–17.
14. Осотов В.Н. Практические аспекты оценки фактического срока службы силовых трансформаторов // Доклад на III Научно-практической конференции «Контроль технического состояния и оборудования объектов энергетики». Москва, ВВЦ. 2016.
15. Duval M., De Pablo A. Significance and detection of very low degree of polymerization of paper in transformers // IEEE Electrical Insulation Magazine. 2017. Vol. 33, Iss. 1, P. 31–38.
16. Cellulose Chemistry and its applications / Eds. Nevell T.P., Zeronian S.H. Halsted (Wiley). New York, 1985. 552 p.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

РЕЗНИК Александр Сергеевич — инженер Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: alexreznik85@gmail.com

ЖУРАВЛЕВА Наталия Михайловна — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: Natalia_Zhurav@mail.ru

КИЗЕВЕТТЕР Дмитрий Владимирович — доктор физико-математических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: dmitrykiesewetter@gmail.com

ТАШЛАНОВ Дмитрий Олегович — студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: tashlanov1993@mail.ru



REFERENCES

1. **Lokhanin A.K.** Kratkiye obzory dokladov 43 sessii SIGRE. *Elektroenergiya. Peredacha i raspredeleniye*. 2010. № 3. S. 80–87. (rus.)
2. **Ancharova T.V.** Povysheniye ekspluatatsionnoy nadezhnosti transformatorov, otrabotavshikh normativnyy srok sluzhby. *Glavnyy energetik*. 2009. № 1. S. 36–41. (rus.)
3. **Gunn I.G. [i dr.]**. Osnovnyye neispravnosti i metody diagnostirovaniya silovykh transformatorov v uslovii ekspluatatsii. *Vestnik MGTU im. G.I. Nosova*. 2012. № 1. S. 102–105.
4. **Dolin A.P., Pershina N.F., Smekalov V.V.** Condition assessment and life time extension of. *Proceedings of CIGRE Session 39 CIGRE*. 2002. 7 p.
5. **Zhuravleva N.M. [et al.]**. The study of thermal aging components paper-impregnated insulation of power transformers. *Proceedings of conference EIconRusNW 2016*. 2016. P. 782–786.
6. **Mirzaie M. [et al.]**. Insulation condition assessment of power transformers using accelerated ageing test. *Turk J Elec Eng & Comp Sci*. 2009. Vol. 17. № 1. P. 39–54.
7. **Zhuravleva N.M. [et al.]**. On the increasing of the sorption capacity and temperature resistance of cellulosic insulation dielectrics. *Proceedings of conference ELEKTRO 2016*. 2016. P. 649–653.
8. **Patent № 2415221 Rossiyskaya Federatsiya**. Spособ polucheniya elektroizolyatsionnoy bumagi / N.M. Zhuravleva, B.I. Sazhin, Ye.G. Smirnova, A.K. Khripunov, A.A. Tkachenko; patentoobladatel — ucherezhdeniye Akademii nauk Institut vysokomolekulyarnykh soyedineniy RAN. № 2010117529/12; yayavl. 30.04.2010; opubl. 27.03.2011, Byul. № 9. (rus.)
9. **Taghikhani M.A.** Power transformer insulation life-time estimation methods. *International Journal of Energy Engineering*. 2011. № 1(1). P. 9–11.
10. **Lvov M.Yu. [i dr.]**. Stareniye tsellyuloznoy izolyatsii obmotok silovykh transformatorov. *Elektricheskiye stantsii*. 2004. № 10. S. 11–15. (rus.)
11. Transformatory s nizkoy stepenyu polimerizatsii bumagi [Elektronnyy resurs] / Rezhim dostupa: <http://www.silovoytransformator.ru>. (rus.)
12. **Maslyakova A.V.** Povysheniye elektrofizicheskikh kharakteristik i ustoychivosti k termostareniyu tsellyulozosoderzhashchego dielektrika putem yego modifikatsii khitozanom: dis. ... kand. tekhn. nauk: 05.09.02/ Maslyakova Anna Vyacheslavovna. SPb., 2005. 204 s.
13. **Vasin V.P., Dolin A.P.** Resurs izolyatsii silovykh maslonapolnennykh transformatorov. *Elektro*. 2008. № 3. S. 12–17. (rus.)
14. **Osotov V.N.** Prakticheskiye aspekty otsenki fakticheskogo sroka sluzhby silovykh transformatorov. *Doklad na III Nauchno-prakticheskoy konferentsii «Kontrol tekhnicheskogo sostoyaniya i oborudovaniya obyektov energetiki»*. Moskva, VVTs, 2016 g. (rus.)
15. **Duval M., De Pablo A.** Significance and detection of very low degree of polymerization of paper in transformers. *IEEE Electrical Insulation Magazine*. 2017. Vol. 33. Iss. 1. P. 31–38.
16. *Cellulose Chemistry and its applications* / Eds. T.P. Nevell, S.H. Zeronian/ Halsted (Wiley). New York, 1985. 552 p.

AUTHORS

REZNIK Aleksandr S. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: alexreznik85@gmail.com

ZHURAVLEVA Nataliia M. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: Natalia_Zhurav@mail.ru

KIESEWETTER Dmitrii V. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: dmitrykiesewetter@gmail.com

TASHLANOV Dmitrii O. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: tashlanov1993@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 28.03.2017.

DOI: 10.1872/JEST.230206

УДК 621.181:622.612

А.А. Тринченко, А.П. Парамонов

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

ТЕХНИЧЕСКОЕ ПЕРЕООРУЖЕНИЕ КОТЛА БКЗ-210–140–13,8 НА ОСНОВЕ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ВИХРЕВОЙ ТЕХНОЛОГИИ СЖИГАНИЯ

В энергетике выполнение ужесточающихся нормативных требований к уровню выбросов загрязняющих веществ при использовании органического топлива как основного источника тепла требует постоянного совершенствования котельно-топочной техники и энергетического оборудования в целом. В работе приведены результаты численного исследования процессов горения, генерации и преобразования газовых загрязнителей, имеющего целью теоретическое обоснование и промышленную проверку возможности создания многотопливного низкотемпературного вихревого топочного устройства, удовлетворяющего современным требованиям природоохранного законодательства. Разработаны методика, алгоритм и компьютерная программа расчета, на их основе выполнена количественная оценка уровня выбросов оксидов азота при техническом перевооружении котла БКЗ-210–140ф Кировской ТЭЦ-4 и проведено сравнение с опытными данными, полученными после реконструкции. Расчетными и промышленными исследованиями доказана возможность создания и эффективной работы многотопливной низкотемпературной вихревой топки.

ЗАЩИТА ОКРУЖАЮЩЕЙ СРЕДЫ; ЭНЕРГЕТИКА; ТЕХНИЧЕСКОЕ ПЕРЕООРУЖЕНИЕ; ТОПЛИВО; ТОПОЧНАЯ КАМЕРА; ГОРЕНИЕ; ГАЗООБРАЗНЫЕ ЗАГРЯЗНИТЕЛИ; ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ.

Ссылка при цитировании:

А.А. Тринченко, А.П. Парамонов. Техническое перевооружение котла бкз-210–140–13,8 на основе низкотемпературной вихревой технологии сжигания // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 62–74. DOI: 10.1872/JEST.230206

A.A. Trinchenko, A.P. Paramonov

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

TECHNICAL RE-EQUIPMENT OF THE BKZ-210–140–13,8 BOILER ON THE BASIS OF LOW-TEMPERATURE VORTEX COMBUSTION TECHNOLOGY

Compliance with increasingly stringent regulatory requirements for the level of pollutant emissions from fossil fuels as a source of heat source in power engineering requires constant improvement of boiler-furnace equipment and energy equipment in general. The paper presents the results of a numerical study of the process of combustion, generation and conversion of gas pollutants for the theoretical justification and industrial verification of the possibility of creating a multi-fuel low-temperature swirl furnace that meets the requirements of environmental legislation. On the basis of the developed methods, algorithms and computer methods, a quantitative assessment of nitrogen oxide emissions during the technical re-equipment of the BKZ-210–140f boiler at the Kirov TPP-4 was performed, and their comparison with the experimental data obtained after the reconstruction was carried out. Calculated and industrial studies have proved that is possible to create and efficiently operate a multi-fuel low-temperature swirl furnace.

ENVIRONMENT PROTECTION; ENERGETICS; TECHNICAL RE-EQUIPMENT; FUEL; COMBUSTION CHAMBER; COMBUSTION; GASEOUS POLLUTANTS; NUMERICAL SIMULATION; MATHEMATICAL MODEL.

*Citation:*

A.A. Trinchenko, A.P. Paramonov, Technical re-equipment of the BKZ-210–140–13,8 boiler on the basis of low-temperature vortex combustion technology, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 62–74, DOI: 10.1872/JEST.230206

Введение

В энергетике использование органического топлива как основного источника тепла требует постоянного совершенствования котельно-топочной техники и энергетического оборудования в целом. Выполнение ужесточающихся нормативных требований к уровню выбросов загрязняющих веществ¹ становится не возможным без внедрения новых технологий, позволяющих улучшить топочный процесс и оптимизировать его показатели и характеристики [1]².

Низкотемпературная вихревая (НТВ) технология сжигания, разработанная в ЛПИ под руководством профессора В.В. Померанцева [2], на протяжении последних 40 лет прошла апробацию при сжигании широкой гаммы топлив (торф, лигниты, бурые угли, сланцы) [3–6] и в настоящее время зарекомендовала себя как одна из современных и перспективных для внедрения в энергетике.

Отличительная особенность низкотемпературного вихревого сжигания — малая чувствительность к изменению качества топлива и его состава [6], что увеличивает преимущества НТВ-технологии, а в ряде случаев становится определяющим при выборе способа реконструкции энергетических объектов.

Цель настоящей работы — численное исследование процесса горения, генерации и преобразования газовых загрязнителей для теоретического обоснования и промышленной проверки возможности создания многотопливного низкотемпературного вихревого топочного устройства, которое удовлетворяло бы современным требованиям энергетической отрасли и природоохранного законодательства.

¹ ГОСТ Р 50831–95. Установки котельные. Тепломеханическое оборудование. Общие технические требования. М., 1995.

² Энергетическая стратегия России на период до 2030 года. Распоряжение Правительства РФ 13.11.2009 № 1715-р.

Объект и методы исследования

Основанием для проведения исследований стало задание на техническое перевооружение котла БКЗ-210–140–13,8ф (БКЗ-210) Кировской ТЭЦ-4. Паровой котел БКЗ-210 (ст. № 9, заводской № 839) изготовлен на Барнаульском котельном заводе в 1967 году. Котел вертикально-водотрубный, однобарабанный, с естественной циркуляцией, П-образной компоновки, с твердым шлакоудалением, с уравновешенной тягой, имеет следующие расчетные параметры: паропроизводительность — $D_{пп} = 210$ т/ч; давление перегретого пара — $p_{пп} = 13,8$ МПа; температура перегретого пара — $t_{пп} = 813$ К (540 °С). Номинальная тепловая мощность котла составляет $Q = 143$ МВт = 123 Гкал/ч. Расчетное топливо — фрезерный торф, в связи с ограничениями поставок которого в котлах также сжигается кузнецкий каменный уголь марок Г и Д (табл. 1) и природный газ следующего состава, %:

Наименование	Значение
Метан CH_4	98,82
Этан C_2H_6	0,18
Пропан C_3H_8	0,04
Углекислый газ CO_2	0,1
Азот N_2	0,81
Кислород O_2	0
Бутан C_4H_{10}	0,05
Удельная теплота сгорания на сухую массу (низшая), кДж/нм ³	33462

Анализ работы котла БКЗ-210 (ст. № 9) Кировской ТЭЦ-4 выявил следующие основные недостатки:

1. Работа котлов на каменном угле ограничена шлакованием поверхностей нагрева. Наработка в бесшлаковочном режиме составляет от 20 до 30 суток в зависимости от качества угля. Максимальная нагрузка по условиям шлакования составляет не более 185 т/ч.

2. На твердом топливе (уголь и торф) котел работает с крайне низкими экономическими показателями. КПД (брутто) на каменном угле составляет 72–82 %, на торфе — 84–86 %. Расход резервного топлива при работе на фрезерном

Таблица 1

Расчетные характеристики кузнецкого каменного угля марок Г, Д и фрезерного торфа

Table 1

Calculated characteristics of Kuznetskiy coal grades G, D and milled peat

Наименование составляющих топлива	Обозначение	Размерность	Расчетные характеристики	
			Кузнецкий уголь	Фрезерный торф
Влага	W_t^r	%	11,2–22,3	55,1
Зола	A^r	%	13,2–22,3	6,6
Сера	S^r	%	0,2–0,4	0,1
Углерод	C^r	%	43,3–59,4	21,7
Водород	H^r	%	3,1–4,3	2,3
Азот	N^r	%	1,4–1,9	1,0
Кислород	O^r	%	7,2–9,8	13,2
Низшая теплота сгорания	Q_i^r	ккал/кг	4119–5643	1750
		кДж/кг	17245–23626	7327
Зольность на сухую массу	A^d	%	14,9–28,7	14,7

торфе достигает 20–30 % (по теплу). При работе на газе КПД (брутто) составляет 92–94 %.

3. Концентрация оксидов азота при сжигании каменного угля достигает 1500 мг/нм³, при сжигании торфа — до 700 мг/нм³, что значительно выше нормативных показателей. При работе на газе выбросы NO_x достигают 370 мг/нм³.

Задача создать многотопливную топку определила выбор низкотемпературной вихревой технологии^{3,4}, возможность использования которой на реконструируемом котле должна быть подтверждена результатами расчетов и численного моделирования.

Основные мероприятия при техническом перевооружении котла состояли в следующем. Топочная камера выполнена газоплотной (ширина и глубина топки по осям труб составляет соответственно 9536 и 6656 мм) из труб диаметром 60×5 мм с шагом 80 мм. Объем топочной камеры — 1011 м³. Площадь радиационных поверхностей нагрева составляет 655 м², конвективных поверхностей — 31,6 м². В нижней части

топки фронтальной и задней экраны образуют скаты «холодной» воронки, которые перекрывают ее устье в плане, при этом оставляя проход (по высоте) для выхода шлака из топки. В средней части топки (на отметке +12,0 м) в панели фронтальной стены установлены в один ярус по высоте 6 пылеугольных горелок, направленных вниз под углом 45° к горизонту, крайние из которых развернуты на угол 5° к оси топки. Горелка образована двумя каналами; по центру подается аэрозоль из молотковой мельницы, по образующей — вторичный воздух. Сечение для прохода аэрозоли каждой горелки составляет 0,22 м², для прохода вторичного воздуха — 0,136 м². На вертикальном участке боковой стены топки (между скатом холодной воронки и аэродинамическим выступом, на отметках +8,750 и +10,900 м) в два яруса установлены 4 газомазутные прямоточно-вихревые горелки типа ГМПВ-45 (900/540). Газомазутные горелки оборудованы защитно-запальными устройствами (ЗЗУ) и фотодатчиками для индивидуального контроля факела горелки. В устье холодной воронки установлена система нижнего дутья, состоящая из двух ярусов сопел — верхнего и нижнего, а на задней стене топки, по ее высоте на отметках +8,472, +13,764 и +17,266 м установлены сопла третичного дутья, равномерно разме-

³ Патент РФ № 2253801. Вихревая топка / Григорьев К.А., Скудицкий В.Е., Рундыгин Ю.А., Тринченко А.А. Приоритет 10.06.2005.

⁴ Патент Евразийский № 008691. Вихревая топка / Григорьев К.А., Скудицкий В.Е., Рундыгин Ю.А., Тринченко А.А. Приоритет 29.06.2007.



щенные по ширине котла. Для улучшения схода топлива реконструированы выходные части бункеров сырого угля, скребковые питатели заменены на двухступенчатые двухшнековые с регулируемой частотой вращения. Выполнена новая обмуровка и тепловая изоляция. Общий вид котельной установки после технического перевооружения показан на рис. 1, а технические характеристики котла приведены в табл. 2.

Одним из основных требований к результатам технического перевооружения, наряду с ликвидацией перечисленных ограничений, было обеспечение нормативных требований по выбросам оксидов азота⁵ при работе на трех ви-

⁵ ГОСТ Р 50831–95. Установки котельные. Теплохимическое оборудование. Общие технические требования. М., 1995.

дах топлива (каменном угле, торфе и природном газе), что потребовало проведения модельных исследований их генерации и преобразования в топочном процессе проектируемого котла.

Моделирование объекта исследования, результаты расчета, их анализ и обсуждение

Математическая модель котла БКЗ-210 (НТВ) ст. № 9 Кировской ТЭЦ-4 (рис. 2) учитывает заложенные проектные решения и дает возможность их изменения для оптимизации конструктивных характеристик и режимных параметров работы.

Модель топочного процесса основана на диффузионно-кинетической теории горения [7], учитывает генерацию и преобразование

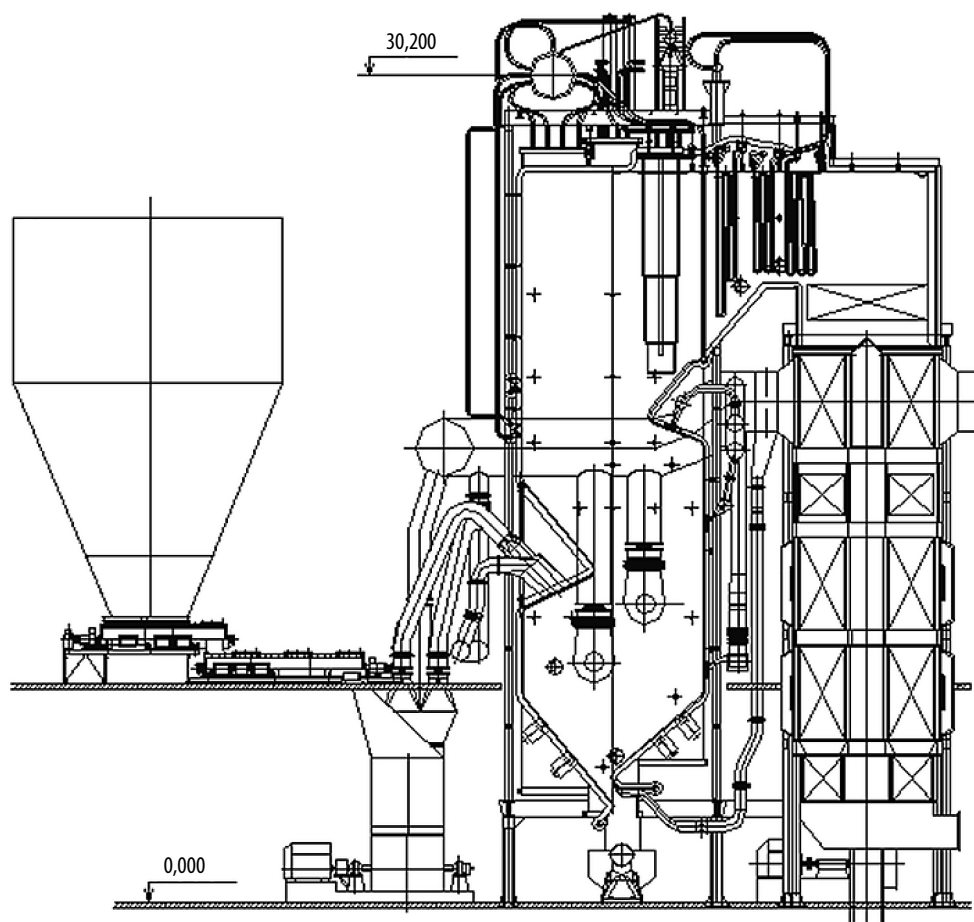


Рис. 1. Общий вид котельной установки БКЗ-210–13,8 Кировской ТЭЦ-4 после технического перевооружения на НТВ-технологию сжигания

Fig. 1. General view of the boiler plant BKZ-210–13.8 Kirov TPP-4 After technical re-equipment for NTV combustion technology

Таблица 2

Технические характеристики котла БКЗ-210 после технического перевооружения

Table 2

Technical characteristics of the boiler BKZ-210 after technical re-equipment

Вид топлива	Нагрузка котла		Расход топлива (расчетный), B_p нм ³ /ч (т/ч)	Давление пара на выходе из котла, $P_{пп}$, кг/см ²	Температура, °С			КПД котла (брутто), %
	относительная $D/D_{ном} \times 100, \%$	абсолютная D , т/ч			пара на выходе из котла, $t_{пп}$	воды на входе в котел $t_{пв}$	уходящих газов $\theta''_{ух}$	
Газ	119	250	19,3	140	540	230	118	94,8
	71	150	11,5	140	540	230	109	95,2
Уголь	119	250	31,2	140	540	230	134	92,4
	60	125	15,7	140	540	230	117	91,9
Фрез. торф	100	210	78,0	140	540	230	156	88,2
	60	125	46,3	140	540	230	139	88,5

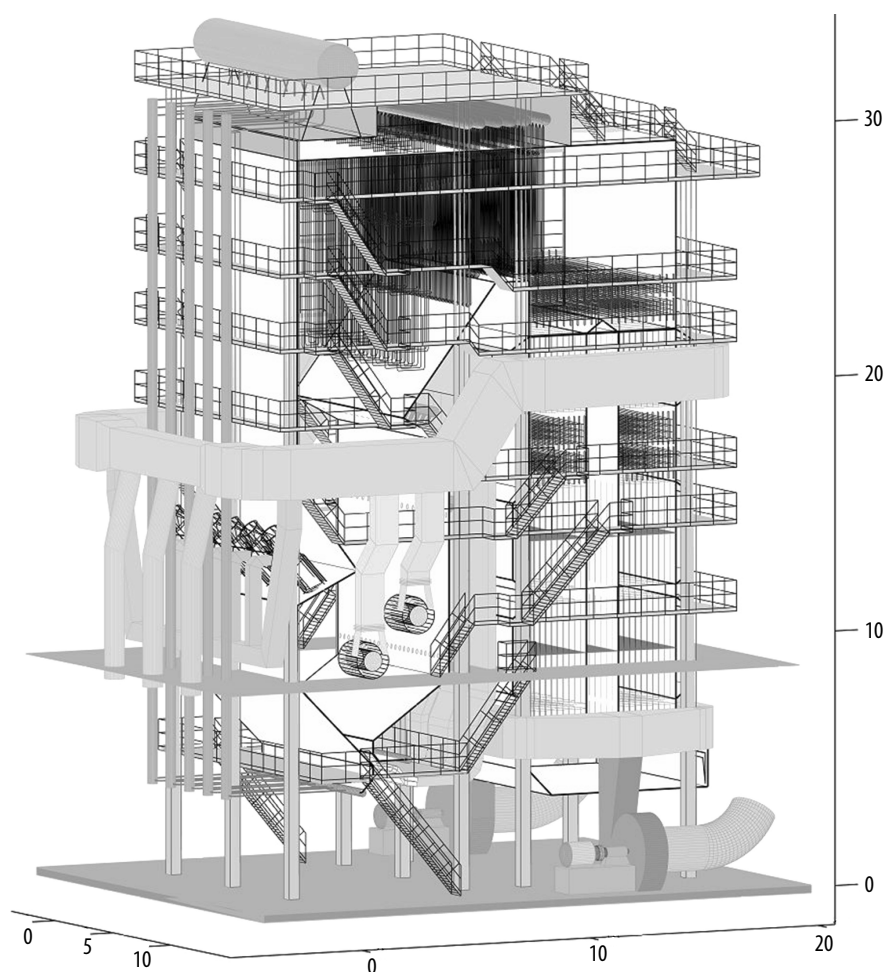


Рис. 2. Модель котла БКЗ-210 (НТВ) Кировской ТЭЦ-4 с низкотемпературной вихревой технологией сжигания

Fig. 2. Model of boiler BKZ-210 (LTS) of Kirov CHPP-4 with low-temperature swirl combustion technology

газообразных загрязнителей [8, 9], имеет возможность изменения качественных (вид и состав твердого топлива, его помол и пр.) и количественных характеристик процесса (расход топлива, скорости горелочного воздуха, воздушов нижнего и третичного дутья и пр.) и позволяет проводить количественные оценки выбросов газообразных загрязнителей при работе котла.

Нормативные показатели по выбросам оксидов азота при сжигании природного газа были гарантированы производителем газомазутных горелок ГМПВ-45, ввиду чего расчеты генерации оксидов азота для этого топлива не проводились.

Расчеты процесса горения в НТВ топке котла БКЗ-210 Кировской ТЭЦ-4 проведены для кузнечного угля и фрезерного торфа, характеристики которых принимались средними по данным табл. 2. Размеры топливных частиц, их число на 1 кг расчетного топлива, масса в пределах каждой фракции и площадь начальной поверхности реагирования находились путем обработки гранулометрических характеристик исходных топлив — кузнечного угля ($R_{100} = 30 \%$, $R_{500} = 1 \%$) и фрезерного торфа ($R_{100} = 50 \%$, $R_{1000} = 15 \%$). Расчетный размер самой мелкой частицы кузнечного угля составил $\delta_{\min} = 40,6$ мкм, самой крупной частицы — $\delta_{\max} = 780$ мкм; для фрезерного торфа — соответственно $\delta_{\min} = 380$ мкм и $\delta_{\max} = 7,6$ мм.

Анализ гранулометрических характеристик проектных топлив показал, что при использовании кузнечного угля ввиду его низкой реакционной способности предусматривается к сжиганию тонкая пыль с равномерным помолом: показатель полидисперсности n (0,8–1,6) составляет 0,834, а коэффициент b , характеризующий тонкость помола (изменяется от 0,004 (грубая пыль) до 0,04 (тонкая пыль)), — 0,026. В случае сжигания высокорекреационного фрезерного торфа проектом предусмотрен крайне неравномерный и грубый помол топлива ($n = 0,437$; $b = 0,093$), который пылью не является.

Для проведения расчетов топочная камера разбивалась на элементарные ячейки [10], в узловых точках которых находились векторы скорости газоздушных потоков. Полученная аэродинамическая картина течений (рис. 3) использовалась для нахождения траекторий движения (рис. 4) и расчетов выгорания реагирующих топливных частиц с одновременным определе-

нием результирующей концентрации оксидов азота, образовавшихся в процессе горения и разлагающихся на поверхности горящего углерода в процессе многократной циркуляции в нижней вихревой зоне (НВЗ) НТВ топки.

Сравнивались расчетные траектории движения с экспериментальными, которые получены на котле БКЗ-210 Тюменской ТЭЦ (ст. № 12) с НТВ топкой путем их овиднения горящими опилками, смоченными в керосине (представлено на рис. 5 в одинаковом для наблюдателя ракурсе). Они хорошо совпадали как на начальном участке развития горелочной струи, так и в объеме низкотемпературной вихревой топки. Применительно к исследуемым расщепочным характеристикам время горения самой маленькой частицы кузнечного угля составляло $\sim 0,7$ с, а время полного сгорания частицы максимального размера находилось в пределах 19 с; для фрезерного торфа эти величины равны соответственно $\sim 0,4$ и 8 с.

Организация ступенчатого подвода к топливу окислителя (горелочный воздух, нижнее и третичное дутье) затягивает процесс воспламенения, снижает локальные максимумы температур в топке, тормозит генерацию оксидов азота и в значительной мере способствует их снижению. Одновременно наличие ступенчатого подвода воздуха положительно сказывается на аэродинамической структуре газотопливных потоков и работе топочной камеры в целом. Двухсопловая схема нижнего дутья обеспечивает сепарацию топливных частиц в потоке вдоль фронтального ската топочной воронки. Верхнее сопло отводит относительно мелкие (для рассматриваемой тонины помола) частицы ($\delta_{\text{частиц}} < 250\text{--}280$ мкм), которые проходят вдоль ската, не касаясь топочных экранов (рис. 6, а), а крупные частицы ($\delta_{\text{частиц}} > 300$ мкм) движутся вдоль ската (рис. 6, б) с меньшей скоростью под воздействием струи потока из основного сопла (провала частиц в шлаковый комод не происходит). Такая организация системы нижнего дутья значительно снижает вероятность возникновения эрозионного износа вплоть до полной его ликвидации. Третичное дутье нижнего яруса отклоняет поток частиц от заднего экрана топки, направляя его вдоль ската топочной воронки (рис. 6, а, б).

Третичное дутье среднего и верхнего ярусов служит для дожигания продуктов неполного горения путем интенсификации массообменных

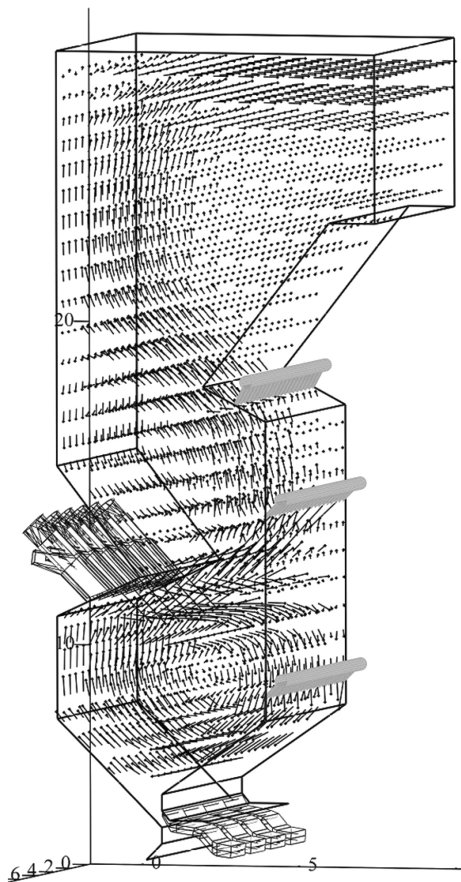


Рис. 3. Векторы скорости газозвушных потоков в объеме НТВ-топки котла БКЗ-210

Fig. 3. Velocity vectors of gas-air flows at the volume of NTV-furnaces of the boiler BKZ-210

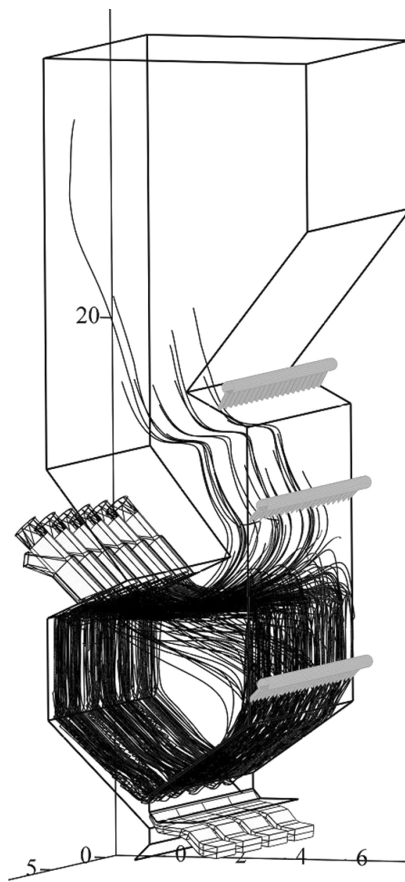


Рис. 4. Расчетные траектории движения реагирующих частиц кузнецкого угля в НТВ-топке котла БКЗ-210

Fig. 4. Calculated particle tracks of Kuznetskiy coal in the NTV furnace of the boiler BKZ-210

процессов, одновременно отклоняя поток движущихся частиц соответственно от заднего экрана (в верхней его части) и верхнего аэродинамического выступа, препятствуя удару частиц о трубную поверхность (см. рис. 4).

Для анализа расчетных результатов по ширине топочной камеры выбрано элементарное сечение, проходящее через ось горелки (рис. 7), применительно к которому (после усреднения по глубине топки) показаны концентрации оксидов азота (рис. 8).

В нижней части топочной воронки концентрации оксидов азота достигают $1000\text{--}1300\text{ мг/м}^3$ с максимумом вблизи струи нижнего дутья. В сечении, проведенном через вершины скатов нижней вихревой зоны, концентрация NO_x снижается практически в два раза (до уровня

$500\text{--}700\text{ мг/м}^3$) при смещении максимума в область горелочной струи. В верхней части топки, на прямом ее участке, уровень концентрации оксидов азота составляет $350\text{--}600\text{ мг/м}^3$ (в среднем $400\text{--}500\text{ мг/м}^3$).

Расчеты итоговых концентраций оксидов азота при сжигании фрезерного торфа показали, что в целом их профили повторяют полученные применительно к сжиганию кузнецкого угля, имеют схожую неравномерность по глубине топки и к выходу из нее находятся на уровне $350\text{--}450\text{ мг/м}^3$.

Таким образом, после технического перевооружения котла БКЗ-210 Кировской ТЭЦ-4 (ст. № 9) на низкотемпературную вихревую технологию сжигания следует ожидать уменьшения выбросов оксидов азота и выполнения требований нормативных документов.

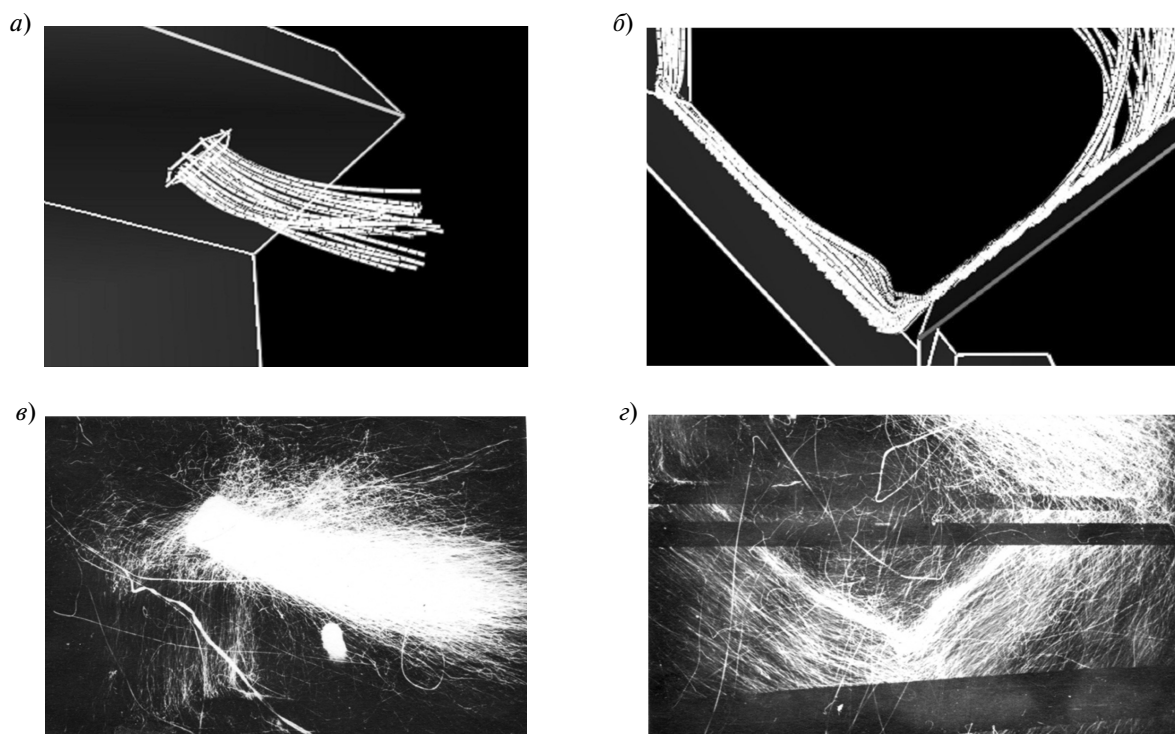


Рис. 5. Сравнение расчетных и экспериментальных траекторий движения частиц в НТВ топке котла БКЗ-210: *а, б* — расчетные траектории частиц (котел БКЗ-210 Кировской ТЭЦ-4); *в, г* — экспериментальные траектории частиц (котел БКЗ-210 Тюменской ТЭЦ), овиднение потоков горящими опилками, смоченными в керосине; *а, в* — развитие горелочной струи на начальном участке; *б, г* — движение в НВЗ НТВ топки

Fig. 5. Comparison of calculated and experimental particle tracks in the NTV furnace of the boiler BKZ-210: *a, б* — calculated particle tracks (boiler BKZ-210 of Kirov TPP-4); *в, г* — experimental particle tracks (boiler BKZ-210 of Tyumen CHP), indication of the flows is organized with burning sawdust soaked in kerosene; *a, в* — development of a burner jet at the initial section; *б, г* — movement at the LSZ of LTS furnace

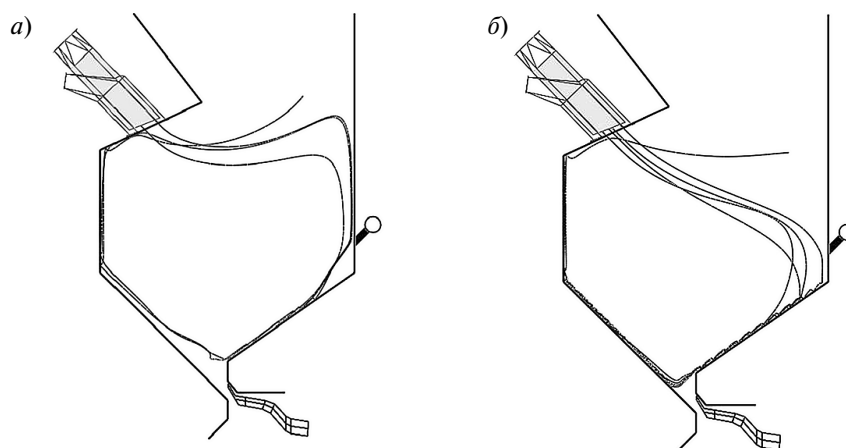


Рис. 6. Влияние системы нижнего дутья и третичного воздуха нижнего яруса на траектории движения реагирующих топливных частиц: *а* — $\delta_{\text{частиц}} < 250\text{--}280 \text{ мкм}$; *б* — $\delta_{\text{частиц}} > 300 \text{ мкм}$

Fig. 6. Influence of the lower blast system and tertiary air of the lower tier on the particle tracks of reacting fuel particles: *a* — particle diameter $< 250\text{--}280 \text{ }\mu\text{m}$; *б* — particle diameter $> 300 \text{ }\mu\text{m}$

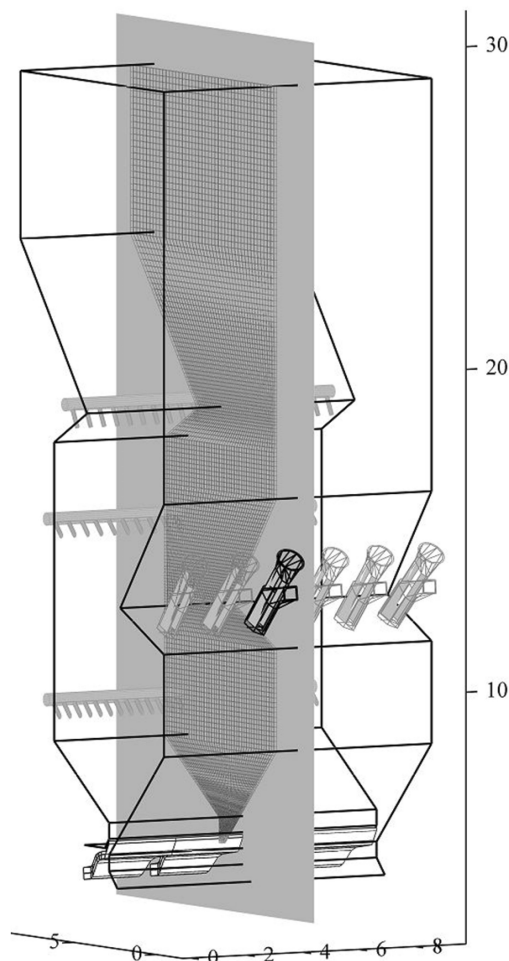


Рис. 7. Плоскость элементарного сечения топки котла БКЗ-210

Fig. 7. Elementary section plane of boiler BKZ-210 furnace

Результаты работы

Результаты технического перевооружения после проведения пусконаладочных работ, режимно-наладочных и тепловых испытаний⁶ на котле БКЗ-210 ст. № 9 [11] таковы:

При работе на газе в рабочем диапазоне нагрузок (120–250 т/ч, то есть 57–120 % от номинальной) обеспечиваются следующие показатели. КПД (брутто) котла находится практически на постоянном уровне — 95 % — и изменяется в узком диапазоне — 94,8–95,2 % (рис. 9, а). По-

⁶ РД 153-34.1-26.303-98. Методические указания по проведению эксплуатационных испытаний котельных установок. М.: ОРГРЭС, 2000. 18 с.

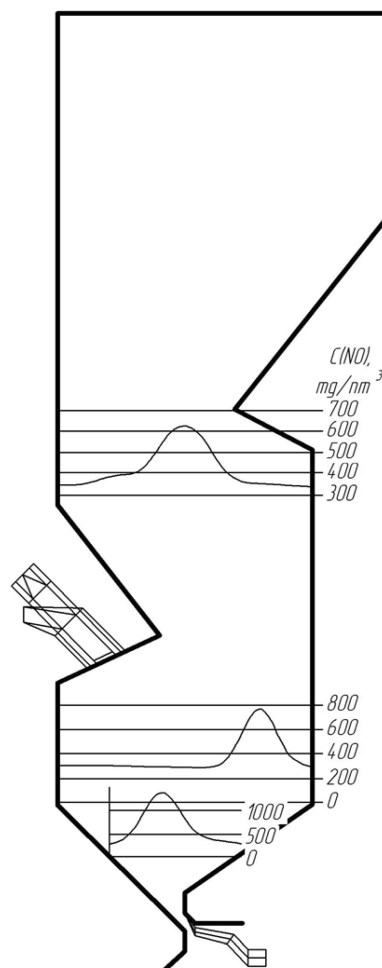


Рис. 8. Концентрации оксидов азота при сжигании кузнецкого каменного угля

Fig. 8. Concentrations of nitrogen oxides during combustion of Kuznetskiy coal

тери тепла с уходящими газами (q_2) с ростом нагрузки увеличиваются от 3,5 % (при $D_{\text{нп}} = 120$ т/ч) до 4,5 % (при $D_{\text{нп}} = 250$ т/ч). Потери тепла с химическим недожогом (q_3) составляют незначительную величину (менее 0,01 %) и не учитываются при составлении теплового баланса. Потери тепла от наружного охлаждения (q_5) с ростом нагрузки уменьшаются от 1,14 % (при $D_{\text{нп}} = 120$ т/ч) до 0,45 % (при $D_{\text{нп}} = 250$ т/ч). Анализ результатов испытаний котла после технического перевооружения показал, что при работе на природном газе за счет организации его ступенчато-вихревого сжигания в топке котла в совокупности с использованием сертифицированных низкоэмиссионных горелок выбросы

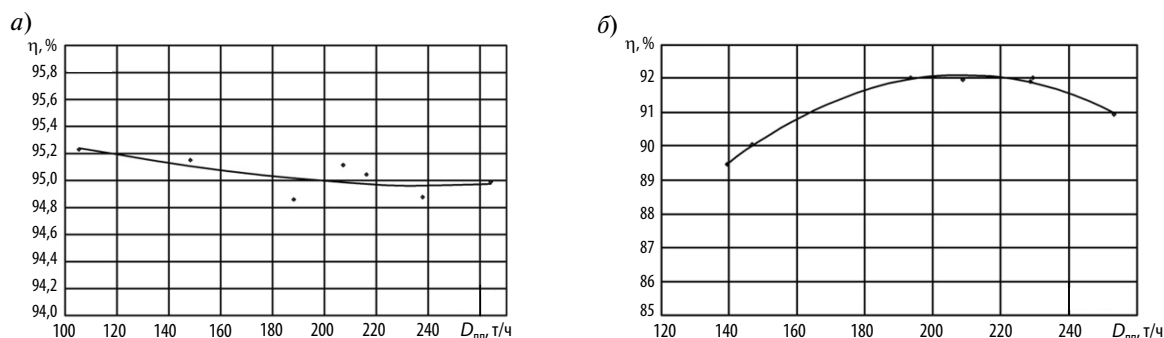


Рис. 9. Зависимость КПД брутто котла (η) от нагрузки ($D_{пп}$): *a* — при работе на природном газе; *б* — при работе на кузнецком угле

Fig. 9. Dependence of gross boiler efficiency (η) on load (D_{pp}): *a* — when working on natural gas; *б* — when working on Kuznetsk coal

оксидов азота (NO_x) изменяются в диапазоне 110–125 мг/нм³ (при $\alpha = 1,4$) и не превышают действующего норматива 125 мг/нм³ (рис. 10, *a*).

При работе на кузнецком угле в рабочем диапазоне нагрузок $D = 140\text{--}250$ т/ч $= (0,66\text{--}1,2) \times D_{ном}$ обеспечиваются следующие показатели. КПД (брутто) котла с ростом нагрузки изменяется от 89,35 % (при $D_{пп} = 140$ т/ч) до 91,0 % (при $D_{пп} = 250$ т/ч) с максимальным значением 91,99 % при номинальной нагрузке котла 210 т/ч (рис. 9, *б*). Потери тепла с уходящими газами (q_2) с ростом нагрузки уменьшаются от 7,26 % (при $D_{пп} = 120$ т/ч) до 5,3 % (при $D_{пп} = 210$ т/ч) и затем возрастают до 7,2 % (при $D_{пп} = 250$ т/ч). Потери тепла с химическим недожогом (q_3) составляют незначительную величину (менее 0,01 %). Потери тепла с механическим недожогом (q_4) с ростом нагрузки уменьшаются от 2,5 % (при $D_{пп} = 140$ т/ч) до 1,3 % (при $D_{пп} = 250$ т/ч). Потери

тепла от наружного охлаждения (q_5) с ростом нагрузки уменьшаются от 0,86 % (при $D_{пп} = 140$ т/ч) до 0,47 % (при $D_{пп} = 250$ т/ч). Потери тепла с физическим теплом шлака (q_6) отсутствуют. Концентрация оксидов азота на выходе из котла находится в пределах 350–500 мг/нм³ (рис. 10, *б*), что в среднем удовлетворяет требованиям нормативных документов и хорошо согласуется с данными расчетного исследования.

При работе на фрезерном торфе в рабочем диапазоне нагрузок $D = 140\text{--}210$ т/ч $= (0,66\text{--}1,0) \times D_{ном}$ обеспечиваются следующие показатели. КПД (брутто) котла с ростом нагрузки изменяется от 89,80 % (при $D_{пп} = 140$ т/ч) до 90,3 % (при $D_{пп} = 210$ т/ч) с максимальным значением 90,44 % при нагрузке 185 т/ч. Потери тепла с уходящими газами (q_2) возрастают с ростом нагрузки от 7,02 % (при $D_{пп} = 140$ т/ч) до 8,03 % (при $D_{пп} = 210$ т/ч). Потери тепла с химическим недо-

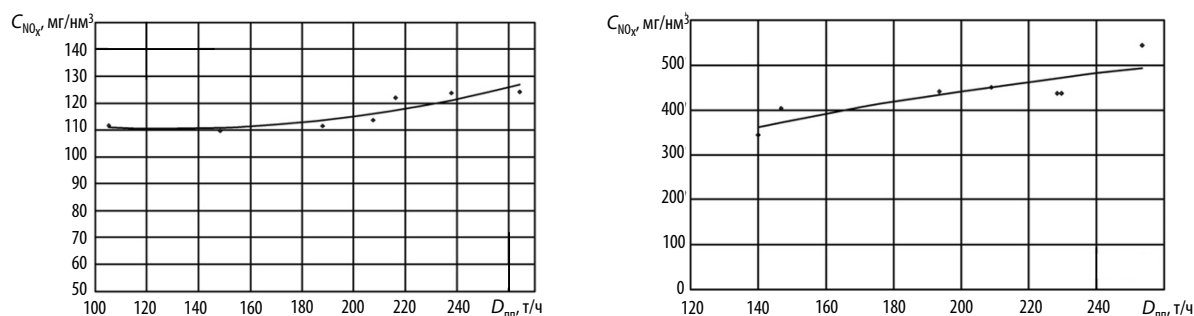


Рис. 10. Содержание оксидов азота в уходящих газах в зависимости от нагрузки: *a* — при работе на природном газе; *б* — при работе на кузнецком угле

Fig. 10. Content of nitrogen oxides in flue gases depending on the load: *a* — when working on natural gas; *б* — when working on Kuznetsk coal

жом (q_3) составляют незначительную величину (менее 0,01 %) и не учитываются при составлении теплового баланса. Потери тепла с механическим недожогом (q_4) с ростом нагрузки уменьшаются от 2,15 % (при $D_{пп} = 140$ т/ч) до 0,95 % (при $D_{пп} = 210$ т/ч). Потери тепла от наружного охлаждения (q_5) с ростом нагрузки уменьшаются от 0,87 % (при $D_{пп} = 140$ т/ч) до 0,59 % (при $D_{пп} = 210$ т/ч). Потери тепла с физическим теплом шлака (q_6) отсутствуют. Содержание оксидов азота в уходящих газах находится на уровне 450–550 мг/нм³ (норматива при сжигании торфа ГОСТ Р50831–95 не предусматривает), что несколько превышает этот показатель по сравнению с кузнечным углем. По всей видимости, несмотря на несколько меньшее содержание

азота в торфе, разложение оксидов азота на угле-роде кокса также присутствует в меньшей мере из-за низкого содержания в торфе углерода.

Основные технико-экономические показатели работы котла БКЗ-210 ст. № 9 Кировской ТЭЦ-4 после технического перевооружения приведены в табл. 3, а сопоставление экологических показателей котла до и после технического перевооружения приведено в табл. 4.

Выводы

При работе на кузнечном угле и фрезерном торфе организация низкотемпературного вихревого сжигания твердого топлива в условиях многократной циркуляции топливных частиц и ступенчатого подвода окислителя позволила

Таблица 3

Технико-экономические показатели работы котла БКЗ-210 ст. № 9 Кировской ТЭЦ-4 после технического перевооружения

Table 3

Technical and economic parameters of the boiler BKZ-210 St. No 9 of Kirov TPP-4 after technical re-equipment

Топливо	Рабочий диапазон нагрузок $D_{пп}$, т/ч	КПД котла (брутто) η , %	Потери тепла, %				
			с уходящими газами	с хим. недожогом	с мех. недожогом	от наружного охлаждения	с физическим теплом шлака
Природный газ	120–250	94,7–95,2	3,63–4,62	0	0	0,45–1,14	0
Кузнечный уголь	140–250	89,35–91,99	5,51–7,26	0	1,29–2,54	0,47–0,86	0
Фрезерный торф	140–210	89,78–90,44	7,02–8,03	0	0,95–2,15	0,59–0,87	0

Таблица 4

Экологические показатели котла БКЗ-210 ст. № 9 Кировской ТЭЦ-4 до и после технического перевооружения

Table 4

Ecological indicators of the boiler BKZ-210 St. No 9 of Kirov TPP-4 before and after technical re-equipment

Топливо	Содержание оксидов азота $C(NO_x)$, мг/нм ³ при $\alpha = 1,4$		
	До технического перевооружения	После технического перевооружения	Нормативные требования [1]
Кузнечный уголь Г,Д	до 1500	350–500	470
Фрезерный торф	до 700	450–550	—
Природный газ	300–370	110–125	125



обеспечить низкий уровень температур в топке и, как следствие, значительно уменьшить генерацию топливных оксидов азота, а также интенсифицировать в нижней вихревой зоне (за счет выгорания в ней основной массы топлива) реагирование образовавшихся NO_x с углеродом кокса, что в совокупности снизило выбросы

оксидов азота до 350–500 мг/нм³ при работе на угле и до 450–550 мг/нм³ при работе на торфе.

Учитывая положительный опыт технического перевооружения котла БКЗ-210 ст. № 9 на низкотемпературную вихревую технологию сжигания, на Кировской ТЭЦ-4 намечено внедрение этой технологии на аналогичном котле ст. № 8.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Тумановский А.Г., Шварц А.Л., Мещеряков В.Г., Толчинский Е.Н. Основные направления совершенствования котельной техники при техническом перевооружении угольных ТЭС // Теплоэнергетика. 2000. № 8. С. 3–8.
2. Григорьев К.А., Рундыгин Ю.А., Скудицкий В.Е., Шестаков С.М. Низкотемпературная вихревая технология сжигания: опыт внедрения, перспективы использования // Виктор Владимирович Померанцев. К 100-летию со дня рождения: Сборник воспоминаний и научных статей. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2006. С. 133–149.
3. Шестаков С.М. Комплексное исследование топки с многократной циркуляцией частиц и пониженными выбросами вредных веществ // Проблемы экономии топливно-энергетических ресурсов на промпредприятиях и ТЭС. СПб.: Изд-во СПбГТУ, 1999. С. 142–158.
4. Рундыгин Ю.А., Шестаков С.М., Ахмедов Д.Б. Освоение и исследование котла БКЗ-420–140–9 с вихревой топкой ЛПИ // Теплоэнергетика. 1989. № 1. С. 12–16.
5. Grigoryev K.A., Roundyguine Yu.A., Skuditskii V.E., Anoshin R.G., Paramonov A.P., Trinchenco A.A. Low-Temperature Swirl Fuel Combustion: Development and Experience // Cleaner Combustion and Sustainable World: Proceedings of the 7th International Symposium on Coal Combustion / Editors: Haiying Qi, Bo Zhao. – Tsinghua University Press, Beijing and Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2012. P. 662–665.
6. Тринченко А.А., Парамонов А.П. Внедрение низкотемпературного вихревого сжигания для энергетического использования каменных углей // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2015. № 4 (231). С. 72–81.
7. Померанцев В.В., Арефьев К.М., Ахмедов Д.Б. Основы практической теории горения. Л.: Энергоатомиздат, 1986. 312 с.
8. Тринченко А.А., Шестаков С.М. Повышение экологических показателей низкотемпературных вихревых топок за счет разложения оксидов азота на коксовых частицах // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2008. № 2 (54). С. 149–156.
9. Тринченко А.А. Внедрение низкотемпературной вихревой технологии сжигания в энергетических котлах как способ повышения их экологических показателей // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2014. № 4 (207). С. 61–70.
10. Патанкар М. Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкости. М.: Энергоатомиздат, 1984. 150 с.
11. Григорьев К.А., Скудицкий В.Е., Зыкин Ю.В. Опыт низкотемпературного вихревого сжигания различных видов топлива в котле БКЗ-210–13,8 Кировской ТЭЦ-4. // Электрические станции. 2010. № 4. С. 9–13.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

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

ПАРАМОНОВ Александр Павлович — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: paramon@mail.ru

REFERENCES

1. Tumanovskiy A.G., Shvarts A.L., Meshcheryakov V.G., Tolchinskiy Ye.N. Osnovnyye napravleniya sovershenstvovaniya kotelnoy tekhniki pri tekhnicheskom perevooruzhenii ugolnykh TES. *Teploenergetika*. 2000. № 8. S. 3–8. (rus.)
2. Grigoryev K.A., Rundygin Yu.A., Skuditskiy V.Ye., Shestakov S.M. Nizkotemperaturnaya vikhrevaya tekhnologiya szhiganiya: opyt vnedreniya, perspektivy ispolzovaniya. *Viktor Vladimirovich Pomerantsev. K 100-letiyu so dnya rozhdeniya: Sbornik vospominaniy i nauchnykh*

statey. SPb.: Izd-vo Politekh. un-ta, 2006. S. 133–149. (rus.)

3. **Shestakov S.M.** Kompleksnoye issledovaniye topki s mnogokratnoy tsirkulyatsiyey chastits i ponizhennymi vybrosami vrednykh veshchestv. *Problemy ekonomii toplivno-energeticheskikh resursov na prompredpriyatiyakh i TES*. SPb.: SPbGTU, 1999. S. 142–158. (rus.)

4. **Rundygin Yu.A., Shestakov S.M., Akhmedov D.B.** Osvoyeniye i issledovaniye kotla BKZ-420–140–9 s vikhrevoy topkoy LPI. *Teploenergetika*. 1989. № 1. S. 12–16. (rus.)

5. **Grigoryev K.A., Roundyguine Yu.A., Skuditskii V.E., Anoshin R.G., Paramonov A.P., Trinchenko A.A.** Low-Temperature Swirl Fuel Combustion: Development and Experience. *Cleaner Combustion and Sustainable World: Proceedings of the 7th International Symposium on Coal Combustion* / Editors: Haiying Qi, Bo Zhao. Tsinghua University Press, Beijing and Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2012. P. 662–665.

6. **Trinchenko A.A., Paramonov A.P.** Vnedreniye nizkotemperaturnogo vikhrevogo szhiganiya dlya energeticheskogo ispolzovaniya kamennykh ugley [The introduction of low-temperature vortex combustion for energy use coals]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2015. № 4 (231). S. 72–81. (rus.)

7. **Pomerantsev V.V., Arefyev K.M., Akhmedov D.B.** Osnovy prakticheskoy teorii goreniya. L.: Energoatomizdat, 1986. 312 s. (rus.)

8. **Trinchenko A.A., Shestakov S.M.** Povysheniye ekologicheskikh pokazateley nizkotemperaturnykh vikhrevykh topok za schet razlozheniya oksidov azota na koksovykh chastitsakh [Improving the environmental performance of low-temperature vortex furnaces due to the decomposition of nitrogen oxides in the coke particles]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2008. № 2 (54). S. 149–156. (rus.)

9. **Trinchenko A.A.** Vnedreniye nizkotemperaturnoy vikhrevoy tekhnologii szhiganiya v energeticheskikh kotlakh kak sposob povysheniya ikh ekologicheskikh pokazateley [The introduction of low-temperature swirl combustion technology in power boilers as a way to improve their environmental performance]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2014. № 4 (207). S. 61–70. (rus.)

10. **Patankar M.** Chislennyye metody resheniya zadach teploobmena i dinamiki zhidkosti. M.: Energoatomizdat, 1984. 150 s. (rus.)

11. **Grigoryev K.A., Skuditskiy V.Ye., Zykin Yu.V.** Opyt nizkotemperaturnogo vikhrevogo szhiganiya razlichnykh vidov topliva v kotle BKZ-210–13,8 Kirovskoy TETs-4. *Elektricheskiye stantsii*. 2010. № 4. S. 9–13. (rus.)

AUTHORS

TRINCHEIKO Aleksei A. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: trinchenko@mail.ru

PARAMONOV Aleksandr P. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: paramon@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 08.11.2016.

НАДЕЖНОСТЬ И ЭФФЕКТИВНОСТЬ СРЕДНТЕМПЕРАТУРНОГО ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ

Задача одновременного повышения надежности и энергоэффективности теплоснабжения может быть решена снижением среднегодовой температуры теплоносителя и использованием нескольких источников, для чего предлагается внедрение систем средне- и низкотемпературного теплоснабжения. Актуальной является и смежная задача вовлечения возобновляемых источников энергии и эффективных традиционных источников для совместной выработки тепловой и электрической энергии. Эффективный инструмент сравнения результатов конструкторского расчета — вычисление эквивалентного диаметра трубопроводов системы теплоснабжения. Чтобы упростить определение расчетных и нормативных тепловых потерь, предлагается исследовать объект с помощью математических моделей потокораспределения, реализованных в соответствующих геоинформационных системах и программно-расчетных комплексах (например, ПРК ZuluThermo ГИС Zulu). Приведен алгоритм, опробованный на типичной для России системе централизованного теплоснабжения от котельных, находящихся на железнодорожной станции Барабинск (Новосибирская область). Предложена концепция внедрения систем среднетемпературного теплоснабжения и способ использования существующих инструментов для обоснования ее внедрения. Создана методика, позволяющая оперативно сравнивать обобщенные технико-экономические показатели различных вариантов реконструкции подобных объектов, не переходя к частным, чисто экономическим характеристикам и денежным показателям. Для среднетемпературных систем отмечено снижение расчетных тепловых потерь на величину порядка 5 % относительно температурного графика 120/70, а также меньшие (относительно низкотемпературных систем) эксплуатационные и капитальные затраты, что заставляет сделать выбор в пользу первых. При этом необходимо рассматривать внедрение низкотемпературного теплоснабжения как меру на далекую перспективу, т. к. в социально-экономическом плане это даст возможность подключать к имеющимся системам централизованного теплоснабжения индивидуальные возобновляемые источники энергии и потребителей, высокоэффективно использующих тепловую мощность.

ТЕПЛОСНАБЖЕНИЕ; ТЕПЛОВЫЕ СЕТИ; ТЕМПЕРАТУРА; ТЕПЛОНОСИТЕЛЬ; КОНСТРУКТОРСКИЙ РАСЧЕТ; ЭКВИВАЛЕНТНЫЙ ДИАМЕТР.

Ссылка при цитировании:

С.В. Чичерин. Надежность и эффективность среднетемпературного теплоснабжения // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 75–80. DOI: 10.18721/JEST.230207

S.V. Chicherin

Omsk state transport university, Omsk, Russian Federation

THE RELIABILITY AND EFFICIENCY OF MEDIUM-TEMPERATURE DISTRICT HEATING

The goal of this paper is to provide a scenario and a methodology that focuses on solutions for optimal network design to enable failure-free operation. If both reliability and energy-efficiency are the focus targets, low operating temperatures are desirable in a district heating system, from standpoint of the distribution network and the heat source. The equivalent diameter of the network using the medium pipe diameter, its length, and the total network length was defined. For simplification, we propose to determine

the calculated and the standard heat losses by modeling the object of research using mathematical flow distribution models implemented in the corresponding geoinformation systems and software simulation package complexes (for example, Zulu). An urban area of the town of Barabinsk was designated as a test site; the area represented the attributes of many communities across Russia. We have proposed a concept for introducing medium-temperature district heating systems and a method of using existing tools to justify its implementation. The procedure we have developed allows to quickly compare the generalized technical and economic indicators of various reconstruction options for such facilities without resorting to purely economic characteristics and monetary indicators. We aimed at organizing the successive steps of a typical feasibility study, pointing out the critical issues and discussing the possible solutions. We applied the methodology to a specific case study, but it can be applied elsewhere, after making sure that the economic and technical input data match the actual conditions of the site considered. Medium-temperature district heating had a better energy performance than high-temperature district heating, decreasing the heat loss by approximately 5%. The sizes of the pipes size equivalent and the only difference was the necessity of using steel pipes. The low-temperature networks required more energy and additional capital investment. At the same time, the introduction of low-temperature heating should be considered as a long-term measure, since from a socio-economic standpoint this will allow to connect individual renewable energy sources and consumers using heat power with a high efficiency to the existing heat networks.

DISTRICT HEATING; DISTRIBUTION NETWORK; LOW-TEMPERATURE; RELIABILITY; ENERGY-EFFICIENCY; LOW OPERATING TEMPERATURES; HEAT SOURCE; RENEWABLE ENERGY; LOW-ENERGY BUILDINGS; EQUIVALENT DIAMETER.

Citation:

S.V. Chicherin, The reliability and efficiency of medium-temperature district heating, *cSt. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (02) (2017) 75–80, DOI: 10.18721/JEST.230207

Введение

Предлагаемым способом повышения надежности теплоснабжения является внедрение средне- и низкотемпературных систем [1] с применением температурного графика центрального качественного регулирования без нижнего излома со сниженной расчетной температурой в подающем и обратном трубопроводах. Повышение надежности достигается перспективой использования нескольких источников [2], в частности возобновляемых [3]. Это позволит добиться их взаимного резервирования и снижения среднегодовой температуры теплоносителя, что затормозит коррозию металлических изделий.

Однако в условиях сложившейся рыночной экономики качественная характеристика увеличения безотказной работы не всегда служит достаточным стимулом для инициации технического перевооружения имеющихся мощностей. Более того, увеличения надежности можно добиться и другими средствами [4, 5]. По этой причине предлагается обоснование проекта перевооружения дополнять количественным анализом величины снижения тепловых потерь при сохранении других важных характеристик. Ими явля-

ются: эксплуатационные затраты, напрямую определяемые затратами электроэнергии на перекачку теплоносителя, и капитальные затраты, связанные со стоимостью прокладки теплопроводов. Обе составляющие значительно коррелируют с диаметром трубопроводной системы.

С одной стороны, судя по публикациям отечественных исследователей видна их заинтересованность в улучшении экономичности только путем увеличения расчетных температур [6–8]. С другой стороны, концепция среднетемпературного теплоснабжения получила некоторое развитие в работах европейских авторов [3, 9], однако ее применение с учетом российской специфики, в том числе обусловленной климатическим фактором, является безусловной новацией.

Методы

Для упрощения дальнейших расчетов предлагается моделировать объект исследования с помощью математических моделей потокораспределения, реализованных в соответствующих геоинформационных системах и программно-расчетных комплексах (например, ПРК ZuluThermo ГИС Zulu) для двухлинейной расчетной схемы системы.



Вторым этапом исследования должен стать конструкторский расчет, целью которого является определение диаметров трубопроводов тепловых сетей различной конфигурации, необходимых для качественного обеспечения тепловой энергией потребителей при заданных гидравлических параметрах (напор на источнике, сопротивление систем отопления, наличие местных сопротивлений и т. д.). В результате расчета определяются диаметры трубопроводов, располагаемый напор в точке подключения, расходы, потери напора и скорости движения воды на участках сети. При известном напоре в точке подключения рассчитываемой тепловой сети его можно задать вручную. Подбор диаметров может осуществляться либо по оптимальной скорости движения воды, либо по удельным линейным потерям напора по длине трубопровода. В зависимости от исходных данных расчет можно провести как по расходам теплоносителя абонентов, так и по тепловым нагрузкам потребителей. В последнем случае необходимо задать температурный график тепловой сети, а также начальную и конечную температуры воды в контуре горячего водоснабжения (ГВС).

Удобным инструментом сравнения результатов конструкторского расчета должно стать вычисление эквивалентного диаметра $D_{\text{экв}}$, мм, трубопроводов системы теплоснабжения:

$$D_{\text{экв}} = \frac{\sum d_i L_i}{L_{\text{общ}}},$$

где d_i — диаметр i -го участка тепловой сети, мм; L_i — его длина, м; $L_{\text{общ}}$ — общая длина тепловой сети, м.

Цель следующего этапа исследования — определение расчетных и нормативных тепловых потерь через изоляцию трубопроводов в течение года. Тепловые потери определяются суммарно за год с разбивкой по каждому месяцу с учетом работы трубопроводов тепловой сети в различные периоды (летний, зимний). Вдобавок расчет может быть выполнен с учетом поправочных коэффициентов на нормы тепловых потерь и состояния изоляционных конструкций. Необходимо подчеркнуть, что результаты расчета могут быть представлены следующим образом: суммарно по всей тепловой сети; по каждому отдельно взятому источнику тепловой

энергии и каждому центральному тепловому пункту (ЦТП); по различным владельцам (балансодержателям) участков тепловой сети.

Для определения тепловых потерь от водяных тепловых сетей важно использовать адекватные значения характеристик окружающей среды. К таким характеристикам относятся следующие температуры:

- среднегодовая температура грунта;
- среднегодовая температура наружного воздуха;
- среднегодовая температура воздуха в подвалах;
- расчетная температура наружного воздуха.

В рамках завершающего этапа при сравнении различных температурных графиков можно выделить и учитывать три важных момента:

- 1) с ростом начальной температуры воды снижается расход циркулирующей воды в сети;
- 2) применение теплоносителя с повышенными параметрами позволяет несколько уменьшить расчетные диаметры трубопроводов;
- 3) с повышением температуры теплоносителя необходимо повышать давление при его транспортировании для предотвращения вскипания горячей воды и парообразования.

Поскольку первые два фактора несколько нивелируют приведенные выше преимущества низкотемпературного теплоснабжения, выбор температурного графика становится задачей технико-экономической оптимизации. Для решения задачи и получения количественных характеристик предложена последовательность шагов, реализованная далее на примере конкретного объекта.

В качестве иллюстрации приведенный алгоритм был опробован на системе централизованного теплоснабжения от котельных железнодорожной станции г. Барабинска (Новосибирская область) [10]. К системе подключено 78 тепловых узлов. Их теплоснабжение осуществляется от котельной больничного комплекса, котельных ШЧ-5 и ТЧ-3. Планируется подключение четырех потребителей, относящихся к новому локомотивному депо. Централизованное теплоснабжение представляет собой значительно изношенную систему, состоящую преимущественно из теплопроводов подземной прокладки. Имеют место частые прорывы, приводящие к ограничению теплоснабжения потребителей. Согласно заданию ОАО «РЖД» на проектирование

от 17.05.2012 предполагается полная реконструкция объекта с заменой существующих источников одним, более экономичным, и перекладкой трубопроводов. На текущий момент утвержденной рабочей документации нет.

Результаты исследований

Для системы централизованного теплоснабжения от котельных, находящихся на железнодорожной станции г. Барабинск, автор предложил использовать современные предизолированные конструкции с несущей металлической трубой и/или элементы из сшитого полиэтилена, прокладка которых производится по возможности в границах существующей трассы тепловых сетей [11].

С целью использования элементов из сшитого полиэтилена существующий (стандартный) ряд диаметров металлических трубопроводов был дополнен рядом диаметров для трубопроводов из полимерных труб. Удельные линейные потери напора на условных магистралях данного объекта приняты равными 80 Па/м (8 мм/м), а на ответвлениях — 250–300 Па/м (25–30 мм/м). Эквивалентная шероховатость k_s внутренней поверхности стальных труб водяных тепловых сетей принята равной 0,0005 м. Теплоизоляционный материал металлических и полимерных трубопроводов — пенополиуретановая пена, толщина слоя принята согласно данным производителей.

Исследование, проведенное в соответствии с изложенными выше этапами и сведениями об основных характеристиках гидравлического и теплового расчетов, позволило получить следующие конечные результаты (см. таблицу).

В расчете участвовали значения температур, соответствующие имеющимся представлениям

о низкотемпературной, среднетемпературной и высокотемпературной системах [12].

Обсуждение результатов

Капитальные и эксплуатационные затраты, определяемые диаметром трубопроводов, для среднетемпературной и высокотемпературной систем сравнимы. Однако невозможность использования трубопроводов из сшитого полиэтилена при температурном графике 120/70 не позволяет кардинально повысить надежность и срок службы системы, что связано с коррозией металлических элементов.

Сравнение расчетных тепловых потерь со значением общей присоединенной тепловой нагрузки показало, что их доля не превышает 10 % (в случае применения температурного графика 120/70) и снижается до значений 2,51 и 4,96 % соответственно для низко- и среднетемпературных систем. Наблюдаемое снижение тепловых потерь заставляет сделать выбор в пользу среднетемпературной или низкотемпературной системы. Однако в них будет иметь место повышение эксплуатационных затрат из-за увеличения расхода электроэнергии на перекачку теплоносителя, особенно — капитальных затрат в случае применения низкотемпературной системы.

Следует еще раз отметить: внедрение низкотемпературного теплоснабжения необходимо рассматривать как меру на далекую перспективу. В социально-экономическом плане важно, что это позволит подключить к имеющимся системам централизованного теплоснабжения индивидуальные возобновляемые источники энергии и потребителей, высокоэффективно использующих тепловую мощность.

Влияние применения различных температурных графиков в новой системе централизованного теплоснабжения железнодорожной станции г. Барабинск

The effect of the operational temperatures on the network design in the Barabinsk area

Температурный график (расчетная температура в подающем/обратном трубопроводах)	Эквивалентный диаметр $D_{э}$, мм	Тепловые потери, МВт
120/70	176,2	2,614
90/40	198,9	1,300
60/30	261,1	0,654



Заключение

Предложенная методика позволяет оперативно сравнивать обобщенные технико-экономические показатели различных вариантов реконструкции подобных объектов, не переходя к частным, чисто экономическим характеристикам и денежным показателям. Задача поиска оптимального решения путем перебора всех возможных, часто не реализуемых на практике, вариантов не является самоцелью, как в других исследованиях [13].

Рассмотрение системы централизованного теплоснабжения железнодорожной станции г. Барабинск (Новосибирская область) показало, что

капитальные и эксплуатационные затраты, определяемые диаметром трубопровода, для системы среднетемпературного теплоснабжения сравнимы с аналогичными показателями для высокотемпературного при большей надежности первой.

Снижение расчетных тепловых потерь для среднетемпературной системы (около 5 % относительно температурного графика 120/70) и меньшие эксплуатационные и капитальные затраты относительно низкотемпературной системы заставляют сделать выбор в пользу первой. Показано, почему внедрение низкотемпературного теплоснабжения необходимо рассматривать как меру на далекую перспективу.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Olsen P.K., Lambertsen H., Hummelshøj R., Bøhm B., Christiansen C.H., Svendsen S. [et al.]. A new-low-temperature district heating system for low-energy buildings // 11th International symposium on district heating and cooling. Reykjavik, 2008.
2. Назаров В.И., Тарасевич Л.А., Буров А.Л. Децентрализованное теплоснабжение альтернатива централизованному // Известия высших учебных заведений и энергетических объединений СНГ. Энергетика. 2012. № 3. С. 81–90.
3. Lund H. Renewable energy strategies for sustainable development // Energy. 2007. 32(6):912e9.
4. Чичерин С.В. Новая методика определения степени коррозионного поражения элементов систем трубопроводного транспорта // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. 2016. Т. 327. № 12. С. 110–115
5. Чичерин С.В. Повышение надежности и сокращение тепловых потерь путем устройства продольного дренажа на магистральных тепловых сетях города Омска. // Известия вузов. Северо-кавказский регион. Технические науки. 2016. № 4. С. 61–66
6. Гавей О.Ф., Панферов В.И. Оценка влияния температуры теплоносителя на тепловые потери теплопроводов // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Строительство и архитектура. 2012. № 38 (297). С. 50–54.
7. Шнайдер Д.А., Абдуллин В.В., Басалаев А.А. Подход к оперативному анализу эффективности теплоснабжения зданий // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Компьютерные технологии, управление, радиоэлектроника. 2011. № 2 (219). С. 70–73.
8. Батухтин А.Г., Кобылкин М.В., Барановская М.Г. Применение тепловых насосов для развития теплофикации // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2016. № 1(). С. 28–36.
9. Dalla Rosa A., Li H., Svendsen S. Method for optimal design of pipes for low energy district heating, with focus on heat loss // Energy. 2011. 36(5):2407e18.
10. Глухов С.В., Коваленко А.В., Чичерин С.В. Развитие систем теплоснабжения структурных подразделений ОАО «РЖД» // Вестник ВНИИЖТ. 2016. № 3. С. 183–188.
11. Чичерин С.В. Современные способы уплотнения стыковых швов в плитах перекрытий каналов тепловых сетей // МОНИТОРИНГ. Наука и технологии. 2016. № 3 (28). С. 100–101.
12. Phetteplace G. [et al.]. District Heating Guide. Atlanta, ASHRAE, 2013. 374 p.
13. Optimisation of operating temperatures and an appraisal of the benefits of low temperature district heating // IEA-DHC. Annex V. 1999. [Available at:] www.iea-dhc.org. Accessed 4 November. 2016.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ЧИЧЕРИН Станислав Викторович — аспирант Омского государственного университета путей сообщения. 644046, г. Омск, пр. К. Маркса, 35. E-mail: man_csv@hotmail.com

REFERENCES

1. Olsen P.K., Lambertsen H., Hummelshøj R., Bøhm B., Christiansen C.H., Svendsen S. [et al.]. A new-low-temperature district heating system for low-energy buildings. 11th International symposium on district heating and cooling. Reykjavik, 2008.
2. Nazarov V.I., Tarasevich L.A., Burov A.L. Detsentralizovannoye teplosnabzheniye alternativa tsentralizovannomu. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy i energeticheskikh ob'yedineniy SNG. Energetika*. 2012. № 3. S. 81–90. (rus.)
3. Lund H. Renewable energy strategies for sustainable development. *Energy*. 2007. 32(6):912e9.
4. Chicherin S.V. New approach to determination of corrosion damage degree of pipeline system elements. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University. Geo Assets Engineering*. 2016. Vol. 327. 12. S. 110–115. (rus.)
5. Chicherin S.V. The Reliability Improvement and Reducing Heat Losses by Forming the Groundwater Drainage System of Omsk Heat Transmission Mains. *University News North-Caucasian Region. Technical Sciences Series*. 2016. № 4. S. 61–66. (rus.)
6. Gavey O.F., Panferov V.I. Estimation of temperature influence of heat carrier on energy loss inside thermal conductors. *Bulletin of the South Ural State University. Series: Construction engineering and architecture*. 2012. № 38(297). S. 50–54. (rus.)
7. Shnayder D.A., Abdullin V.V., Basalayev A.A. Approach to operations analysis of buildings heat supply. *Bulletin of the South Ural State University. Series: Computer technologies, automatic control, radio electronics*. 2011. № 2(219). S. 70–73. (rus.)
8. Batukhtin A.G., Kobylkin M.V., Baranovskaia M.G. Application of heat pumps as the direction of the development of district heating cogeneration. *Nauchno-tehnicheskie vedomosti SPbGPU*. 2016. № 1. S. 28–36. (rus.)
9. Dalla Rosa A., Li H., Svendsen S. Method for optimal design of pipes for low energy district heating, with focus on heat loss. *Energy*. 2011. 36(5):2407e18.
10. Glukhov S.V., Kovalenko A.V., Chicherin S.V. Razvitiye sistem teplosnabzheniya strukturnykh podrazdeleniy OAO «RZhD» [Development of heat supply systems for structural subdivisions of JSC «Russian Railways»]. *Vestnik VNIIZhT* [Vestnik of the Railway Research Institute]. 2016. Vol. 75. № 3, P. 183–188. (rus.)
11. Chicherin S. The modern means to seal joints between trench tops of heat distribution systems. *Monitoring. Science and Technology*, 2016. Vol. 28. № 3, P. 100–101. (rus.)
12. Phetteplace G. [et al.]. District Heating Guide. Atlanta, ASHRAE, 2013. 374 p.
13. Optimisation of operating temperatures and an appraisal of the benefits of low temperature district heating. *IEA-DHC. Annex V*. 1999. [Available at: www.iea-dhc.org. Accessed 4 November 2016].

AUTHORS

CHICHERIN Stanislav V. — Omsk state transport university. 35, Karla Marksa St., Omsk, 644046, Russia.
E-mail: man_csv@hotmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 21.11.2016.

DOI: 10.18721/JEST.230208

УДК 621.319.4

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

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

ВЛИЯНИЕ ФОРСИРОВАННЫХ ТОКОВЫХ НАГРУЗОК НА ПАРАМЕТРЫ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ КОНДЕНСАТОРОВ

Экспериментально исследована работа металлопленочных конденсаторов в режимах высокой токовой нагрузки. Обнаружены изменения частотных зависимостей емкости и диэлектрических потерь в процессе деградации. Было установлено, что в форсированном режиме работы эффективная емкость конденсаторов резко снижается в области высоких частот (более 1 кГц). Также обнаружено увеличение диэлектрических потерь и образование максимумов на частотной зависимости. Проведено численное моделирование процесса деградации контактных узлов. Результаты численного моделирования показали, что изменение частотных зависимостей емкости и диэлектрических потерь конденсатора связано с деградацией контактных узлов и последующим неравномерным распределением потенциала по электродам конденсатора. На основании экспериментальных и расчетных данных предложена эквивалентная схема металлопленочного конденсатора, учитывающая деградацию электродов в процессе эксплуатации в форсированном режиме.

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ КОНДЕНСАТОРЫ; ЕМКОСТЬ; ДИЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ПОТЕРИ; ЭКВИВАЛЕНТНАЯ СХЕМА; ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ.

Ссылка при цитировании:

В.О. Белько, Д.Ю. Гливенко, О.А. Емельянов, И.О. Иванов. Влияние форсированных токовых нагрузок на параметры электрических конденсаторов // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 81–90. DOI: 10.18721/JEST.230208

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

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

CURRENT OVERLOAD MODE INFLUENCE ON ELECTRICAL CAPACITORS PARAMETERS

We have experimentally studied the operation of metallized film capacitors in high current overload mode. We have detected changes in the frequency dependencies of capacitance and dissipation factor were found. It was found that effective capacitance rapidly decreases in the high frequency region (more than 1 kHz). Moreover, an increase in the dissipation factor increasing and the appearance of maxima in the frequency dependence were found. The degradation of contact edges was numerically modelled. The results of numerical modeling showed that the changes in the frequency dependencies of capacitance and dissipation factor is due to the degradation of contact edges and the subsequent non-uniform distribution of electric potential in capacitor electrodes. Based on the experimental and calculated data, we have suggested an equivalent circuit of a metallized film capacitor. This circuit takes into account the degradation of electrodes during operation in overload mode.

ELECTRICAL CAPASITORS; CAPACITANCE; DISSIPATION FACTOR; EQUIVALENT CIRCUIT; NUMERICAL MODELING.

Citation:

V.O. Belko, D.Yu. Glivenko, O.A. Emelyanov, I.O. Ivanov, Current overload mode influence on electrical capacitors params, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 81–90, DOI: 10.18721/JEST.230208

Введение

В устройствах низковольтной преобразовательной техники широкое применение нашли металлопленочные конденсаторы (МПК) на основе органических диэлектриков (полиэтилентерефталат, полипропилен, полифениленсульфид и др.). Электрические режимы в ряде устройств характеризуются уровнем напряжения, не превышающим 1 кВ (обычно 300–600 В), а рабочие частоты составляют от сотен герц до десятков килогерц. В этом диапазоне конденсаторы с пленочным диэлектриком имеют достаточно высокие значения удельной реактивной мощности. В технических условиях (ТУ) на серийно выпускаемые электрические конденсаторы допустимые параметры режимов эксплуатации определяются исходя из сроков службы ($\tau_{\text{сл}}$) на уровне от единиц до десятков тысяч часов. Основные факторы, определяющие работоспособность конденсаторов, — это напряженность электрического поля E в диэлектрике, частота приложенного напряжения f , максимальная рабочая температура T_{max} (как правило в центре конструкции), а также действующее значение тока через конденсатор I_p .

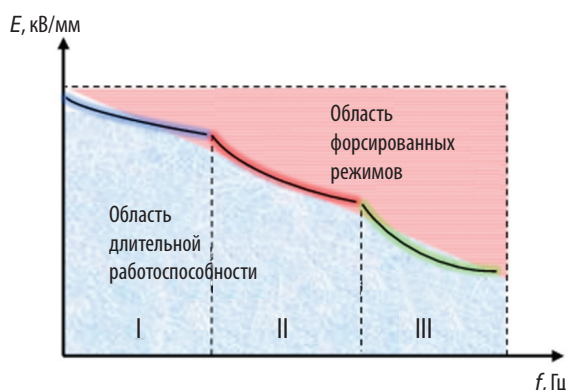


Рис. 1. Качественная зависимость допустимого значения напряженности электрического поля конденсаторного диэлектрика от частоты

Fig. 1. Qualitative dependence of maximum electric field versus operating frequency

На рис. 1 представлена качественная зависимость предельно допустимого значения напряженности электрического поля в диэлектрике конденсатора от частоты при определенной температуре окружающей среды и неизменном сроке службы. В области низких частот (зона I) предельно допустимое рабочее напряжение определяется исходя из соображений запаса по кратковременной электрической прочности $E_{\text{кр}}$ диэлектрика и деградации емкости конденсатора вследствие развития процессов самовосстановления (СВ). В случае локального пробоя в местах пониженного значения электрической прочности (что неизбежно связано с неоднородной структурой рабочего диэлектрика и большой площадью электродов) возникает значительная величина плотности тока пробоя. При этом в зоне пробоя выделяется энергия, достаточная для частичного уничтожения некоторой области тонкого металлизированного электрода (толщиной 10–20 нм) вблизи канала пробоя. Образующая таким образом зона демеetalлизации изолирует место пробоя от остальной части электрода и конденсатор восстанавливает значение электрической прочности.

В области II основным критерием служит ограничение мощности тепловыделения P_A в конденсаторе, которая определяется в первую очередь потерями энергии электромагнитного поля в диэлектрике и металлических частях (электроды, контактные узлы, выводы). В этом случае существуют ограничения на градиент и максимальное значение температуры в диэлектрике с точки зрения его длительной эксплуатации с учетом теплового старения. Кроме того, для конденсаторов с сильной температурной зависимостью фактора потерь $\epsilon''(T)$ допустимое значение напряжения U ограничивается необходимостью запаса относительно критической мощности тепловыделения для предотвращения развития тепловой неустойчивости, заканчивающейся, как правило, тепловым пробоем.

При дальнейшем увеличении частоты действующего напряжения (зона III) существен-



ным становится токовая устойчивость металлических частей конструкции конденсатора (в первую очередь — контактных узлов и электродов). В этом случае процесс термического разрушения носит локальный характер, а критерий выбора режима эксплуатации определяется ограничением действующего значения тока I_p . Предлагаемая статья посвящена исследованию режимов работы МПК, соответствующих III зоне рассматриваемых параметров на рис.1.

Многие исследования подтверждают, что контактный узел металлопленочных конденсаторов — наиболее критичный элемент конструкции в плане воздействия больших импульсных токов. Деградация контакта может быть обусловлена как электродинамическими, так и термомеханическими нагрузками. При этом имеется ряд исследований, указывающих на пороговое значение начала разрушения в зависимости от амплитуды тока, энергии импульса, частоты и т. д. [1–3]. Процесс разрушения контактного узла в общем случае имеет несколько стадий: джоулев нагрев контактной зоны, интенсивное локальное испарение металла (электрический взрыв) и последующий пробой по парам испарившегося металла с формированием микродугового разряда. Некоторые перечисленные стадии рассматривались в работах, где приведен ряд экспериментальных [4–6] и теоретических результатов [7–9]. В качестве параметров меры деградации конденсаторов можно рассматривать снижение первоначальных значений емкости, рост эквивалентного последовательного сопротивления ESR и тангенса угла потерь испытываемых конденсаторов [2]. При этом указанные величины могут иметь частотную дисперсию своих зависимостей в широком диапазоне частот от 20 Гц до 50 МГц, что отмечалось в [10]. В последние годы опубликованы несколько результатов исследований, касающихся деградации МПК в условиях значительных нагрузок. Приводятся данные по статистическим закономерностям отказа конденсаторов и выявлению их чувствительных параметров к исследованным режимам [3, 11–12]. Вместе с тем рассмотренные публикации не содержат данных экспериментальных исследований о работоспособности конденсаторов в форсированных режимах. В связи с невозможностью использования ТУ для прогнозирования работоспособности МПК

в форсированных режимах необходимо было провести соответствующие экспериментальные и теоретические исследования.

Цель данной статьи — изложить результаты исследования работы МПК в режиме высокой токовой нагрузки, когда амплитуда импульса тока в несколько десятков раз выше установленного в ТУ значения.

Методика

В качестве экспериментальных образцов использовались металлопленочные конденсаторы на основе полиэтилентерефталатной (ПЭТФ) пленки. Диапазоны номинальных параметров конденсаторов составили 0,22–1 мкФ и 63–630 В.

Для исследования работоспособности конденсаторов в условиях высоких электродинамических нагрузок был разработан специальный лабораторный стенд. Схема испытательного стенда представлена на рис. 2.

Испытуемый конденсатор заряжался через зарядное сопротивление $R_{зар} = 10$ кОм, которое обеспечивало относительно низкую амплитуду зарядного тока. После этого посредством управляемого IGBT-модуля конденсатор разряжался на низкоиндуктивную нагрузку $R_n = 0,5$ Ом. Сопротивление нагрузки было выбрано таким образом, чтобы обеспечить аperiodический режим разряда с минимальным обратным выбросом. При этом амплитуда разрядного тока лежала в диапазоне 250–650 А, что в 40 и более раз превышает допустимые токи для исследуемых типов конденсаторов. Нагрузочное сопротивление также использовалось в качестве токового шунта. Частота повторения цикла заряд-разряд составила 50 Гц. Критерием окончания эксперимента была потеря емкости испытываемого конденсатора.

В ходе эксперимента при помощи цифрового осциллографа Lecroy WJ322 осуществлялась запись осциллограмм тока в цепи и напряжения на выводах конденсатора. Типичные экспериментальные осциллограммы представлены на рис. 3.

С периодичностью в несколько тысяч циклов заряда-разряда при помощи анализатора иммитанса HIOKI IM3570 проводились измерения частотных спектров емкости и тангенса угла диэлектрических потерь конденсатора в диапазоне 10–10⁶ Гц.



Рис. 2. Блок-схема испытательного стенда

Fig. 2. Block diagram of the test stand

Экспериментальные результаты

В предыдущих работах на примере модельных образцов авторами был обнаружен эффект полярного разрушения контактных узлов металлопленочных конденсаторов в условиях значительных электродинамических нагрузок [10]. В настоящей работе аналогичный эффект был показан на реальных конденсаторах. После окончания эксперимента конденсаторы разбирались с целью установления причины отказа. В 7 из 10 случаев отказ был обусловлен полным разрушением зоны контактного узла, соответствующего положительному выводу конденсатора. Это подтверждает, что в условиях форси-

рованных токовых нагрузок скорость разрушения «положительного» контактного узла выше, чем «отрицательного». В соответствии с [13] полярный эффект может быть объяснен электромиграционными процессами в области контактного узла металлопленочного конденсатора.

В ходе экспериментов был обнаружен еще один эффект, заключающийся в появлении существенной частотной дисперсии емкости конденсатора по мере его деградации. При этом существенные изменения претерпевает частотная зависимость тангенса угла диэлектрических потерь конденсатора. Частотная дисперсия емкости конденсаторов связана с диссипацией энергии электромагнитного поля и обусловлена в первую очередь процессами джоулевых и релаксационных потерь в элементах конденсатора (металлические части и рабочий диэлектрик). Совокупно указанные процессы могут быть охарактеризованы величиной комплексной эффективной емкости конденсатора и соответствующим значением тангенса угла диэлектрических потерь:

$$\dot{C}_{eff} = \frac{1}{i\omega \dot{Z}(\omega)} = C'(\omega) - iC''(\omega); \quad (1)$$

$$\text{tg}\delta(\omega) = \frac{C''(\omega)}{C'(\omega)}, \quad (2)$$

где $\dot{Z}(\omega)$ — импеданс исследуемого конденсатора.

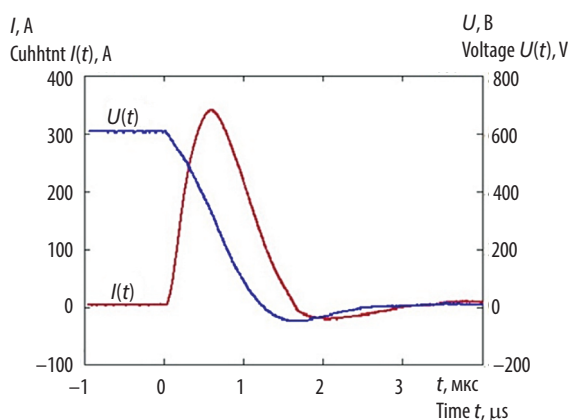


Рис. 3. Осциллограммы тока и напряжения

Fig. 3. Current and voltage oscillograms

В случае мостовых схем измерения обычно пользуются значениями параметров эквивалентных схем замещения конденсаторов. Для последовательной схемы замещения импеданс конденсатора обусловлен эквивалентным последовательным сопротивлением $r_{SE}(\omega)$, емкостью $C_S(\omega)$ и тангенсом угла диэлектрических потерь $\operatorname{tg} \delta(\omega)$:

$$\dot{Z}(\omega) = r_{SE}(\omega) + \frac{1}{i\omega C_S(\omega)}; \quad (3)$$

$$\operatorname{tg} \delta(\omega) = \omega r_{SE}(\omega) C_S(\omega). \quad (4)$$

Связь между измеренными параметрами и параметрами эффективной емкости принимает следующий вид:

$$C'(\omega) = \frac{C_S(\omega)}{1 + \omega^2 \tau_{SE}^2(\omega)}; \quad (5)$$

$$C''(\omega) = \frac{\omega \tau_{SE} C_S(\omega)}{1 + \omega^2 \tau_{SE}^2(\omega)}, \quad (6)$$

$$\operatorname{tg} \delta(\omega) = \omega \tau_{SE}(\omega). \quad (7)$$

В формулах (5)–(7) $\tau_{SE}(\omega) = r_{SE}(\omega) C_S(\omega)$. При этом частотное поведение модуля эффективной емкости определяется следующей зависимостью:

$$|\dot{C}_{eff}(\omega)| = \frac{C_S(\omega)}{\sqrt{1 + \omega^2 \tau_{SE}^2(\omega)}}. \quad (8)$$

Для практических случаев измерения параметров обычно можно полагать

$$\operatorname{tg}^2 \delta(\omega) \ll 1 \text{ и } |\dot{C}_{eff}| \approx C_S(\omega).$$

Деградация контактных узлов сопровождается значительным ростом тангенса в широком диапазоне частот, а также тенденцией к появлению одного или двух максимумов зависимости в области высоких частот. На рис. 3 и 4 представлены частотные зависимости емкости и тангенса угла потерь, измеренные в ходе испытания конденсатора 630 В — 0,47 мкФ. В данном случае отказ конденсатора наступил вскоре после достижения им 20 000 циклов заряда-разряда, поэтому кривую N_4 можно считать соответствующей состоянию, близкому к потере емкости исследуемого объекта.

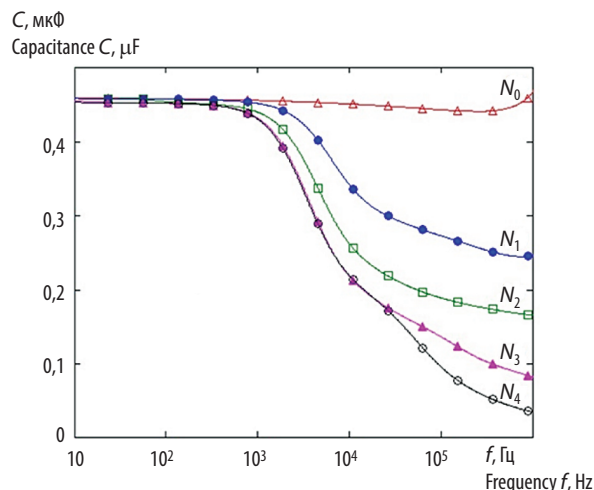


Рис. 4. Частотные спектры эффективной емкости исследуемого конденсатора после N ($N_0 = 0$, $N_1 = 5\,000$, $N_2 = 10\,000$, $N_3 = 15\,000$, $N_4 = 20\,000$) циклов заряд-разряд

Fig. 4. Capacitance spectra of testing capacitor after N ($N_0 = 0$, $N_1 = 5\,000$, $N_2 = 10\,000$, $N_3 = 15\,000$, $N_4 = 20\,000$) charge-discharge cycles

Как видно из рис. 4, на частотах свыше 1 кГц наблюдается существенное снижение емкости по отношению к исходному состоянию. В предельном случае (N_4 , 1 МГц) имеет место 90-процентное снижение эффективной емкости, что является неочевидным следствием старения конденсатора в условиях повышенных токовых нагрузок. Действительно, при размотке конденсатора после окончания эксперимента было установлено, что активная зона электродов не имеет следов деградации, т. е. разрушения металлизации из-за процессов самовосстановления (и, как следствие, уменьшения площади электродов) не наблюдалось. Также факт отсутствия разрушения основной площади электродов подтверждается сохранением конденсатором своей емкости в области низких частот. Обсуждение причин обнаруженного явления проводится в следующей части работы.

Как видно из рис. 5, частотная зависимость тангенса угла потерь по мере деградации конденсатора приобретает явно выраженный максимум, а после 10 000 циклов заряд-разряд появляется и второй пик. При этом значения тангенса угла потерь, которые для высоких частот лежат в интервале 0,5–1, во-первых, не могут быть объяснены потерями на поляризацию

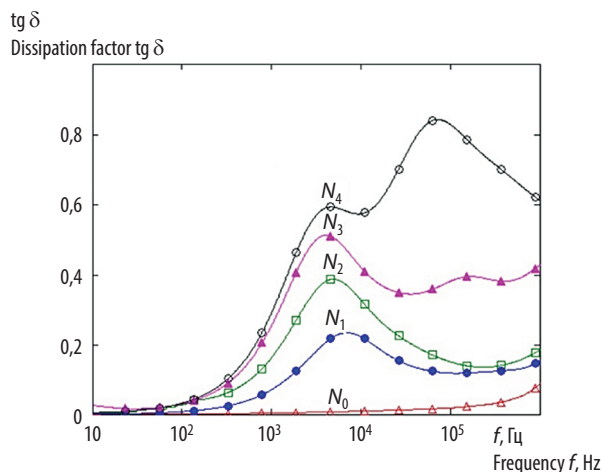


Рис. 5. Тангенс угла диэлектрических потерь исследуемого конденсатора после N ($N_0 = 0$, $N_1 = 5\,000$, $N_2 = 10\,000$, $N_3 = 15\,000$, $N_4 = 20\,000$) циклов заряд-разряд

Fig. 5. Dissipation factor of testing capacitor after: $N_0 = 0$, $N_1 = 5\,000$, $N_2 = 10\,000$, $N_3 = 15\,000$, $N_4 = 20\,000$ charge-discharge cycles

в диэлектрике конденсатора, а во-вторых, не позволяют говорить об исследуемом объекте как о классическом конденсаторе, у которого угол сдвига фазы приближается к 90° .

Обсуждение

Явление дисперсии емкости металлопленочных конденсаторов, возникающее в условиях старения, упоминается в литературе. Так, в [14, 15] автор описывает выраженную частотную зависимость емкости конденсаторов, у которых наблюдалась значительная коррозия металлизированных электродов вблизи контактных узлов. Автор проводил исследования на моделях, в которых имитировалось практически полное отсутствие электрического контакта между контактным узлом и металлизацией, при этом оставшиеся зоны контактирования находились на расстоянии, превышающем единицы — десятки метров. Действительно, в данном случае конденсаторная структура на основе металлизированных пленок должна рассматриваться как длинная линия со своими погонными емкостью и сопротивлением. В таком случае распределение потенциала по поверхности металлизации и, как следствие, общая емкость структуры будут определяться частотой приложенного напряжения.

Однако сложно представить, что деградация контактных узлов конденсатора будет сопровождаться появлением длинных (единицы — десятки метров) сплошных деметаллизированных областей, разделяющих металлизацию и контактный узел. Деградация контактных узлов и появление деметаллизированных областей — это в большей степени случайный процесс, так как зависит от технологии создания контактного узла, среднего размера частиц напыляемого металла, глубины их проникновения между слоями пленки и т. д. Поэтому стоит ожидать более равномерного расположения по длине электрода как деметаллизированных зон, так и областей, где электрический контакт металлизации с контактным узлом сохранен.

Но и при относительно равномерном расположении зон контактирования, когда расстояние между точками подвода потенциала к электроду не превышает малых десятков см, может наблюдаться существенная неоднородность распределения потенциала по поверхности металлизации, зависящая от расстояния между зонами контактирования, а также их геометрических размеров. В подтверждение данного предположения в программном пакете Comsol Multiphysics был смоделирован участок конденсаторной структуры, состоящей из ПЭТФ пленки толщиной 6 мкм и двух слоев алюминиевых металлизированных электродов толщиной 20 нм. Подвод потенциала $\varphi = 100$ В к верхнему металлизированному электроду осуществляется «точно» через две области шириной 50 мкм, расположенные на расстоянии 100 мм друг от друга. Нулевой потенциал сообщается противоположному торцу нижнего металлизированного электрода. Расчет проводился для диапазона частот $10\text{--}10^6$ Гц.

Математическая постановка задачи моделирования

В расчетной области решаются уравнения вида

$$\operatorname{div} \mathbf{D} = \rho;$$

$$\mathbf{J} = \sigma \mathbf{E} + j\omega \mathbf{D};$$

$$\mathbf{E} = -\nabla \varphi, \quad (9)$$

где \mathbf{D} — вектор электрического смещения; ρ — объемный заряд; \mathbf{J} — вектор плотности тока;

\mathbf{E} — вектор напряженности электрического поля; σ — проводимость среды; ω — циклическая частота переменного поля; φ — потенциал; j — мнимая единица.

При этом граничные условия принимают следующий вид:

для областей подвода потенциала — $\varphi = 100$ В;

для заземленного электрода — $\varphi = 0$ В;

для внешних поверхностей расчетной области — $\mathbf{n} \cdot \mathbf{J} = 0$.

В результате численного моделирования была построена картина распределения потенциала по поверхности металлизированного электрода (рис. 6). Как видно, вблизи зон контактирования наблюдается большой градиент потенциала, а на расстоянии порядка ширины электрода потенциал спадает более чем в 3 раза, при этом в области между контактными площадками образуются так называемые «мертвые зоны», в пределах которых потенциал имеет наименьшее значение (снижение по отношению к исходному уровню более чем в 5 раз). Понятно, что полная емкость такой структуры значительно ниже ее геометрической емкости в условиях электростатического поля или поля низкой частоты и будет определяться преимущественно областями вблизи контактных площадок. Таким образом, для испытанных конденсаторов неоднородное распределение потенциала по площади металлизации на высоких частотах определяется не только конечной скоростью распространения электромагнитного поля вдоль электродов, но и неравномерным контактированием металлизации с контактным узлом.

Для численного описания параметров конденсатора в широком диапазоне частот с учетом процессов, происходящих при деградации контактных узлов, была предложена эквивалентная схема металлопленочного конденсатора (рис. 7). Схема состоит из трех групп элементов. Конденсаторы C_1 и C_3 отвечают за емкость катодных и анодных приконтактных областей, резисторы R_{k1} и R_{k2} — за сопротивление контактных узлов, то есть областей перехода к металлизации. Разделение их на отдельные цепочки правомерно, так как было показано, что скорости деградации контактных узлов различных полярностей существенно

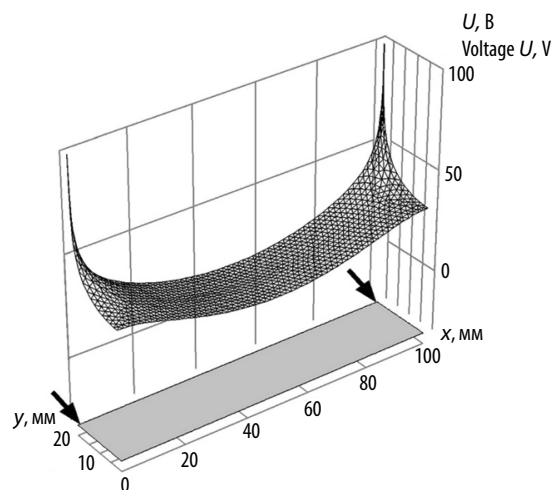


Рис. 6. Распределение потенциала по поверхности электрода при неравномерном («точечном») подводе тока. Черными стрелками указаны зоны контактирования металлизации с контактным узлом. Частота напряжения 1 МГц

Fig. 6. Potential distribution at the electrode surface with nonuniform current supply. Black arrows are contacts of metallization and contact edge. Operating frequency is 1 MHz

различаются. Конденсатор C_2 символизирует емкость участков, отдаленных от контактных зон, где градиент потенциала незначительный. Сопротивления R_1 , R_2 и R_3 , R_4 являются эквивалентными сопротивлениями металлизированных электродов соответственно положительной и отрицательной полярности.

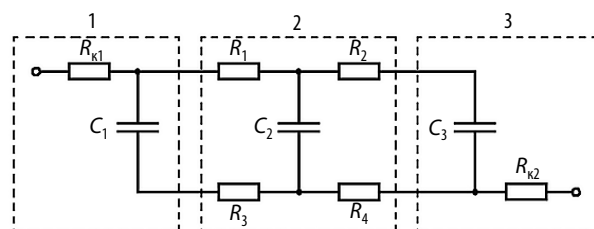


Рис. 7. Эквивалентная схема МПК для описания частотной зависимости емкости: группы элементов 1 и 3 символизируют прианодную и прикатодную области конденсатора, в пределах которых имеет место большой градиент потенциала; группа 2 — область конденсатора с относительно равномерным распределением потенциала по площади электродов

Fig. 7. MFC's equivalent circuit for capacitance frequency dependence description: elements groups 1 and 3 symbolize anode and cathode area, group 2 is area with relatively uniform potential distribution at the electrode surface

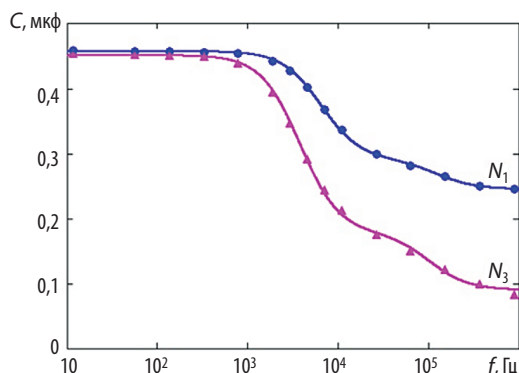


Рис. 8. Частотные спектры емкости конденсатора после $N_1 = 5\,000$ и $N_3 = 15\,000$ циклов заряд-разряд. Маркеры — эксперимент; сплошные линии — расчет

Fig. 8. Capacitance spectra after $N_1 = 5\,000$ and $N_3 = 15\,000$ charge-discharge cycles. Markers are experiment data and lines are calculating data

В результате подбора параметров эквивалентной схемы были получены частотные зависимости емкости для разных стадий деградации контактных узлов. На рис. 8 представлены некоторые частотные спектры емкости, полученные экспериментально и расчетным путем. Параметры эквивалентной схемы для полученных зависимостей приведены в табл. 1. Значения параметров R_{k1} и R_{k2} приняты равными $0,01\,\Omega$ для все расчетных кривых.

Как видно из рис. 8, расчетные данные хорошо согласуются с экспериментальными, что свидетельствует об адекватности применяемого подхода. Таким образом, предложенная эквивалентная схема позволит оценивать текущее состояние контактных узлов металлопленочного конденсатора на основе измерений частотных спектров емкости и прогнозировать работоспособность изделий в форсированных режимах.

Параметры эквивалентной схемы МПК

Equivalent circuit parameters of the MFC

N	C_1 , нФ	C_2 , нФ	C_3 , нФ	R_1 , Ом	R_2 , Ом	R_3 , Ом	R_4 , Ом
5000	83	214	160	136	7	149	6
15000	79	213	159	264	2	139	10

Выводы

Проведено исследование влияния высоких (форсированных) токовых нагрузок на параметры МПК. Установлено, что в данном режиме работы эффективная емкость конденсаторов резко снижается в области высоких частот (более $1\,\text{кГц}$). Также обнаружено увеличение диэлектрических потерь и образование максимумов на частотной зависимости.

Проведено численное моделирование влияния разрушения контактных узлов на распре-

деление потенциала по электродам в программном пакете COMSOL Multiphysics. Установлено, что частотная дисперсия эквивалентной емкости связана с неравномерным распределением плотности тока в электродах.

На основании экспериментальных данных и численного моделирования предложена эквивалентная схема МПК. Она учитывает деградацию конденсаторных электродов в области контактных узлов и может быть использована при оценке работоспособности МПК в форсированных режимах работы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Picci G., Rabuffi M. Pulse Handling Capability of Energy Storage Metallized Film Capacitors // IEEE Transactions on Plasma Science. 2000. Vol. 28. № 5. P. 1603–1606.
2. El-Husseini M.H., Venet P., Al-Majid A., Fathallah M., Rojat G., Ferreira J.A. Manufacturing Technology Effect on Current Pulse Handling Performance of Metallized Polypropylene Film Capacitors // Journal of Physics D: Applied Physics. 2003. Vol. 36. № 18. P. 2295–2303.
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. 39. № 1. P. 353–356.

4. **Lin F., Dai X., Yao Z., Li J.** Research on Electrode-End Contact Degradation of Metallized Polypropylene Capacitors // *IEEE Transactions on Magnetics*. 2003. Vol. 21. № 3. P. 957–963.

5. **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.

6. **Borghetti A., Nucci C.A., Pasini G., Pirani S., Rinaldi M.** Tests on Self-Healing Metallized Polypropylene Capacitors For Power Applications // *IEEE Transactions on Power Delivery*. 1995. Vol. 10. № 1. P. 556–561.

7. **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.

8. **Qi X., Boggs S.** Transient Finite Element Computation of the Temperature Rise in Metallized Film Capacitor End Connections Caused by Underdamped Discharge // *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. 2008. Vol. 15. № 1. P. 277–283.

9. **Qi X., Boggs S.** Analysis of the Effects of End Connection Quality on the Dielectric Loss of Metallized Film Capacitors // *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. 2004. Vol. 11. № 6. P. 990–994.

10. **Sivakumar J., Usa S., Panneerselvam M.A.** Effect of Asymmetrical Edge Disconnection on Equivalent Series Resistance of Metallized Polypropylene Capacitors // *Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology*. 2013. Vol. 7. № 3. P. 639–644.

11. **Makdessi M., Sari A., Venet P.** Metallized polymer film capacitors ageing law based on capacitance degradation // *Microelectronics Reliability*. 2014. Vol. 45. № 9–10. P. 1823–1827.

12. **McCluskey F.P., Li N.M., Mengotti E.** Eliminating infant mortality in metallized film capacitors by defect detection // *Microelectronics Reliability*. 2014. Vol. 54. № 9–10. P. 1818–1822.

13. **Belko V.O., Emelyanov O.A., Ivanov I.O., Glivlenko D.Y.** Metallized Film Capacitors Degradation under High Electrodynamical Load // *IEEE Conference of Russian Young Researchers in Electrical and Electronic Engineering*. 2017. P. 1–3.

14. **Brown R.W.** Linking corrosion and catastrophic failure in low-power metallized polypropylene capacitors // *IEEE Transactions on Device and Materials Reliability*. 2006. Vol. 6. № 2. P. 326–333.

15. **Brown R.W.** Modeling of Capacitor Parameters Related to the Metal Film Layer with Partial Edge Disconnection // *IEEE Transactions on Components And Packaging Technologies*. 2007. Vol. 30, No. 4. P. 774–780.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

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

ГЛИВЕНКО Дмитрий Юрьевич — студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. 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

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

REFERENCES

1. **Picci G., Rabuffi M.** Pulse Handling Capability of Energy Storage Metallized Film Capacitors. *IEEE Transactions on Plasma Science*. 2000. Vol. 28. № 5. P. 1603–1606.

2. **El-Husseini M. H., Venet P., Al-Majid A., Fathallah M., Rojat G., Ferreira J.A.** Manufacturing Technology Effect on Current Pulse Handling Performance of Metallized Polypropylene Film Capacitors. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 2003. Vol. 36. № 18. P. 2295–2303.

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. 39. № 1. P. 353–356.

4. **Lin F., Dai X., Yao Z., Li J.** Research on Electrode-End Contact Degradation of Metallized Polypropylene Capacitors. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2003. Vol. 21. № 3. P. 957–963.

5. Li Z., Li H., Lin F., Chen Y., Liu D., Wang B. Life-time investigation and prediction of metallized polypropylene film capacitors. *Microelectronics Reliability*. 2013. Vol. 53. № 12. P. 1962–1967.
6. Borghetti A., Nucci C.A., Pasini G., Pirani S., Rinaldi M. Tests on Self-Healing Metallized Polypropylene Capacitors For Power Applications. *IEEE Transactions on Power Delivery*. 1995. Vol. 10. № 1. P. 556–561.
7. 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.
8. Qi X., Boggs S. Transient Finite Element Computation of the Temperature Rise in Metallized Film Capacitor End Connections Caused by Underdamped Discharge. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. 2008. Vol. 15. № 1. P. 277–283.
9. Qi X., Boggs S. Analysis of the Effects of End Connection Quality on the Dielectric Loss of Metallized Film Capacitors. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. 2004. Vol. 11. № 6. P. 990–994.
10. Sivakumar J., Usa S., Panneerselvam M.A. Effect of Asymmetrical Edge Disconnection on Equivalent Series Resistance of Metalized Polypropylene Capacitors. *Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology*. 2013. Vol. 7. № 3. P. 639–644.
11. Makedessi M., Sari A., Venet P. Metallized polymer film capacitors ageing law based on capacitance degradation. *Microelectronics Reliability*. 2014. Vol. 45. № 9–10. P. 1823–1827.
12. McCluskey F.P., Li N.M., Mengotti E. Eliminating infant mortality in metallized film capacitors by defect detection. *Microelectronics Reliability*. 2014. Vol. 54. № 9–10. P. 1818–1822.
13. Belko V.O., Emelyanov O.A., Ivanov I.O., Glivenko D.Y. Metallized Film Capacitors Degradation under High Electrodynamical Load. *IEEE Conference of Russian Young Researchers in Electrical and Electronic Engineering*. 2017. P. 1–3.
14. Brown R.W. Linking corrosion and catastrophic failure in low-power metallized polypropylene capacitors. *IEEE Transactions on Device and Materials Reliability*. 2006. Vol. 6. № 2. P. 326–333.
15. Brown R.W. Modeling of Capacitor Parameters Related to the Metal Film Layer with Partial Edge Disconnection. *IEEE Transactions on Components And Packaging Technologies*. 2007. Vol. 30, No. 4. P. 774–780.

AUTHORS

BELKO Viktor O. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: vobelko@gmail.com

GLIVENKO Dmitrii Yu. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: dmitry141094@gmail.com

EMELYANOV Oleg A. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: oaemel2@gmail.com

IVANOV Ivan O. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: ivanov.eicc@yandex.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 27.03.2017.



DOI: 10.18721/JEST.230209

УДК 812.35.17.11

Л.И. Сахно¹, О.И. Сахно², П.Д. Федоров³, Ю.В. Радомский⁴

1, 2, 4 — Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация
3 — ОАО «Технолог-С», Санкт-Петербург, Российская Федерация

РАЗРАБОТКА СХЕМЫ ЗАМЕЩЕНИЯ ИНВЕРТОРНОГО ИСТОЧНИКА ПИТАНИЯ МАШИНЫ КОНТАКТНОЙ СВАРКИ

В работе рассматриваются инверторные источники питания машин контактной сварки, которые имеют выходной выпрямитель со средней точкой. Частота инвертора изменяется от 1000 Гц до 10 кГц. Дана схема замещения этого источника, которая позволяет исследовать влияние электромагнитных параметров трансформатора на полную мощность источника, потребляемую из сети, КПД, сварочный ток. Такая схема необходима для разработки экономичных источников питания для сварки деталей из циркония, титана, радиационно-стойких сталей. В схеме замещения источника используется схема замещения трехобмоточного трансформатора, которая имеет ряд преимуществ по сравнению с классической трехлучевой. Трехобмоточный сварочный трансформатор замещается двумя двухобмоточными, но, в отличие от известных работ, в которых используется такой подход, учтено взаимное влияние магнитных полей рассеяния этих двухобмоточных трансформаторов на электромагнитные процессы в источнике. Разработана методика расчета частотных зависимостей электромагнитных параметров трехобмоточного сварочного трансформатора, входящих в схему замещения, и исследовано влияние частоты на них. Эффективность разработанной схемы замещения источника проверена экспериментально.

КОНТАКТНАЯ СВАРКА; ИНВЕРТОР; ТРЕХОБОМОТОЧНЫЙ ТРАНСФОРМАТОР; СХЕМА ЗАМЕЩЕНИЯ; МАГНИТНОЕ ПОЛЕ РАССЕЯНИЯ; КОЭФФИЦИЕНТ МАГНИТНОЙ СВЯЗИ ПО ПОТОКАМ РАССЕЯНИЯ.

Ссылка при цитировании:

Л.И. Сахно, О.И. Сахно, П.Д. Федоров, Ю.В. Радомский. Разработка схемы замещения инверторного источника питания машины контактной сварки. Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 91–100. DOI: 10.18721/JEST.230209

L.I. Sakhno¹, O.I. Sakhno², P.D. Fedorov³, Yu.V. Radomsky⁴

1, 2, 4 — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation
3 — Closed joint-stock company «Technolog-S», Saint-Peterburg, Russian Federation

DEVELOPMENT OF EQUIVALENT CIRCUIT OF HIGH FREQUENCY RESISTANCE SPOT WELDING SYSTEMS

The paper considers high-frequency resistance spot welding systems. These systems have full-wave center-tapped output rectifiers. The frequency varies from 1000 Hz to 10 kHz. The paper presents an equivalent circuit for these systems, which allows to investigate the influence of electromagnetic parameters of the transformer on power consumption, on the efficiency, and on the welding current. This circuit is necessary to create low-cost power sources for welding the parts made of zirconium, titanium, or radiation-resistant steels. The equivalent circuit of three-winding transformers is used, which has a number of advantages compared to the classical equivalent circuit. The three-winding welding transformer is replaced by two two-winding ones. We take into account the mutual influence of the magnetic leakage fields of these two-winding transformers on electromagnetic processes in the resistance spot welding systems. The study of the transformer's parameters includes both 2D eddy-current FEA analysis for estimating the leakage impedance and the circuit simulation, which gives the output current power consumption. The effectiveness of the developed equivalent circuit of the source was tested experimentally.

SPOT WELDING; INVERTOR; THREE-WINDING TRANSFORMER; EQUIVALENT CIRCUIT; MAGNETIC LEAKAGE FIELD; MAGNETIC COUPLING FACTOR FOR THE LEAKAGE FLUXES.

Citation:

L.I. Sakhno, O.I. Sakhno, P.D. Fedorov, Yu.V. Radomsky, Development of equivalent circuit of high frequency resistance spot welding systems, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 91–100, DOI: 10.18721/JEST.230209

Введение

Инверторные источники питания повышенной частоты на базе выпрямителя со средней точкой находят широкое применение в машинах контактной сварки, причем наибольшее распространение получили источники с частотой инвертора 1000 Гц [1]. По сравнению с источниками питания промышленной частоты они обеспечивают уменьшение массы и габаритов сварочного трансформатора, входящего в источник питания, и расширение технологических возможностей машины. Создание таких источников питания актуально для сварки в приборостроении, электронной промышленности, атомной энергетике, автомобилестроении.

Однако при увеличении частоты увеличивается полная мощность, потребляемая источником из сети, и уменьшается его КПД, так как увеличивается полное сопротивление сварочного трансформатора, которое превышает сопротивление нагрузки источника. Увеличение полной мощности, потребляемой из сети, приводит к увеличению платы за электроэнергию при проведении сварочных работ, что увеличивает стоимость изготавливаемых деталей. Для создания экономичных источников питания с частотой 1000–10000 Гц для сварки деталей из циркония, титана, радиационно-стойких сталей необходимо исследовать влияние электромагнитных параметров сварочных трансформаторов на электропотребление источника и разработать способы его снижения. Для решения этой задачи необходимо иметь схему замещения инверторного источника питания. Обычно в схеме замещения инверторного источника на базе выпрямителя со средней точкой трехобмоточный сварочный трансформатор замещается двумя двухобмоточными [1–7]. Однако взаимное влияние магнитных полей рассеяния этих двухобмоточных трансформаторов на электромагнитные процессы в источнике не учитывается. В публикациях отсутствует ин-

формация о роли этого влияния на электромагнитные процессы в инверторном источнике питания машины контактной сварки. В связи с этим нашей целью было предложить схему замещения инверторного источника питания, учитывающую взаимное влияние полей рассеяния двухобмоточных трансформаторов, которые входят в трехобмоточный сварочный трансформатор, и позволяющую исследовать полную мощность источника, потребляемую из сети, КПД, сварочный ток. Кроме того, необходимо было разработать методику расчета частотных зависимостей электромагнитных параметров трехобмоточного сварочного трансформатора, входящих в схему замещения, и исследовать влияние частоты на них. Эффективность разработанной схемы замещения источника должна быть проверена экспериментально.

Методика проведения исследования

Принципиальная схема источника питания включает: сетевой трехфазный выпрямитель, емкостной фильтр выпрямителя, инвертор, трехобмоточный трансформатор с первичной обмоткой 1 и двумя вторичными обмотками (2, 3), соединенными последовательно и согласно, однофазный выпрямитель со средней точкой и активно-индуктивную нагрузку.

При разработке схемы замещения не учитывались электромагнитные процессы в сетевом трехфазном выпрямителе и фильтре выпрямителя, поскольку они хорошо известны. Инвертор замещен источником знакопеременной ЭДС e , которая на каждом полупериоде имеет форму прямоугольника или трапеции с заданным значением отношения T_1/T (T_1 — время действия импульса ЭДС; T — период ЭДС). Период изменения этой ЭДС — $T = 1/f$, где f — частота инвертора. Нагрузка трансформатора представляет собой индуктивность, активное сопротивление контура, образованного шинами,

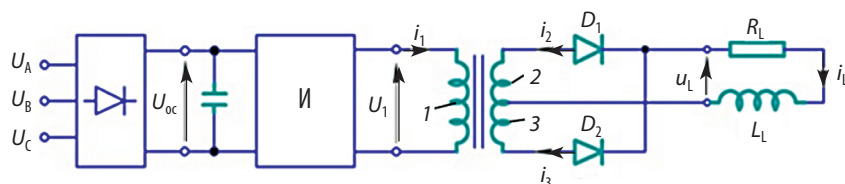


Рис. 1. Принципиальная схема инверторного источника питания

Fig. 1. Schematic diagram inverter power supply

подводящими ток к точке сварки, и активное сопротивление материала в месте сварки.

Особенность режима работы трехобмоточного трансформатора в инверторном источнике питания с выпрямителем со средней точкой состоит в том, что ток проходит по первичной обмотке и либо по одной вторичной обмотке, либо по обеим вторичным обмоткам, когда происходит коммутация диодов D_1 и D_2 (рис. 1). Обычно при расчете токов и напряжений в выпрямителе со средней точкой используется схема замещения, в которой последовательно с диодом D_1 включаются индуктивность рассеяния L''_{12} и активное сопротивление R''_{12} трансформатора с обмотками 1 и 2 (в дальнейшем трансформатор 1–2), приведенными к обмотке 2, а последовательно с диодом D_2 включаются индуктивность рассеяния L''_{13} и активное сопротивление R''_{13} трансформатора с обмотками 1 и 3 (в дальнейшем трансформатор 1–3). При этом не учитывается взаимное влияние полей рассеяния трансформаторов 1–2 и 1–3 на токи в их обмотках [1–7].

Для того чтобы схема замещения содержала стандартные элементы при компьютерном моделировании, используется схема замещения трехобмоточного трансформатора, предложенная в [8, 9]. Отличие этой схемы от классической трехлучевой [10–12] — в отсутствии электрической связи между первичной 1 и вторичными 2, 3 обмотками, а также в отсутствии возможности получения отрицательных активных сопротивлений. Наличие отрицательных активных сопротивлений делает невозможным применение классической схемы замещения в стандартных программах расчета электрических цепей. В то же время эта схема, как и классическая, учитывает взаимное влияние полей рассеяния двухобмоточных трансформаторов 1–2 и 1–3. Кроме того, достоинством используемой в данной работе схемы является ясный физический смысл ее параметров.

Приведем некоторые сведения, поясняющие электромагнитные параметры в выбранной схеме замещения трансформатора, необходимые для дальнейшего анализа электропотребления инверторного источника. На рис. 2, а показана электрическая схема трехобмоточного трансформатора с первичной обмоткой 1 и двумя вторичными обмотками 2 и 3. Первичная обмотка подключена к источнику ЭДС e_1 , вторичные обмотки имеют ЭДС холостого хода e_{20} и e_{30} . Вторичные обмотки этого трансформатора подключены к своим нагрузкам, напряжения на которых равны $u_{нагр1}$, $u_{нагр2}$. Схема замещения основана на замене этого трансформатора двумя двухобмоточными трансформаторами 1–2 и 1–3, которые имеют между собой связь через магнитное поле рассеяния, характеризуемая взаимной индуктивностью M по потокам рассеяния. Взаимное влияние потоков рассеяния этих трансформаторов учитывается путем изменения ЭДС на разомкнутых зажимах вторичной обмотки одного трансформатора из-за протекания тока по обмоткам другого. Например, протекание тока по обмоткам трансформатора 1–2 изменяет ЭДС на зажимах вторичной обмотки трансформатора 1–3 за счет магнитного поля рассеяния трансформатора 1–2, линии которого пересекают витки вторичной обмотки 3. Эта ЭДС представляется в виде

$$e_M = -M \frac{di_2}{dt}, \quad (1)$$

где i_2 — ток в обмотке 2; M — взаимная индуктивность по потокам рассеяния трансформаторов 1–2 и 1–3.

ЭДС на разомкнутых зажимах обмотки 3 изменяется и за счет падения напряжения на первичной обмотке, которая является общей для обоих трансформаторов.

Уравнения трансформатора, в которых учтено изменение ЭДС на разомкнутых зажимах вторичных обмоток, имеют вид

$$\left. \begin{aligned} e_{02} &= r_{12}'' i_2 + L_{12}'' \frac{di_2}{dt} + \frac{r_1}{k_{12}k_{13}} i_3 + M \frac{di_3}{dt} + u_{\text{нагр1}}; \\ e_{03} &= r_{13}'' i_3 + L_{13}'' \frac{di_3}{dt} + \frac{r_1}{k_{12}k_{13}} i_2 + M \frac{di_2}{dt} + u_{\text{нагр2}}, \end{aligned} \right\} (2)$$

где i_2, i_3 — токи в обмотках 2 и 3; e_{02}, e_{03} — ЭДС холостого хода обмоток 2 и 3; L_{12}'', r_{12}'' — индуктивность рассеяния и активное сопротивление трансформатора 1–2; L_{13}'', r_{13}'' — индуктивность рассеяния и активное сопротивление трансформатора 1–3 (параметры трансформаторов 1–2 и 1–3 приведены к своим вторичным обмоткам); r_1 — активное сопротивление первичной обмотки; $k_{12} = \frac{w_1}{w_2}$, $k_{13} = \frac{w_1}{w_3}$ — коэффициенты трансформации трансформаторов 1–2 и 1–3; w_1, w_2, w_3 — количество витков первичной и вторичных обмоток; $u_{\text{нагр1}}$ — напряжение на нагрузке обмотки 2; $u_{\text{нагр2}}$ — напряжение на нагрузке обмотки 3.

Схема замещения, соответствующая уравнениям (2), изображена на рис. 2, б. На этом рисунке показаны две электрически не связанные между собой схемы замещения двухобмоточных трансформаторов 1–2 и 1–3, параметры которых приведены к вторичным обмоткам. От известных схем замещения двухобмоточных трансформаторов схемы на рис. 2, б отличаются наличием зависимых источников напряжения e_2, e_3 . Кроме того, индуктивности рассеяния двухобмоточных трансформаторов индуктивно связаны между собой.

При выводе уравнений (1) принято, что если коэффициент взаимной индукции $M > 0$, то магнитный поток рассеяния трансформатора с обмотками 1–2, сцепляющийся с обмоткой 3, на-

правлен встречно основному магнитному потоку в этой обмотке. Это приводит к уменьшению результирующей ЭДС на разомкнутых зажимах обмотки 3 и уменьшению тока в ней при подключении ее к нагрузке. Формально это означает, что индуктивности рассеяния в схеме замещения трансформатора соединены согласно.

При $M < 0$ указанный поток рассеяния и основной поток направлены согласно, следовательно, результирующая ЭДС на зажимах разомкнутой обмотки 3 увеличивается, что приводит к увеличению результирующей ЭДС на зажимах разомкнутой обмотки 3 и увеличению тока в ней при подключении ее к нагрузке. Формально это означает, что индуктивности рассеяния в схеме замещения соединены встречно.

Аналогично при $M > 0$ магнитный поток рассеяния трансформатора с обмотками 1–3, сцепляющийся с обмоткой 2, направлен встречно с основным магнитным потоком в этой обмотке, а при $M < 0$ — согласно. Взаимная индуктивность по потокам рассеяния определяется формулой [9,10]

$$M = \frac{L_{12}'' + L_{13}'' - L_{23}''}{2}, \quad (3)$$

где L_{23}'' — индуктивность рассеяния трансформатора 2–3.

Взаимная индуктивность трансформаторов 1–2 и 1–3 по потокам рассеяния характеризуется в Мисгосар коэффициентом связи $k = \frac{M}{\sqrt{L_{12}'' L_{13}''}}$.

Зависимый источник ЭДС $e_3 = \frac{r_1}{k_{12}k_{13}} i_2$ в схе-

ме на рис. 2, б (и в уравнениях (2)) учитывает изменение ЭДС на зажимах обмотки 3 за счет падения напряжения на первичной обмотке

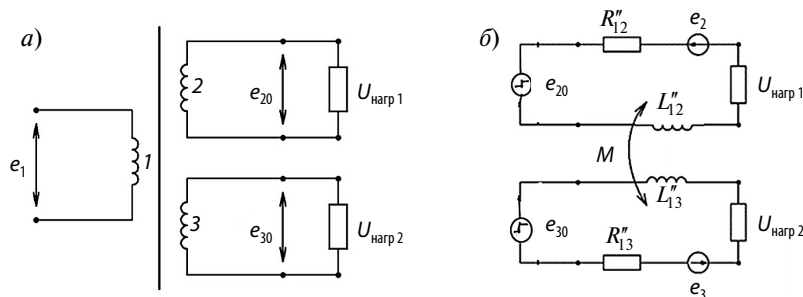


Рис. 2. Трехобмоточный трансформатор (а) и его схема замещения (б)

Fig. 2. Three-winding transformer (a) and replacement scheme (b)

двухобмоточного трансформатора 1–2. Аналогично зависимый источник $e_2 = \frac{r_1}{k_{12}k_{13}} i_3$ учитывает изменение ЭДС на зажимах обмотки 2 за счет падения напряжения на первичной обмотке двухобмоточного трансформатора 1–3.

Уравнение (2) и соответствующая ему схема замещения на рис. 2, б, содержащая только источники ЭДС e_{02} , e_{03} , вполне достаточны для расчета сварочного тока. Однако в данной работе необходимо исследовать мощность, потребляемую источником:

$$S = U_1 I_1, \quad (4)$$

где U_1 , I_1 — действующие значения первичных напряжения и тока.

Поэтому для исследования электропотребления инверторного источника питания в схему замещения на рис. 2, б введен идеальный трехобмоточный трансформатор, который позволяет найти действующие значения первичных тока и напряжения. Он имеет коэффициенты трансформации $k_{12} = \frac{w_1}{w_2}$ и $k_{13} = \frac{w_1}{w_3}$, которые формируют напряжения холостого хода вторичных обмоток e_{02} и e_{03} .

Схема замещения трехобмоточного трансформатора с идеальным источником напряжения показана на рис. 3. Введение идеального трехобмоточного трансформатора отличает ее от схемы замещения на рис. 2, б, которая использовалась в [8, 9].

Схема замещения трансформаторно-выпрямительного блока инверторного источника питания машины контактной сварки с учетом рассмотренной схемы замещения трехобмоточного трансформатора показана на рис. 4. Параметры L_{12} , R_{12} , L_{13} , R_{13} на рис. 4 представляют собой индуктивности рассеяния и активные сопротивления короткого замыкания трансформаторов 1–2 и 1–3, приведенные к своим вторичным обмоткам. Параметр $K = \frac{M}{\sqrt{L_{12}L_{13}}}$ характеризу-

ет магнитную связь индуктивностей L_{12} и L_{13} . Зависимый источник ЭДС Н1 учитывает изменение напряжения на зажимах обмотки 3 за счет падения напряжения на первичной обмотке двухобмоточного трансформатора 1–2, а зависимый источник Н2 — изменение напряжения на зажимах обмотки 2 за счет падения напряжения

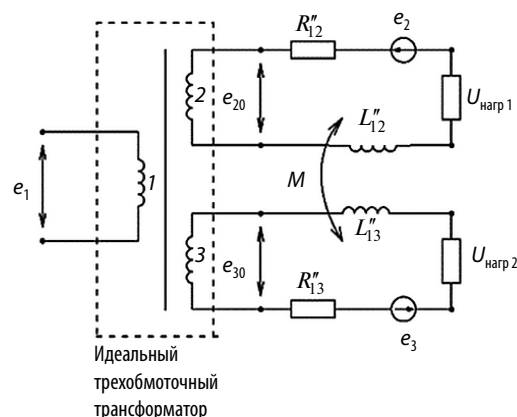


Рис. 3. Схема замещения трехобмоточного трансформатора для расчета энергопотребления инверторного источника

Fig. 3. Equivalent circuit of three-winding transformer for calculation of the power inverter source

на первичной обмотке двухобмоточного трансформатора 1–3. Нагрузка трансформатора представляет собой последовательно соединенную индуктивность L_L и активное сопротивление R_L сварочного контура, который образован шинами, подводящими ток к месту сварки. В сопротивление R_L входит активное сопротивление материала в месте сварки, которое составляет 100 мкОм.

Весьма важной проблемой при разработке схемы замещения трансформаторно-выпрямительного блока инверторного источника питания

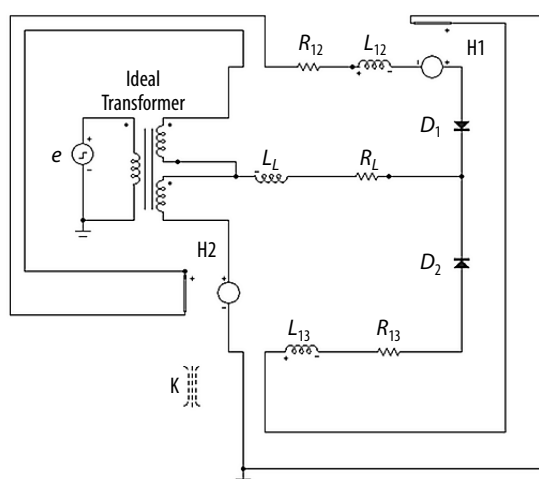


Рис. 4. Расчетная схема инверторного источника

Fig. 4. Design diagram of inverter source

Результаты расчета параметров трансформатора на рис. 5 для частот 1000 Гц и 10000 Гц

f , Гц	$L_{12}'' = L_{13}'', \text{ нГн}$	$L_{23}, \text{ нГн}$	$M, \text{ нГн}$	K	$R_{12}'' = R_{13}'', \text{ мкОм}$
1000	86,9	256	-41	-0,47	154
10000	65,1	187	-28,4	-0,43	547

$$R_{12}'' = \frac{P}{I_2^2}, \quad L_{12}'' = \frac{2W}{I_2^2}, \quad (7)$$

где I_2 — действующее значение тока во вторичной обмотке.

Определив индуктивности рассеяния трансформаторов 1–2, 1–3 и 2–3, по формуле (3) находим взаимную индуктивность по потокам рассеяния и коэффициент связи магнитных полей рассеяния трансформаторов 1–2 и 1–3.

Из таблицы видно, что взаимная индуктивность по потокам рассеяния трансформаторов 1–2 и 1–3 отрицательна. Это значит, что магнитный поток рассеяния одного трансформатора, сцепляющийся с вторичной обмоткой другого, направлен согласно с основным магнитным потоком. Для иллюстрации на рис. 6, а показаны линии основного магнитного потока (режим холостого хода), а на рис. 6, б — линии магнитного потока рассеяния трансформатора 1–2 (режим противовключения). Из этих рисунков видно, что основной поток и поток рассеяния трансформатора 1–2, сцепляющиеся с обмоткой 3, направлены согласно (направления тока в первичной обмотке одинаковы для рис. 6, а и б).

Кроме того, расчеты показали, что трансформаторы 1–2 и 1–3 имеют достаточно высокую магнитную связь по потокам рассеяния. Следует отметить, что поверхностный эффект существенно влияет на параметры схемы замещения трансформатора. Результаты расчета сопротивлений короткого замыкания двухобмоточного трансформатора в диапазоне изменения частоты 1000–10000 Гц отличаются от результатов измерения измерителем иммитанса Е7–20 [16] не более чем на 10 %.

Схема замещения на рис. 4 использовалась для расчета токов, напряжений и электропотребления источника питания с трансформатором, показанном на рис. 4. Источник питания $e = 540$ В имеет прямоугольную форму на каждом полупериоде, время действия импульса ЭДС T_1 и период изменения ЭДС T совпадают. Индук-

тивности рассеяния трансформаторов 1–2 и 1–3 равны 80 нГн; активные сопротивления этих трансформаторов — 547 мкОм; активное сопротивление в цепи нагрузки — 100 мкОм, индуктивность в цепи нагрузки — 780 нГн, коэффициент связи равен -0,43. Для примера на рис. 7 приведены осциллограммы токов в обмотках трансформатора и в нагрузке, а на рис. 8 — осциллограмма тока в первичной обмотке при частоте 10 кГц.

Измерения сварочного тока в этом источнике питания выполнены с помощью датчиков регистратора сварочных процессов РРС-4 производства фирмы «Электрик-Микс» [18]. Результаты расчета сварочного тока и полной мощности отличаются от результатов измерений не более, чем на 10 %.

Выводы

Разработана эффективная схема замещения инверторного источника питания машины контактной сварки, которая позволяет при расчете полной мощности источника, потребляемой

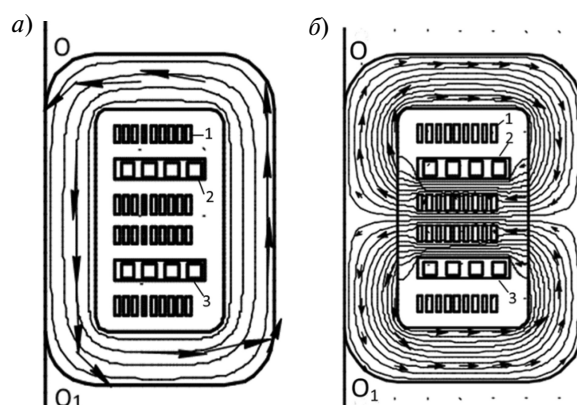


Рис. 6. Картины основного магнитного поля (а) и магнитного поля рассеяния трансформатора 1–2 (б)

Fig. 6. Picture of the main magnetic field (а) and magnetic the stray field transformer 1–2 (б)

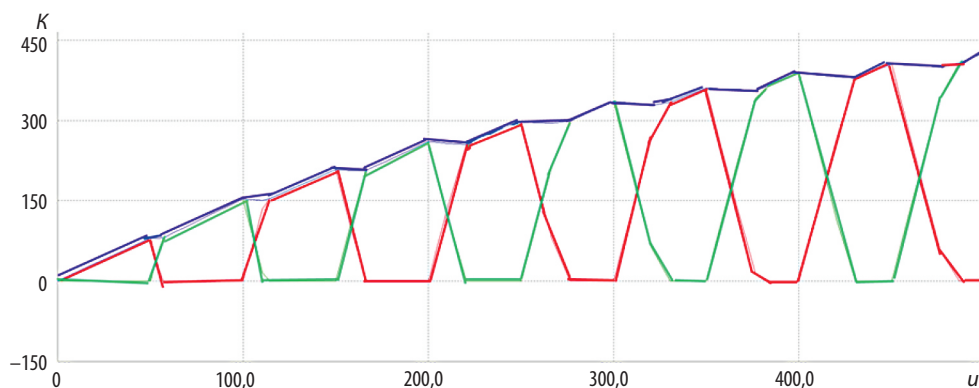


Рис. 7. Осциллограммы токов во вторичных обмотках трансформатора (красный, зеленый) и в нагрузке (синий)

Fig. 7. Wavetforms of currents in the secondary windings of the transformer (red, green) and stress (blue)

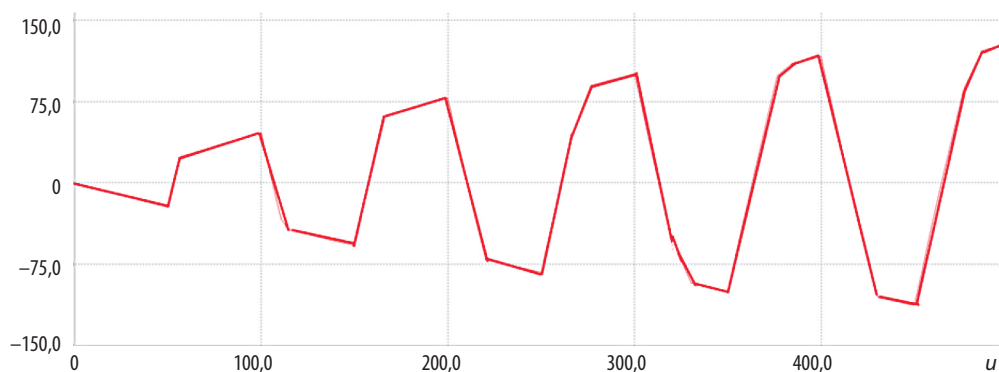


Рис. 8. Осциллограмма тока в первичной обмотке

Fig. 8. The oscillogram of the current in the primary winding

из сети, КПД, сварочного тока учесть взаимное влияния полей рассеяния двухобмоточных трансформаторов, входящих в трехобмоточный сварочный трансформатор, а также проводить анализ гармонического состава токов в обмотках трансформаторов. Результаты расчета сварочного тока и полной мощности, потребляемой из сети, подтверждены экспериментально.

Предложена методика расчета электромагнитных параметров, которые входят в разработанную схему замещения источника. Расчетные частотные зависимости этих параметров отличаются от измеренных не более, чем на 10 % в диапазоне частот от 1000 до 10000 Гц.

Показано, что сопротивления короткого замыкания двухобмоточных трансформаторов, входящих в схему замещения инверторного источника питания, существенно зависят от частоты, причем при ее увеличении от 1000 до 10000 Гц активное сопротивление короткого замыкания трансформатора увеличивается приблизительно в 4 раза, что снижает КПД трансформатора.

Коэффициент связи магнитных полей рассеяния двухобмоточных трансформаторов составляет около 0,5 и может оказать существенное влияние на формы токов в обмотках и электропотребление источника. Этот коэффициент незначительно зависит от частоты.



СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Оборудование для контактной сварки: Справочное пособие // Под ред. Смирнова В.В. СПб.: Энергоатомиздат, 2000. 848 с.
2. **Суслов А.А.** 15-я юбилейная Международная научно-техническая конференция «Сварка и родственные технологии» // Сварочное производство. 2016. № 10. С. 41–52.
3. **European Patent office, No.CN103811156.** Transformer and method of setting winding coils / Petrun M., Dolinar D., Klopčič B., Štumberger G. Applic № CN2031313394, 15 pages, 2014.
4. **Jernej Černelič, Robert Brezovnik, Martin Petrun, Drago Dolinar.** Analysis of power losses in the resistance spot welding transformer // ISEF 2015 — XVII International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering. Valencia, Spain, September 10–12, 2015. (www.isef2015.upv.es2.)
5. **Cukovic J.M., Petrum M., Klopčič B., Polajzer B., Dolinar D.** Optimization of resistance spot welding transformer winding using analytical successive approximation and differential evolution // IEEE Trans. on Magn., 2014. Vol. 50.
6. **Petrum M/, Klopsis B/, Polajzer P., Dolinar D.** Evaluation of iron core quality for resistance spot welding transformers using current controlled supply // IEEE Trans. on Magn., Vol. 48, № 4. P. 1633–1636.
7. **Исаев А.П., Милованов А.В.** Инверторный источник сварочного тока для контактной сварки // Сварочное производство. 2005. № 3. С. 34–38.
8. **Сахно Л.И.** Исследование двухмостовых выпрямителей с крутопадающими внешними характеристиками для питания электрической дуги // Электричество. 2002. № 2. С. 51–58.
9. **Sakhno L., Sakhno O., Dubitsky S.** Field-Circuit Modelling of an Advanced Welding Transformer with Two Parallel Rectifiers // Archives of electrical engineering. 2015. Vol. 64 (252). P. 249–257.
10. **Васютинский С.Б.** Вопросы теории и расчета трансформаторов. Л.: Энергия, 1970. 432 с.
11. **Вольдек А.И., Попов В.В.** Электрические машины. Введение в электромеханику. Машины постоянного тока и трансформаторы. СПб.: Питер, 2007. 320 с.
12. **De Leon, F., & Martinez, J.A.** Dual three-winding transformer equivalent circuit matching leakage measurements // IEEE Transactions on Power Delivery. 2009. 24(1). P. 160–168.
13. ELCUT 6.3/ Руководство пользователя / Е.Э. Мазин, С.Д. Дубицкий, В.Г. Поднос, А.С. Любимцев. — CreateSpace Independent Publishing Platform. — 2017. 296 с.
14. Комплекс программ для численного моделирования электромагнитных и электромеханических устройств ELCUT // www.elcut.ru
15. Измеритель иммитанса Е7-20 // www.priborelectro.ru
16. Регистратор сварочных процессов // www.elmics.ru

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

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

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

ФЕДОРОВ Павел Дмитриевич — инженер ОАО «Технолог-С». 191014, Санкт-Петербург, ул. Жуковского, 4–2Н. E-mail: fedopad@mail.ru

РАДОМСКИЙ Юрий Викторович — студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: uraradomsky@gmail.ru

REFERENCES

1. Oborudovaniye dlya kontaktnoy svarki: Spravochnoye posobiye / Pod red. Smirnova V.V. SPb.: Energoatomizdat, 2000. 848 s. (rus.)
2. **Suslov A.A.** 15 yubileynaya Mezhdunarodnaya nauchno-tehnicheskaya konferentsiya «Svarka i rodstvennyye tekhnologii» // Svarochnoye proizvodstvo. 2016. № 10. S. 41–52. (rus.)
3. **European Patent office No.CN103811156.** Transformer and method of setting winding coils / Petrun M., Dolinar D., Klopčič B., Štumberger G. Applic № CN2031313394, 15 pages, 2014.
4. **Jernej Černelič, Robert Brezovnik, Martin Petrun,**

Drago Dolinar. Analysis of power losses in the resistance spot welding transformer // *ISEF 2015 — XVII International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering*. Valencia, Spain, September 10–12, 2015, www.isef2015.upv.es2.

5. **Cukovic J.M., Petrum M., Klopsis B., Polajzer B., Dolinar D.** Optimization of resistance spot welding transformer winding using analytical successive approximation and differential evolution. *IEEE Trans. on Magn.* 2014. Vol. 50.

6. **Petrum M., Klopsis B., Polajzer P., Dolinar D.** Evaluation of iron core quality for resistance spot welding transformers using current controlled supply. *IEEE Trans. on Magn.* Vol. 48, № 4. P. 1633–1636.

7. **Isayev A.P., Milovanov A.V.** Invertornyy istochnik svarochnogo toka dlya kontaktnoy svarki. *Svarochnoye proizvodstvo*. 2005. № 3. S. 34–38.

8. **Sakhno L.I.** Issledovaniye dvukhmestovnykh vypryamiteley s krutopadayushchimi vneshnimi kharakteristikami dlya pitaniya elektricheskoy dugi. *Elektrichestvo*. 2002. № 2. S. 51–58. (rus.)

9. **Sakhno L., Sakhno O., Dubitsky S.** Field-Circuit Modelling of an Advanced Welding Transformer with Two

Parallel Rectifiers. *Archives of electrical engineering*. 2015. Vol. 64 (252). P. 249–257.

10. **Vasyutinskiy S.B.** Voprosy teorii i rascheta transformatorov. L.: Energiya, 1970. 432 s.

11. **Voldek A.I., Popov V.V.** Elektricheskiye mashiny. Vvedeniye v elektromekhaniku. Mashiny postoyannogo toka i transformatory SPb.: Piter, 2007. 320 s. (rus.)

12. **De Leon, F., & Martinez, J.A.** Dual three-winding transformer equivalent circuit matching leakage measurements. *IEEE Transactions on Power Delivery*. 2009. 24(1). P. 160–168.

13. ELCUT 6.3 Rukovodstvo polzovatelya / Ye.E. Mazin, S.D. Dubitskiy, V.G. Podnos, A.S. Lyubimtsev. — CreateSpace Independent Publishing Platform. — 2017, s. 296

14. Kompleks programm dlya chislennogo modelirovaniya elektromagnitnykh i elektromekhanicheskikh ustroystv ELCUT. www.elcut.ru

15. Izmeritel immitansa Ye7-20. [www/priborelectro.ru](http://www.priborelectro.ru)

16. Registrator svarochnykh protsessov. [www/elmics.ru](http://www.elmics.ru)

AUTHORS

SAKHNO Ludmila I. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: lsahno2010@yandex.ru

SAKHNO Olga I. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: Olasahno@mail.ru

FEDOROV Pavel D. — *Closed joint-stock company «Technolog-S»*. 4–2H, Zhukovsky St, St. Petersburg, Russia, 191014. E-mail: fedopad@mail.ru

RADOMSKY Yuriy Y. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: uraradomsky@gmail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 30.03.2017.



DOI: 10.18721/JEST.230210

УДК 621.311.22(075.8)

Е.Н. Рузич, В.Г. Киселев

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

ВЛИЯНИЕ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ МЕРОПРИЯТИЙ СОГЛАСНО DIN 30676 НА КАТОДНУЮ ЗАЩИТУ ТРУБОПРОВОДА

Произведен анализ и систематизация основных факторов, определяющих параметры катодной защиты подземных металлических коммуникаций (ПМК). Наиболее полно и подробно рассмотрено влияние на антикоррозионную защиту энергетических трубопроводов подготовительных мероприятий в соответствии DIN 30676, среди которых рассмотрены мероприятия по улучшению качества изоляции (увеличение электрического сопротивления покрытий и обеспечение их целостности), обеспечению высокой продольной проводимости трубопроводов, устранению контактов подземных металлических сооружений с другими заземленными сооружениями. На базе проведенных исследований предложены практические рекомендации по снижению потерь мощности в системах катодной защиты. Подтверждено, что для повышения эффективности отечественных подземных металлических трубопроводов энергетических систем целесообразно использовать мероприятий из DIN 30676, посвященных проектированию антикоррозионной защиты.

КОРРОЗИЯ; ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКАЯ КОРРОЗИЯ; КАТОДНАЯ ЗАЩИТА ОТ КОРРОЗИИ; ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКАЯ ЗАЩИТА ОТ КОРРОЗИИ; ЗАЩИТА ОТ НАРУЖНОЙ КОРРОЗИИ ПОДЗЕМНЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ КОММУНИКАЦИЙ.

Ссылка при цитировании:

Е.Н. Рузич, В.Г. Киселев. Влияние подготовительных мероприятий согласно DIN 30676 на катодную защиту трубопровода // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 101–108. DOI: 10.18721/JEST.230210

E.N. Ruzich, V.G. Kiselev

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

INFLUENCE OF PREPARATORY MEASURES IN ACCORDANCE WITH THE DIN 30676 STANDART ON THE CATHODIC PROTECTION OF POWER PIPELINES

The paper presents the results of analysis and systematization of the main factors determining the cathodic protection parameters of underground metal communications. The most comprehensive and detailed consideration was given to the influence of preparatory measures in accordance with DIN 30676 on anti-corrosive protection of power pipelines. These measures included: improving the insulation quality (increasing the electrical resistance of coatings and ensuring their integrity), ensuring the high longitudinal conductivity of pipelines, eliminating the contacts of underground metal structures with other grounded structures. Practical recommendations for reducing power losses in cathodic protection systems are proposed on the basis of the conducted research. Additionally, we have confirmed the expediency of using measures from DIN 30676, dedicated to the design of anti-corrosive protection, for improving the efficiency of national underground metal pipelines of power systems.

CORROSION; ELECTROCHEMICAL CORROSION; CATHODIC CORROSION PROTECTION; ELECTROCHEMICAL CORROSION PROTECTION; CORROSION PROTECTION OF UNDERGROUND METAL COMMUNICATIONS.

Citation:

E.N. Ruzich, V.G. Kiselev, Influence of preparatory measures in accordance with the DIN 30676 standart on the cathodic protection of power pipelines, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 101–108, DOI: 10.18721/JEST.230210

Введение

При разработке, строительстве и эксплуатации энергетических объектов различного типа существенную роль играет их коррозионная стойкость. Данная проблема особенно актуальна для подземных трубопроводов (тепловые сети, газопроводы, электрические кабели и др.).

Следует отметить, что некоторые виды антикоррозионной защиты, в частности электрохимическая защита, сами по себе могут быть факторами агрессивности. Так, например, в процессе нормальной работы катодной защиты генерируются блуждающие токи, которые способствуют разрушению соседних металлических сооружений.

Последние годы характеризуются резким ростом отказов, возникающих при эксплуатации подземных металлических коммуникаций (ПМК), в первую очередь — по причине их коррозии, что приводит к увеличению затрат на их ремонт, обслуживание и замену. Следует отметить: аварии являются и фактором повышения социальной напряженности в обществе, что особенно характерно для крупных городов. Цель нашей работы — количественно подтвердить целесообразность применения стандарта DIN 30676 в условиях РФ и необходимость учета его рекомендаций в новых редакциях соответствующих ГОСТов, если обновления таковых предусмотрены.

Основные направления работ по повышению эффективности катодной защиты ПМК

В соответствии с ГОСТ 9.602–2005¹ и ГОСТ Р 51164–98² критерием технической эффективности комбинированной защиты от коррозии, включающей как защитное антикоррозионное покрытие, так и электрохимическую

¹ ГОСТ 9.602–2005. Единая система защиты от коррозии и старения. Сооружения подземные. Общие требования к защите от коррозии. Москва: Стандартинформ, 2006.

² ГОСТ Р 51164–98. Трубопроводы стальные магистральные. Общие требования к защите от коррозии. Москва: Госстандарт России, 1998.

защиту (ЭХЗ), служит выполнение двух групп условий:

1) требований к защитному покрытию (качество антикоррозионных материалов, технологии нанесения покрытия, технология строительных работ, свойства готового покрытия);

2) требований к величине защитного потенциала без его омической составляющей (поляризационного потенциала), который, как правило, должен находиться в пределах от $-0,85$ В до $-1,15$ В по медно-сульфатному электроду сравнения в течение всего срока службы объекта при наличии у него электрохимической защиты.

Однако, несмотря на предписания пунктов 6.8 и 6.9 в ГОСТ 9.602–2005¹ о мероприятиях по безусловному обеспечению высокого качества покрытий, состояние изоляции ПМК, как показывает практика, оставляет желать лучшего. Более того, данный нормативный документ вообще не регламентирует такие важные параметры подземных коммуникаций, как состояние продольной проводимости трубопровода и наличие у него контактов с другими заземленными сооружениями. Это обстоятельство резко контрастирует, например, со стандартом DIN 30676³, в котором прямо указывается на необходимость проводить следующие мероприятия для повышения эффективности катодной защиты:

улучшение качества диэлектрического покрытия;

обеспечение высокой продольной проводимости трубопровода;

устранение контактов с другими заземленными сооружениями.

С учетом DIN 30676³ основные мероприятия по повышению эффективности катодной защиты, оказывающие непосредственное влияние, в том числе и на срок службы подземных металлических коммуникаций, целесообразно разбить на две основные группы, включающие ряд подгрупп.

³ DIN 30676. Planung, Errichtung und Betrieb des kathodischen Korrosionsschutzes für den Außenschutz erdverlegter Anlagen. 1985.



1. Мероприятия собственно на ПМК, снижающие потребление тока системой катодной защиты:

1.1) улучшение качества изоляции за счет мероприятий по увеличению электрического сопротивления покрытий и мероприятий по обеспечению их целостности;

1.2) обеспечение высокой продольной проводимости трубопроводов;

1.3) устранение контактов ПМС с другими заземленными сооружениями.

2. Мероприятия по снижению потерь в самой системе катодной защиты, включая:

2.1) потери в цепи переменного (питающего) тока, связанные с доставкой его к выпрямителю для катодной защиты ПМС;

2.2) потери, связанные с преобразованием переменного электрического тока в постоянный ток;

2.3) потери, связанные с излишне высоким защитным потенциалом ПМК, прежде всего обусловленные недостаточной эффективностью системы регулирования защитного потенциала;

2.4) потери в диодно-резисторном блоке (БДР) при совместной защите нескольких ПМС;

2.5) потери в цепи защитного (постоянного) тока.

Отметим, что достаточно подробный анализ основных факторов второй группы мероприятий приведен в работе [1], поэтому в данной статье сконцентрируемся, прежде всего, на рассмотрении мероприятий первой группы. Очевидно, что корректное сравнение различных вариантов катодной защиты возможно только при расчетах ее параметров на единицу защищаемой поверхности ПМК. Основываясь на этом простом правиле, проведем данный анализ, ориентируясь на мощность, затрачиваемую катодной установкой для защиты единицы поверхности трубопровода.

Мероприятия на ПМК, снижающие потребление электроэнергии системой катодной защиты

Анализу процессов, протекающих в системе катодной защиты, в последнее время уделяется большое внимание. Так, например, в справочнике [2] проведен расчет мощности в цепи постоянного тока для морских сооружений (шпунтовая стена) с использованием следующей формулы:

$$W = R_{Kreiss} i_s^2 A^2 + 2i_s A P + P^2 / R_{Kreiss}, \quad (1)$$

где W — мощность по постоянному току, расходуемая на катодную защиту; i_s — плотность защитного тока; A — площадь защищаемой поверхности; P — смещение поляризационного потенциала защищаемой поверхности; R_{Kreiss} — омическое падение напряжения на всех элементах цепи защитного тока (в данной формуле отдельно не учитывается анодная поляризация), за исключением поляризационного сопротивления защищаемого сооружения.

Принимая во внимание то, что наиболее корректной характеристикой эффективности катодной защиты служит параметр, определяющий расход мощности P на единицу поверхности защищаемого сооружения, можно записать следующее выражение:

$$P = \frac{W}{A}. \quad (2)$$

С другой стороны, очевидно, что формула (1), необходимая для начального анализа эффективности катодной защиты трубопроводов, может быть существенно упрощена, несколько модернизирована и приведена к следующему виду:

$$W = R_K I_s^2, \quad (3)$$

где I_s — величина защитного тока, расходуемого на катодную защиту трубопровода, а R_K — омическое сопротивление всех элементов цепи защитного тока, включая и поляризационное сопротивление защищаемого сооружения.

В свою очередь, комбинация формул (2) и (3) позволяет записать следующее выражение, характеризующее мощность P , расходуемую в цепи постоянного тока системы катодной защиты на защиту единицы поверхности ПМК:

$$P = \frac{W}{A} = \frac{R_K I_s^2}{A}. \quad (4)$$

Учитывая определение плотности тока, т. е. наличие соотношения

$$I_s = A i_s, \quad (5)$$

формулу (4) можно представить в следующем виде:

$$P = R_K A i_s^2. \quad (6)$$

Если ПМК — это трубопровод, то его защищаемая площадь A будет определяться формулой

$$A = 2L\pi d, \quad (7)$$

где d — диаметр трубопровода, а $2L$ — протяженность его защитной зоны.

Таким образом, вместо формулы (6) можем записать

$$P = R_K 2L\pi d i_s^2. \quad (8)$$

В то же время известно, что защитная зона трубопровода при омическом падении потенциала в ней, равном $\Delta U = 0,3$ В, определяется следующим соотношением [6]:

$$2L = \sqrt{\frac{8\Delta U s}{\rho_s i_s}} = 1,55 \sqrt{\frac{s}{\rho_s i_s}}. \quad (9)$$

Данное обстоятельство позволяет преобразовать формулу (8) к виду

$$P = 4,86 R_K \sqrt{\frac{s}{\rho_s}} d i_s^{3/2}. \quad (10)$$

В дальнейших вычислениях примем, что толщина стенки трубопровода s составляет 0,01 м, диаметр трубопровода d равен 1 м, а удельное сопротивление материала (стали) ρ_s , из которого изготовлен трубопровод, составляет $0,18 \cdot 10^{-6}$ Ом·м [5]. Тогда формулу (10) можно преобразовать к следующему виду:

$$P = 1,15 \cdot 10^3 R_K i_s^{3/2}. \quad (11)$$

Влияние отдельных составляющих R_K на мощность, расходуемую в цепи постоянного тока системы катодной защиты на единицу площади подземного трубопровода, достаточно подробно рассмотрено нами ранее [1]. Для анализа зависимости удельной мощности P от плотности тока i_s с целью дальнейшего упрощения рассуждений примем, что величина R_K постоянна и соответствует средним значениям токов и напряжений для установки катодной защиты в условиях Санкт-Петербурга; это позволяет оценить ее величину в 5 Ом [4]. Примем это значение для дальнейших вычислений с использованием формулы (11) и определим изменение величины P как функции состояния изоляции трубопровода, определяемой величиной плотности защитного тока i_s [3], а результаты вычислений поместим в табл. 1.

Из анализа данной таблицы непосредственно следует, что мероприятия группы 1.1, направленные на снижение плотности защитного тока, — крайне эффективный способ уменьшения как электрической мощности, расходуемой на один квадратный метр трубопровода, так и величины блуждающих токов, генерируемых системой катодной защиты.

Действия по снижению плотности защитного тока, в свою очередь, можно разбить на две группы, а именно на мероприятия по снижению количества дефектов на ПМК и мероприятия по увеличению электрического сопротивления покрытия. Следует отметить, что в реальных

Таблица 1

Зависимость мощности, расходуемой на один квадратный метр трубопровода, от величины плотности защитного тока

Table 1

The dependence of the power consumed per one square meter of the pipeline on value of the protective current density

$i_s, \frac{A}{m^2}$	$W, Вт$	$P, \frac{Вт}{m^2}$	$2L, м$
10^{-6}	6,57	$5,73 \cdot 10^{-6}$	365 148
10^{-5}	$6,57 \cdot 10^1$	$1,81 \cdot 10^{-4}$	115 470
10^{-4}	$6,57 \cdot 10^2$	$5,73 \cdot 10^{-3}$	36 515
10^{-3}	$6,57 \cdot 10^3$	$1,81 \cdot 10^{-1}$	11 547
10^{-2}	$6,57 \cdot 10^4$	5,73	3 651
10^{-1}	$6,57 \cdot 10^5$	$1,81 \cdot 10^2$	1 155

условиях оба эти сопротивления — сопротивление покрытия и сопротивление дефектов — включены параллельно друг другу и при наличии современной качественной изоляции влиянием сопротивления покрытия в силу его очень большой величины обычно пренебрегают [5], т. е. считают, что практически весь защитный ток течет через дефекты покрытия. Данное обстоятельство позволяет утверждать, что плотность защитного тока в силу своей чувствительности к количеству дефектов и их размерам, по-существу, является критерием эффективности мероприятий по качеству изоляции при защите ПМС от коррозии. Вместе с тем, как это отмечано в пунктах 1.2 и 1.3 в предыдущем разделе, на величину P оказывают влияние и другие параметры системы катодной защиты. Рассмотрим их подробнее. Для этого нам вновь придется вернуться к формуле (7) и более детальному анализу величины зоны защиты трубопровода ($2L$), которая определяется, как мы выяснили ранее, формулой (9).

Учет влияния через величину $2L$ продольной проводимости трубопровода и наличия контактов с заземленными сооружениями на площадь защищаемой поверхности трубопровода может быть осуществлен, например для фактора продольной проводимости, через некоторое локальное дополнительное сопротивление трубопровода. Величина падения потенциала в зоне защиты, вызванная, например, наличием теплового компенсатора, оценивается исходя из практики работы авторов в среднем в 0,1 В. При этом очевидно, что если данное локальное увеличение сопротивления находится в конце защитной зоны, то оно не оказывает практически никакого влияния на ее величину в силу того, что в этой области ток, протекающий через трубопровод, практически равен нулю. Напротив, в случае нахождения зоны с аномально высоким сопротивлением в непосредственной близости от точки дренирования через него течет максимально возможный ток, протекающий через трубопровод, практически равный $I_s/2$, что приводит к аномально большому падению напряжения на данном сопротивлении. Пусть это падение напряжения составит $U_R = 0,1$ В на каждом из двух дополнительных сопротивлений, расположенных в двух разных «плечах» зоны защиты. Это приведет к соответствующему снижению ее

величины, учитывая, что общее падение потенциала по-прежнему должно составлять 0,3 В на каждом из двух разных «плечей». В этом случае протяженность зоны защиты трубопровода, очевидно, можно определить, подставив $\Delta U = 0,2$ В в формулу (9):

$$2L_{0,2} = \sqrt{\frac{8\Delta U s}{\rho_s i_s}} = 1,27 \sqrt{\frac{s}{\rho_s i_s}}. \quad (12)$$

Таким образом, мы получаем зону защиты $2L_{0,2}$, которая уступает по протяженности зоне защиты без дополнительного локального сопротивления.

Выясним, как при тех же значениях плотности тока, что и в первом случае, изменится требуемая мощность. Распишем формулу (3) с учетом (5) для определения мощности:

$$\begin{aligned} W &= W_{0,2} + W_R = R_k I_{0,2}^2 + 2U_R I_{0,2} = \\ &= R_k i_s^2 A_{0,2}^2 + 2U_R i_s A_{0,2}, \end{aligned} \quad (13)$$

где $W_{0,2}$ — мощность, требуемая для защиты трубопровода длиной $2L_{0,2}$; W_R — потеря мощности на дополнительных сопротивлениях; $I_{0,2}$ — ток, текущий в цепи катодной защиты при $2L_{0,2}$; $A_{0,2}$ — площадь защищенной части трубопровода при $2L_{0,2}$.

Заменим в формуле (7) $2L$ на $2L_{0,2}$ и, подставив в (13) выражение для $A_{0,2}$, найдем зависимость мощности от плотности защитного тока:

$$W = 4,38 \cdot 10^6 i_s^3 + 1,87 \cdot 10^2 i_s^{1/2}. \quad (14)$$

Проведем вычисления с использованием формулы (14), а их результаты поместим в табл. 2. Непосредственный анализ формулы (14) показывает, что мощность, теряемая на дополнительном сопротивлении, крайне мала и практически не влияет на общую величину W .

Воспользуемся формулой (4). Тогда получим следующее выражение для мощности, расходуемой на один квадратный метр трубопровода, при падении потенциала на нем, равном 0,2 В (наличие дополнительных сопротивлений):

$$P = \frac{W}{A_{0,2}} = R_k A_{0,2} i_s^2 + 2U_R i_s. \quad (15)$$

Приведем последнее соотношение с учетом формулы (14) к следующему виду:

$$P = 4,68 \cdot 10^3 i_s^{3/2} + 0,2 i_s. \quad (16)$$

Таблица 2

Зависимость мощности, расходуемой на один квадратный метр трубопровода, от величины плотности защитного тока при наличии локального сопротивления в цепи трубопровода

Table 2

The dependence of the power consumed per one square meter of the pipeline on value of the protective current density in the presence of local resistance in the pipeline

$i_s, \frac{A}{m^2}$	$W, Вт$	$P, \frac{Вт}{m^2}$	$2L, м$
10^{-6}	4,57	$4,88 \cdot 10^{-6}$	298 140
10^{-5}	$4,44 \cdot 10^1$	$1,50 \cdot 10^{-4}$	94 280
10^{-4}	$4,40 \cdot 10^2$	$4,70 \cdot 10^{-3}$	29 814
10^{-3}	$4,39 \cdot 10^3$	$1,48 \cdot 10^{-1}$	9 428
10^{-2}	$4,38 \cdot 10^4$	4,68	2 981
10^{-1}	$4,38 \cdot 10^5$	$1,48 \cdot 10^2$	943

Воспользуемся последним соотношением для определения P , а полученные результаты поместим в табл. 2.

Из анализа данной таблицы следует, что мероприятия группы 1.2, направленные на снижение продольного сопротивления трубопровода, — крайне эффективный способ снижения мощности, расходуемой на один квадратный метр трубопровода.

Рассмотрим влияние фактора «мероприятия по устранению контактов ПМС с другими заземленными сооружениями» на мощность, расходуемую системой катодной защиты на единицу поверхности трубопровода. Будем считать, что общее входное сопротивление ПМК в соответствии с критерием NACE [6] ориентировочно равно 0,1 Ом. Кроме того, примем, что у трубопровода имеются два контакта с металлическими сооружениями, расположенными в грунте, каждое из которых имеет сопротивление растекания равное 0,2 Ом, и что эти контакты находятся практически в точке дренирования.

В силу параллельного подключения сопротивлений (два плеча трубопровода и два металлических сооружения, контактирующих с трубопроводом) общий защитный ток, текущий на ПМС, при той же мощности установки катодной защиты сократится в два раза, что приведет к сокращению зоны защиты трубопровода при

сохранении той же плотности защитного тока. Установка изолирующих фланцев в конце сокращенной зоны защиты позволит исключить потери тока в трубопроводе в той его части, где отсутствует защитный потенциал. Очевидно, что в этом случае и протяженность защитной зоны также уменьшится в два раза. Основываясь на этих данных, рассчитаем зависимость мощности, расходуемой катодной защитой на один квадратный метр трубопровода при принятых нами условиях простым умножением значений строки P табл. 1 на два, а результаты вычислений поместим в табл. 3. Очевидно, что смещение точек контакта от точки дренирования вглубь обеих «половинок» зоны защиты в силу дополнительного падения потенциала по длине трубопровода и сокращения зоны защиты повлечет за собой только нарастание мощности, расходуемой на один квадратный метр трубопровода системой катодной защиты. Более детальный анализ данного явления вряд ли возможен в рамках данной работы в силу ограниченности ее объема.

Из анализа табл. 3 непосредственно следует, что мероприятия группы 1.3, направленные на устранение контактов трубопровода с другими заземленными сооружениями, являются крайне эффективным способом снижения мощности, расходуемой на один квадратный метр трубопровода.

Таблица 3

**Зависимость мощности, расходуемой на один квадратный метр трубопровода
от величины плотности защитного тока при наличии контакта трубопровода с заземленными сооружениями**

Table 3

**The dependence of the power consumed per one square meter of the pipeline
on value of the protective current density in the presence of a pipeline contact with earthed structures**

$i_s, \frac{\text{А}}{\text{м}^2}$	$W, \text{Вт}$	$P, \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2}$	$2L, \text{м}$
10^{-6}	6,57	$1,15 \cdot 10^{-5}$	182 574
10^{-5}	$6,57 \cdot 10^1$	$3,63 \cdot 10^{-4}$	57 735
10^{-4}	$6,57 \cdot 10^2$	$1,15 \cdot 10^{-2}$	18 257
10^{-3}	$6,57 \cdot 10^3$	$3,63 \cdot 10^{-1}$	5 774
10^{-2}	$6,57 \cdot 10^4$	$1,15 \cdot 10$	1 826
10^{-1}	$6,57 \cdot 10^5$	$3,63 \cdot 10^2$	577

Обсуждение результатов

Анализ отечественных нормативных документов в области катодной защиты от коррозии ^{4,5} показывает практически полное отсутствие в них требований по осуществлению подготовительных мероприятий с целью повышения качества комбинированной защиты от почвенной коррозии. В то же время один из основных европейских стандартов в этой сфере — DIN 30676 — прямо указывает ряд предварительных действий, которые необходимо осуществить с целью обеспечения надлежащей катодной защиты, прежде всего — подземных энергетических трубопроводов. В рамках нашей работы показана необходимость внедрения подготовительных мероприятий в области катодной

защиты, соответствующих стандарту DIN 30676, в отечественную практику защиты от коррозии ряда энергетических объектов. Кроме того, приведены практические расчеты по снижению потребления тока системами катодной защиты. Следует отметить, что мероприятия по снижению потребления тока системой катодной защиты одновременно являются и мероприятиями по снижению величины блуждающих токов, генерируемых ею в грунте, борьба с которыми, особенно в условиях крупных городов, крайне актуальна.

Выводы

На базе анализа нормативных документов и проведенных расчетов установлена целесообразность использования мероприятий, соответствующих стандарту DIN 30676, в отечественной практике катодной защиты как для повышения надежности системы катодной защиты, так и для снижения величины блуждающих токов, обусловленных ею.

⁴ РД 153–39.4–091–01. Инструкция по защите городских подземных трубопроводов от коррозии. — СПб.: Издательство ДЕАН, 2002.

⁵ РД 153–34.0–20.518–2003. Типовая инструкция по защите тепловых сетей от наружной коррозии. М.: Изд-во «Новости Теплоснабжения», 2002.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Киселев В.Г. Снижение потребления тока установками катодной защиты от коррозии // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 4 (183). Т. 1. С. 93–99.

2. Bette U., Vesper W. Taschenbuch für den kathodischen Korrosionsschutz. Essen: Vulkan-Verl., 2005. 367 s.

3. **Von Baeckmann W.** Taschenbuch für den kathodischen Korrosionsschutz. Essen: Vulkan-Verl., 1992. 337 s.

4. **Киселев В.Г.** Информационное и технологическое обеспечение электрохимической защиты трубо-

проводов: Монография. СПб.: Изд-во «Санкт-Петербургского государственного университета водных коммуникаций», 1999. 142 с.

5. **Baekmann W., Schwenk W.** Handbuch des kathodischen Korrosionsschutzes. Verlag Chemie. 1980. 465 s.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

РУЗИЧ Евгений Николаевич — специалист НИЛ промышленной теплоэнергетики Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: rouzith@mail.ru

КИСЕЛЕВ Владимир Геннадьевич — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: kis_vg@mail.ru

REFERENCES

1. **Kiselev V.G.** Snizheniye potrebleniya toka ustanovkami katodnoy zashchity ot korrozii // Nauchno-tehnicheskiye vedomosti. SPbGPU. 2013. № 4(183). Т. 1. S. 93–99. (rus.)

2. **Bette U., Vesper W.** Taschenbuch für den kathodischen Korrosionsschutz. Essen: Vulkan-Verl., 2005. 367 s.

3. **Von Baeckmann W.** Taschenbuch für den kathodischen Korrosionsschutz. Essen: Vulkan-Verl., 1992. 337 s.

4. **Kiselev V.G.** Informatsionnoye i tekhnologicheskoye obespecheniye elektrokhimicheskoy zashchity truboprovodov: Monografiya. SPb.: Izd-vo «Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo universiteta vodnykh kommunikatsiy», 1999. — 142 s. (rus.)

5. **Baekmann W., Schwenk W.** Handbuch des kathodischen Korrosionsschutzes. Verlag Chemie. 1980. 465 s.

AUTHORS

RUZICH Evgenii N. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: rouzith@mail.ru

KISELEV Vladimir G. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: kis_vg@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 05.07.2016.

DOI: 10.18721/JEST.230211

УДК 621.77.019; 669–122.4

М.А. Матвеев

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

ОЦЕНКА ВЕРОЯТНОСТИ РАЗРУШЕНИЯ МЕТАЛЛА ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ С ПОМОЩЬЮ КРИТЕРИЯ КОКРОФТА — ЛАТАМА

Изложена новая методика оценки возможности разрушения металла при горячей прокатке, предусматривающая совместное использование методов физического и математического моделирования. Представлены результаты применения методики при прокатке трубных сталей категории прочности Х42 на непрерывном стане и К60 на реверсивном толстолистовом стане. Для определения горячей пластичности стали использовали комплекс Gleeble-3800, позволяющий выполнить моделирование большинства процессов термомеханической обработки материалов, а для определения предельных значений критерия разрушения Кокрофта — Латама (К—Л) и анализа вероятности разрушения металла при прокатке — компьютерную программу Deform-3D. При помощи программы AusEvol+ выполнены исследования релаксационных процессов, протекающих во время черновой и чистовой стадий прокатки, для поверхностных, кромочных и среднемассовых температур. Установлено, что при математическом моделировании режимов прокатки в программе Deform-3D и определении предельных значений критерия разрушения К—Л по среднемассовой температуре на черновой стадии прокатки необходимо учитывать степень протекания релаксации напряжений. В связи с этим при расчете критерия разрушения К—Л значения накопленной интенсивности деформации обнуляли после каждого прохода на черновой стадии прокатки. При моделировании режима и расчете критерия разрушения К—Л для чистовой стадии прокатки, а также для кромочной области раската на черновой стадии прокатки, когда релаксации напряжений не происходит, учитывали накопление деформаций. Показано: исследуемые стали обладают высокой пластичностью, и на всем протяжении горячей прокатки разрушение металла в целом по объему и в кромочной области раската происходить не должно. Однако разрушение металла при горячей прокатке возможно из-за присутствия дефектов в исходном слэбе изначально и вследствие нарушения температурно-деформационного режима прокатки. Предлагаемая методика может быть использована и при других видах обработки металлов давлением.

КРИТЕРИЙ РАЗРУШЕНИЯ КОКРОФТА — ЛАТАМА; ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЕ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ; ГОРЯЧАЯ ПЛАСТИЧНОСТЬ; ГОРЯЧАЯ ПРОКАТКА; ТРУБНАЯ СТАЛЬ; ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ.

Ссылка при цитировании:

М.А. Матвеев. Оценка вероятности разрушения металла при горячей пластической деформации с помощью критерия Кокрофта — Латама // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 109–126. DOI: 10.18721/JEST.230211

М.А. Matveev

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

NUMERICAL ESTIMATION OF THE PROBABILITY OF METAL FAILURE UNDER HOT PLASTIC DEFORMATION BY MEANS OF THE COCKCROFT — LATHAM CRITERION

The paper presents a new method for evaluating the potential destruction of metal during hot rolling, providing for joint use of physical and numerical simulation. We have applied this technique in rolling pipe line steel of strength category X42 on a continuous mill 2000 and K60 on a reversing mill 5000. The Gleeble 3800 simulator allowing to model the majority of thermomechanical processes was used to determine hot ductility. The Deform 3DTM software was used for determining the limit values of the Cockcroft-Latham failure criterion and for failure probability analysis during hot rolling. AusEvol+ software was used for studying the relaxation processes taking place during the rough and the final stages of rolling for edge and average temperatures. It was established that the degree of stress relaxation had to be taken into account in mathematical simulations of rolling modes in the Deform 3DTM software and in determining the limit values of the Cockcroft-Latham criterion by the average temperature during the rough stage of rolling. In view of this, the values of the accumulated effective strain were zeroed after each pass in the rough stage of rolling when calculating the Cockcroft-Latham failure criterion. In the numerical simulation in calculating the Cockcroft-Latham failure criterion for the finish rolling passes as well as for the edge area of the sheet during rough rolling, strain accumulation was taken into account if stress relaxation did not occur. It was established that the steels under consideration have a high ductility and failure should not occur either in the bulk of the metal or at the edge throughout the rolling cycle. Failure possibility can be initiated by the existence defects in initial slab and not optimized temperature and deformation schedules. However, failure of metal is possible during hot rolling due to the presence of defects in the initial slab and due to the violation of the temperature and deformation regimes. The proposed technique can be used for other types of pressure processing of metal.

COCKCROFT — LATHAM FAILURE CRITERION; CRACK FORMATION DURING HOT ROLLING; HOT DUCTILITY; HOT ROLLING; PIPE LINE STEEL; PHYSICAL SIMULATION; NUMERICAL SIMULATION.

Citation:

M.A. Matveev, Numerical estimation of the probability of metal failure under hot plastic deformation by means of the Cockcroft — Latham criterion, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 109–126, DOI: 10.18721/JEST.230211

Введение

В условиях высокой конкуренции на рынке металлопроката перед металлургами стоит задача сокращать издержки на производство единицы продукции при сохранении или повышении ее качества. Так, на широкополосных станах горячей прокатки значительная часть потерь металла связана с поражением готового проката поверхностными трещинами, располагающимися преимущественно в прикромочной области листа [1–5]. Наличие таких дефектов приводит к увеличению отбраковки металла, более высоким расходным коэффициентам, повышению себестоимости продукции и снижению ее конкурентоспособности.

Большой вклад в исследование процессов разрушения металла при пластической деформации внесли С.И. Губкин, В.Л. Колмогоров, А.А. Богатов, В.В. Новожилов, О.Г. Рыбакина, В.А. Огородников и др. Однако на сегодняшний день не сложилось единого мнения о причинах образования прикромочных трещин. Некоторые исследователи считают, что подобные дефекты образуются в процессе кристаллизации сляба

при непрерывной разливке стали и наследуются при прокатном переделе [4–12]. Существует также мнение, что образование прикромочных трещин происходит непосредственно при горячей прокатке, очевидно, по причине неравномерного течения металла, обусловленного неравномерностью распределения температуры, степеней и скоростей деформации по сечению полосы [2]. Оба мнения схожи в том, что трещины образуются в определенном температурном интервале, при котором сталь обладает наиболее низкой пластичностью [4, 9, 13–25].

Многочисленными исследованиями, выполненными в России и за рубежом, показано, что температурная зависимость пластичности сталей имеет провалы в интервале температур 750–1150 °C [4, 9, 13–25]. Существование подобных провалов (температурные интервалы хрупкости) может приводить к преждевременному разрушению металла. Методы прогнозирования разрушения сталей на различных этапах единого технологического процесса изготовления конечной металлургической продукции, включая непрерывную разливку и пластическую деформацию, используются явно недостаточно. В публикаци-

ях нет определенных методик, с помощью которых можно выполнить комплексную оценку вероятности разрушения металла при горячей пластической деформации. В связи с этим разработкой методов прогнозирования разрушения, а также технических мероприятий по предохранению металла от преждевременного разрушения — весьма актуальная задача.

Целью предлагаемой работы было создание методики, позволяющей оценить возможность разрушения металла при горячей пластической деформации с помощью критерия разрушения.

Материалы и методика проведения экспериментов

Для достижения поставленной цели необходимо было решить четыре задачи:

1. Определить температурную зависимость пластичности исследуемых сталей по ходу горячей прокатки. В связи с этим возникает необходимость разработки методов физического моделирования горячей пластической деформации, учитывающих накопленную в предыдущих клетях (проходах) деформацию (деформационное упрочнение) и термическое разупрочнение во время междеформационных пауз.

2. На основании полученных данных по пластичности сталей разработать методику определения предельных (допустимых) значений критерия разрушения Кокрофта — Латама [26], встроенного в компьютерную программу *Deform-3D*, с учетом температурно-деформационной истории обработки металла (накопленной деформации).

3. Создать виртуальные модели горячей прокатки на непрерывном стане и реверсивном стане.

4. Сравнить предельные значения критерия разрушения с его значениями, достигаемыми на стадиях горячей прокатки на непрерывном и реверсивном станах.

Методика исследования высокотемпературной пластичности стали при горячей прокатке. Пробы для исследования горячей пластичности сталей в процессе прокатки отбирали от непрерывнолитой заготовки согласно схеме отбора, представленной на рис. 1. Исследования выполнены для двух наиболее распространенных трубных марок сталей категорий прочности X42 и K60.

Исследование горячей пластичности сталей проводили на модуле *Pocket Jaw* комплекса

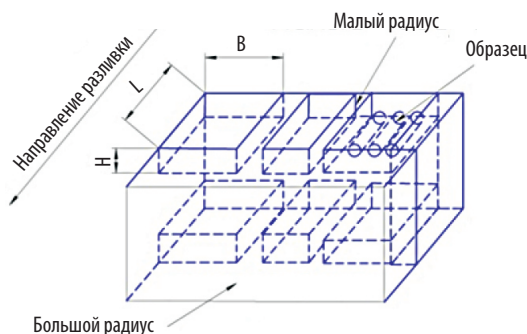


Рис. 1. Схема отбора проб и образцов

Fig. 1. Scheme of sampling and samples

Gleeble-3800, позволяющем выполнить моделирование многих процессов термомеханической обработки материалов. Для воспроизведения многопроходной прокатки на непрерывном и реверсивном стане использовали метод «растяжение — сжатие» [4, 5, 11, 27]. Чертеж специально разработанного образца для моделирования многопроходной деформации представлен на рис. 2. В работах [4, 5, 11, 27, 28], показано, что подобные образцы при многократном циклическом нагружении методом «растяжение — сжатие» не теряют устойчивости деформации (не образуют шейки или бочку) при условии минимальной паузы на смену направления деформации. Заметим, что на модуле *Pocket Jaw* комплекса *Gleeble* время смены направления деформации составляет всего 0,01 с.

Образцы, изображенные на рис. 2, имеют практически равномерное температурное поле по длине рабочей части. Сочетание двух факторов — равномерной температуры и устойчивости пластической деформации — обеспечивает условия воспроизведения многократной

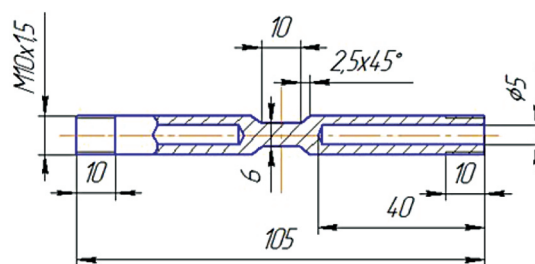


Рис. 2. Чертеж образца, предназначенного для испытаний на комплексе *Gleeble*

Fig. 2. Sample drawing, designed for testing at the *Gleeble* complex

деформации, например многопроходной прокатки на реверсивном или непрерывном стане. Для этого степень деформации в каждом проходе задавали суммой логарифмических деформаций растяжением ($\varepsilon_{\text{раст}}$) и сжатием ($\varepsilon_{\text{сж}}$), причем $\varepsilon_{\text{раст}i} = \varepsilon_{\text{сж}i} = 0,5\varepsilon_i$, где i — номер прохода, ε_i — логарифмическая деформация в рассматриваемом проходе. Поскольку степень деформации в каждом проходе обычно составляет более 10 %, то негативного влияния эффекта Баушингера на характер зависимости $\sigma(\varepsilon)$ не наблюдается [29]. При накоплении остаточной деформации влияние этого эффекта сводится к нулю.

На рис. 3 представлены схемы проведения экспериментов по определению горячей пластичности трубной стали категории прочности Х42 в процессе прокатки на непрерывном стане и стали К60 при прокатке на реверсивном стане.

При имитации горячей прокатки трубной стали Х42 на непрерывном стане с определением пластичности стали перед каждой клетью воспроизводили типовые температурно-деформационные режимы прокатки листов толщиной 4 и 15 мм, при которых на прокате были обнаружены прикромочные трещины. Моделирование температурного режима прокатки проводили по температуре поверхности раската, так как оценивали пластичность именно поверхностных слоев раската. Температура нагрева под прокатку сляба толщиной 250 мм составляла 1200 °С.

Для оценки изменения пластичности трубной стали К60 по ходу прокатки на реверсивном стане с учетом накопленной деформации была выполнена имитация типового режима прокатки листа толщиной 26 мм и шириной 4250 мм. О средней пластичности металла судили по результатам имитации прокатки по среднемассовой температуре, о пластичности поверхностных захлажденных слоев и кромочной области — по температуре поверхности и кромки раската. Температура нагрева сляба толщиной 315 мм под прокатку составляла 1200 °С.

Горячую пластичность стали исследовали путем растяжения образцов до разрушения после имитации прокатки перед каждой из клетей непрерывного стана или проходом реверсивного стана. При этом задавали скорость деформации во время растяжения, равную скорости деформации в данной клетю. Пластичность оценивали при помощи измерения относительного сужения образца в шейке — Ψ [4, 9]. Известно [30], что для металлов, образующих при растяжении шейку, сужение в шейке является более объективным показателем максимальной пластичности металла, чем удлинение. Например, при определении пластичности металла перед 8-й клетью непрерывного стана образцы проходили следующую обработку:

1) нагрев до 1200 °С и выдержка в течение 60 с для полной аустенизации;

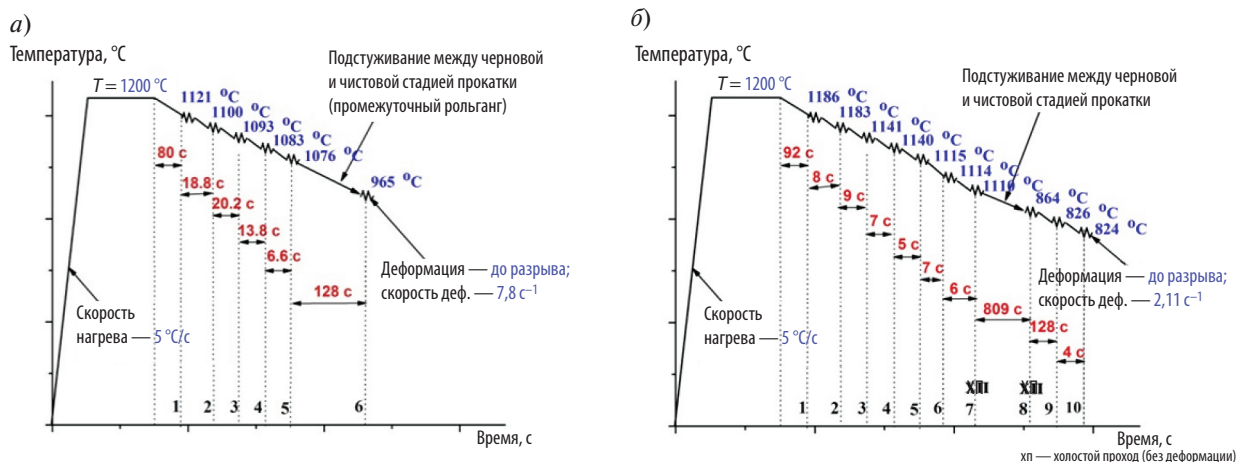


Рис. 3. Схемы проведения экспериментов по определению горячей пластичности трубной стали Х42 в процессе прокатки в черновой группе непрерывного стана (а) и трубной стали К60 в процессе прокатки на реверсивном стане (б)

Fig. 3. Schemes of experiments to determine the hot ductility of X42 pipe steel during rolling in the roughing group of a continuous mill (a) and K60 tube steel during rolling on a reversible mill (b)

2) имитацию прокатки в 5 клетях черновой группы стана с заданными термомеханическими параметрами прокатки и временами пауз между проходами;

3) выдержку и охлаждение на промежуточном рольганге;

4) имитацию прокатки в 6-й и 7-й клетях чистовой группы стана с заданными термомеханическими параметрами прокатки и временем паузы между проходами;

5) деформация растяжением до разрушения с определением максимальной истинной деформации до разрушения и сужения в шейке после охлаждения.

Таким образом, пластичность стали перед каждой из клеток определяли с учетом воздействий всех предшествующих технологических операций (т. е. с учетом температурно-деформационной истории обработки металла). Разрушение металла при окончательном испытании на растяжение происходило в центральной части образцов, именно в том месте, где приварена термопара, поэтому можно гарантировать достоверность сведений о горячей пластичности стали.

Методика определения предельных значений критерия разрушения Кокрофта — Латама (Cockcroft — Latham). Одним из наиболее используемых критериев разрушения при конечно-элементном моделировании процессов обработки металлов давлением является критерий Кокрофта — Латама (C_{K-L}) [26, 28, 31–35]. Результаты экспериментов, методика которых рассмотрена выше, были использованы для определения предельных значений нормализованного критерия разрушения Кокрофта — Латама, который применяли в данной работе для оценки вероятности разрушения металла во время горячей прокатки. Как показали предыдущие исследования, данный критерий способен установить стадии образования трещин при горячей пластической деформации [4, 11, 32].

Текущие значения C_{K-L} рассчитываются в программе *Deform-3D*. Согласно этому критерию разрушение металла наступает в тот момент, когда расчетные значения C_{K-L} равны предельным значениям $C_{K-L}^{пред}$. Значения $C_{K-L}^{пред}$ являются структурно чувствительными величинами и, как и структура, зависят от температуры, степени, скорости и накопленной деформации.

Результаты экспериментов по определению пластичности сталей по ходу прокатки можно использовать для определения предельных значений критерия $C_{K-L}^{пред}$ и применить для оценки разрушения металла во время горячей прокатки.

Критерий разрушения Кокрофта — Латама [26] основан на оценке полной работы деформации на единицу объема в точке разрушения:

$$C_{K-L} = \int_0^{\varepsilon_i} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon, \quad (1)$$

где ε_i — накопленная интенсивность деформации в момент разрушения; σ_1 — главное растягивающее напряжение; σ_i — интенсивность напряжений по Мизесу.

Графически это выражается как площадь под кривой зависимости отношения максимального главного (растягивающего) напряжения к интенсивности напряжений по Мизесу от степени накопленной деформации (рис. 4). При выполнении условия

$$C_{K-L} = \int_0^{\varepsilon_i} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon \geq C_{K-L}^{пред} \quad (2)$$

должно происходить разрушение металла.

Для определения предельных значений нормализованного критерия Кокрофта — Латама была построена компьютерная модель испытания образца в программном комплексе *Deform-3D* (рис. 5). При численном моделировании был воспроизведен весь цикл температурно-деформационной обработки стали, включая черновую и чистовую стадию прокатки, в соответствии с экспериментами, выполненными на комплексе *Gleeble-3800*. Реологические свойства трубных

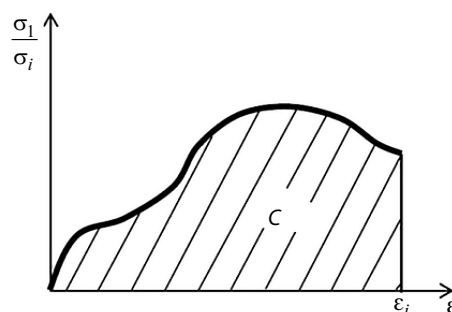


Рис. 4. Нормализованный критерий разрушения Кокрофта — Латама

Fig. 4. The normalized criterion for the destruction of Cockcroft — Latham

сталей X42 и K60 были определены экспериментально на комплексе *Gleeble-3800* по стандартной методике [4]. Геометрические параметры образцов соответствовали параметрам образцов, использованных при испытаниях на комплексе *Gleeble-3800* (см. рис. 2). Модель среды деформируемого тела — жесткопластическая среда с упрочнением. Сетка конечных элементов, использованная при моделировании, представлена на рис. 5, а и содержит более 20 000 элементов.

Значение критерия разрушения определяли методом последовательного подбора таким образом, чтобы получить максимальное соответствие диаметра в месте разрушения образца замеренного при моделировании в *Deform* и замеренных при испытаниях на *Gleeble-3800*. Таким образом, значения критерия $S_{K-L}^{пред}$ перед имитацией деформации в каждой последующей клетки стана были определены для момента достижения предельных истинных деформаций

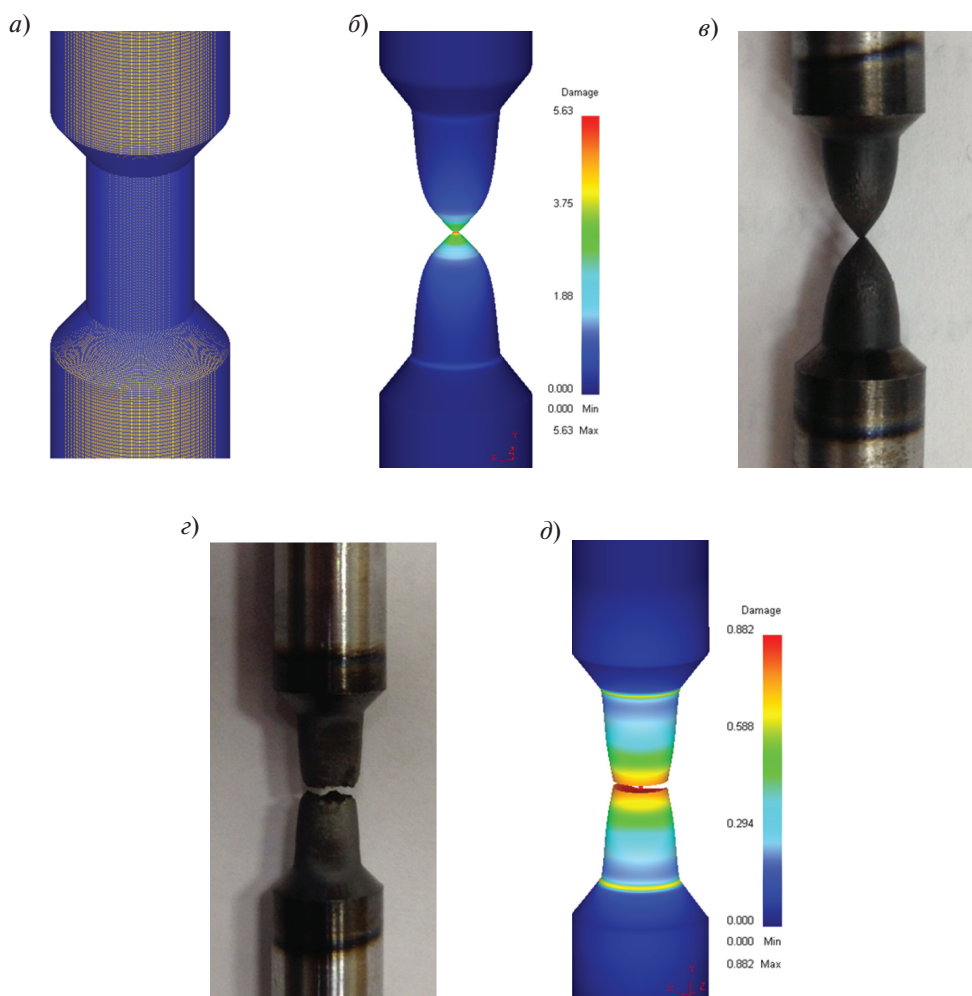


Рис. 5. Конечно-элементная модель образца для математического моделирования обработки образцов на комплексе *Gleeble* (а); финальная стадия разрушения образца при моделировании в *Deform-2D* (б) и на комплексе *Gleeble-3800* (в) при температуре $T = 750\text{ }^{\circ}\text{C}$; финальная стадия разрушения образца с трещиной при физическом и математическом моделировании (з, д)

Fig. 5. Finite-element model of the sample for mathematical modeling of sample processing on the *Gleeble* complex (a); The final stage of sample failure during modeling in *Deform-2D* (б) and on the *Gleeble-3800* (в) complex at a temperature of $T = 750\text{ }^{\circ}\text{C}$; The final stage of fracture of a sample with a crack in physical and mathematical modeling (з, д)



в месте разрыва, рассчитанных по экспериментальным данным как $\varepsilon_{\text{пред}} = -\ln(1 - \psi)$, где ψ — сужение в шейке.

На рис. 5 показана исходная сетка конечных элементов в образце (а), финальная стадия разрушения образца в *Deform* при значении критерия $C_{\text{К-Л}} = 5,4$ (б) и соответствующий случай разрушения при растяжении на комплексе *Gleeble-3800* (в).

При вычислении критерия Кокрофта — Латама в соответствии с (2) необходимо учитывать процессы упрочнения и разупрочнения (релаксации напряжений), происходящие как при пластической деформации, так и в междеформационных паузах. Скорость релаксации напряжений зависит от накопленного упрочнения и от температуры. Исследования степени протекания релаксационных процессов во время горячей прокатки трубных сталей X42 и K60 с учетом температурно-деформационных режимов прокатки были выполнены в программе *AusEvol+* [36]. При этом расчеты выполняли как для поверхностных и кромочных, так и среднемассовых температур раската. Расчет релаксационных свойств сталей может осуществляться в любой другой программе, позволяющей прогнозировать структуру и свойства металлов во время горячей пластической деформации. Здесь необходимо заметить, что расчет значений критерия Кокрофта — Латама после каждого прохода начинали заново, если приобретенное во время предшествующей деформации упрочнение снимается (релаксирует) полностью за время междеформационных пауз, и учитывали накопление напряжений при низких температурах деформации.

Таким образом, по результатам расчета степени разупрочнения сталей X42 и K60 во время прокатки на станах было установлено, что при высоких температурах раската (среднемассовые температуры) происходит полная релаксация напряжений на черновой стадии во время междеформационных пауз, а также во время подстуживания перед чистовой стадией. При более низких температурах раската (поверхностные и кромочные температуры) напряжения практически не релаксируют даже во время операции подстуживания.

Виртуальные модели горячей прокатки на непрерывном и реверсивном станах в программе *Deform-3D* подробно описано в работах [4, 37].

На заключительной стадии оценки возможности разрушения исследуемых сталей во время горячей прокатки максимальные значения критерия разрушения Кокрофта — Латама, определенные по результатам численного моделирования процесса горячей прокатки на непрерывном и реверсивном стане, сравнивали с предельными значениями.

Результаты и их обсуждение

На рис. 6 представлена зависимость пластичности стали X42 (величина сужения в шейке ψ) при имитации прокатки листа толщиной 4 и 15 мм из сляба 250 мм на непрерывном стане.

Из представленных зависимостей видно, что при моделировании этих режимов прокатки на непрерывном стане пластичность стали находится практически на одном уровне как для полосы с конечной толщиной 15 мм, так и для полосы толщиной 4 мм. На черновой стадии прокатки сужение в шейке Ψ в обоих случаях находится на уровне 99 %, на чистовой — не опускается ниже 87 %. Как показано на рис. 6, б, все изломы испытанных образцов имеют вязкий характер разрушения.

Таким образом, трубная сталь X42, прокатываемая по типовым режимам, обладает значительным запасом пластичности, гарантирующим отсутствие разрушения при прокатке.

Зависимость пластичности трубной стали K60 по проходам при имитации прокатки на реверсивном стане представлена на рис. 7. В первой серии экспериментов (рис. 7, кривая 1), где моделирование прокатки проводили по среднемассовой температуре, один из образцов перед пятым проходом (черновая стадия прокатки) имел низкую пластичность со значением $\psi = 42$ %. На рис. 5, з, д показан пример разрушенного образца с низкой пластичностью при испытании на комплексе *Gleeble* и *Deform-3D*. В остальных проходах пластичность металла находилась на высоком уровне: $\psi = 80-99$ %. Эксперимент, где наблюдался провал пластичности, был проведен повторно. В результате провала пластичности обнаружено не было. Это говорит о том, что причина появления провала пластичности не связана с какими-либо структурными изменениями или выделениями других фаз по границам зерен аустенита во время моделирования черновой стадии прокатки, а обусловлена присутствием дефекта в образце.

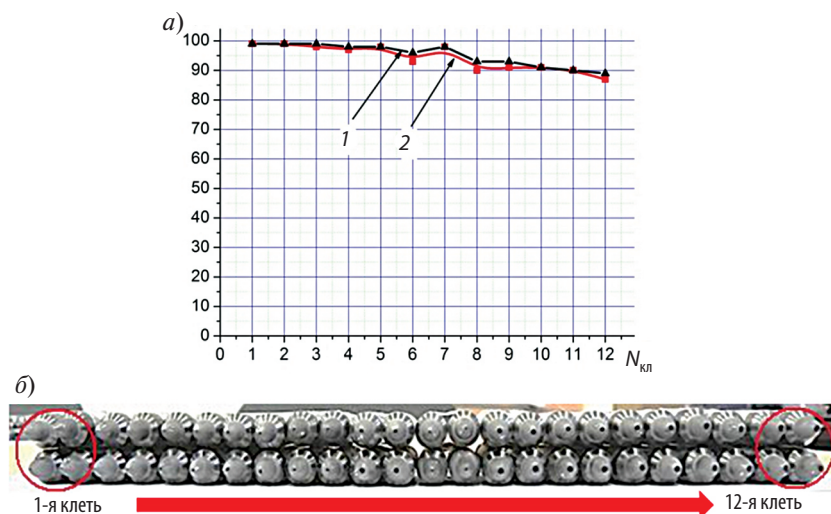


Рис. 6. Пластичность трубной стали категории прочности X42 при имитации горячей прокатки: *a* — относительное сужение Ψ ; *b* — внешний вид изломов образцов после испытаний: верхний ряд $h_k = 15$ мм (кривая 1), нижний ряд $h_k = 4$ мм (кривая 2); $N_{кл}$ — номер клетки

Fig. 6. Ductility of pipe steel of strength category X42 for simulating hot rolling: *a* — relative narrowing Ψ ; *b* — appearance of fractures of the samples after the tests: upper row $h_k = 15$ mm (curve 1), lower row $h_k = 4$ mm (curve 2); N_k — cage number

Во второй и третьей серии экспериментов (рис. 7, кривые 2 и 3), где моделирование прокатки осуществляли по температуре поверхности и кромки раската, металл, как и в случае

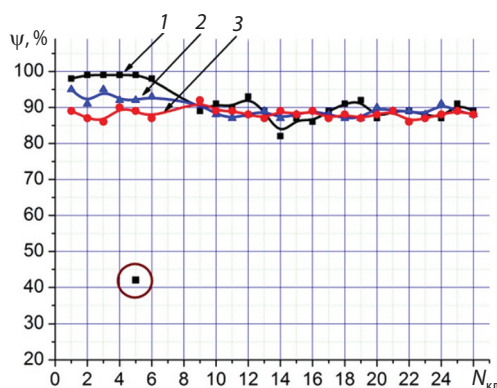


Рис. 7. Предельные значения пластичности трубной стали K60 при моделировании режима прокатки на реверсивном стане по среднемассовой температуре (1), по температуре поверхности раската (2), по температуре захоленной кромки (3); $N_{пр}$ — номер пропуска

Fig. 7. Limit values of the ductility of K60 pipe steel for modeling the rolling regime in a reversible mill at the mean mass temperature (1), the surface temperature of the rolling surface (2), the temperature of the desired edge (3); $N_{пр}$ — number of the pass

реализации режима по среднемассовой температуре, обладает высокой пластичностью.

Таким образом, экспериментальным методом получена информация о пластичности стали с учетом накопленной деформации (т. е. с учетом истории деформации), которая будет использоваться для определения предельных значений критерия разрушения Кокрофта — Латама.

Имитация горячей прокатки на непрерывном и реверсивном стане показала следующее: деформируемые стали на протяжении всего технологического процесса обладают высокой пластичностью;

при понижении температуры прокатки и при прохождении температурного интервала провалов пластичности, причины возникновения которых были проанализированы в работах [4, 12, 15, 19, 22, 23, 25], пластичность сталей не снижается;

снижение пластичности наблюдается для образцов, в которых обнаружены дефекты в виде изначально присутствующих трещин;

сохранение высокой пластичности исследованных сталей во всем температурном интервале горячей прокатки и отсутствие провалов пластичности может быть связано со структурными изменениями, происходящими

в металле при нагреве под прокатку и во время прокатки, когда активно протекают процессы рекристаллизации и происходит увеличение общей протяженности аустенитных границ. При этом концентрация примесных атомов по границам уменьшается пропорционально квадрату диаметра зерна [9]. Отметим, что именно границы зерен с расположенными на них сегрегациями примесных атомов и неметаллическими включениями могут быть местами зарождения трещин при температурах провалов пластичности [4, 9, 12–25].

Несмотря на то, что исследуемые стали обладают при прокатке высокой пластичностью, необходимо оценить возможность разрушения металла при прокатке за счет «чисто прокатных факторов», таких, как неравномерность распределения деформаций, температуры полосы по очагу деформации, внешнее трение. Для этого необходимо провести анализ температурных полей и напряженно-деформированного состояния листа при численном моделировании горячей прокатки на непрерывном и реверсивном станах в программе Deform-3D.

Результаты численного моделирования горячей прокатки листа толщиной 15 мм из трубной стали X42 на непрерывном стане, показаны на рис. 8–12. Имитацию прокатки проводили для головной и хвостовой части раската. При этом особое внимание при моделировании уделяли формированию температурных полей и напряженно-деформированного состояния металла в кромочной области раската, где проявляются кромочные трещины.

На рис. 8 показаны температурные поля для головной части раската в области кромок

при прокатке в 6-й и 12-й клетях чистовой группы непрерывного стана. Видно, что в процессе чистовой прокатки температура на кромках падает с 810 °С в клетях № 6 до 716 °С в клетях № 12. Аналогичные картины распределения температурных полей наблюдаются в черновых клетях непрерывного стана. Таким образом, анализ распределения температурных полей полосы по ходу прокатки показал, что наиболее захлаженными областями раската являются кромки.

Характер напряженно-деформированного состояния на кромке полосы при прокатке в первой и последней клетке черновой группы представлен на рис. 9, 10. Видно: максимальные растягивающие напряжения, сосредоточены на выходе металла из очага деформации в кромочной зоне полосы, что соответствует наиболее захлаженным областям раскатам. На входе и выходе металла из очага деформации действуют растягивающие напряжения как в продольном (σ_x), так и в поперечном (σ_y) направлениях, напряжения σ_z практически равны нулю. Следует заметить, что в клетях № 1 дополнительные растягивающие напряжения σ_x возникают из-за наплывов, образовавшихся в результате прокатки в вертикальном окатиломателе. Анализ полей интенсивности деформаций показывает, что в клетях № 1–2 преимущественную деформацию получают ребровые области раската (см. рис. 9). В клетях № 3–5 распределение деформации по ширине раската равномерное (см. рис. 10).

Характер напряженно-деформированного состояния на кромке полосы при прокатке в чистовой группе клетей показан на рис. 11, 12.

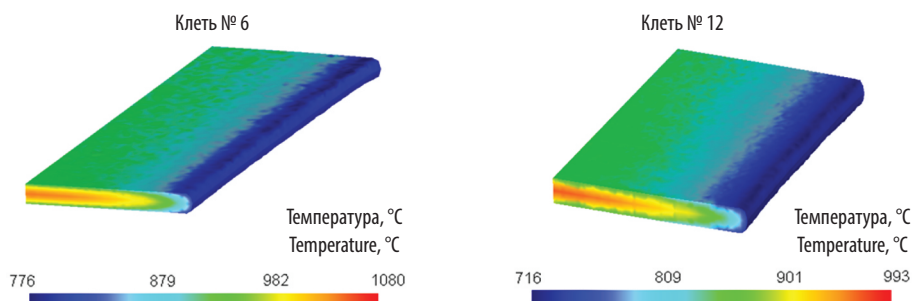


Рис. 8. Поля изменения температуры в кромочной области раската в момент выхода из клетей

Fig. 8. Fields of temperature change in the edge area of the roll at the moment of exit from the stands

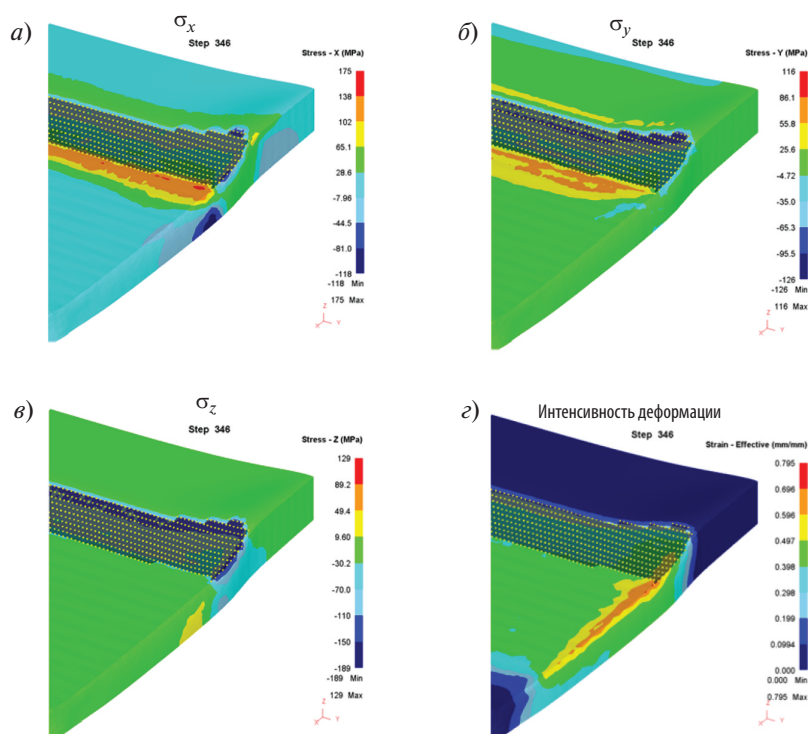


Рис. 9. Характер распределения напряжений и интенсивности деформаций при прокатке в клетки № 1 черновой группы

Fig. 9. The nature of the distribution of stresses and the intensity of deformation during rolling in stand № 1 of the draft group

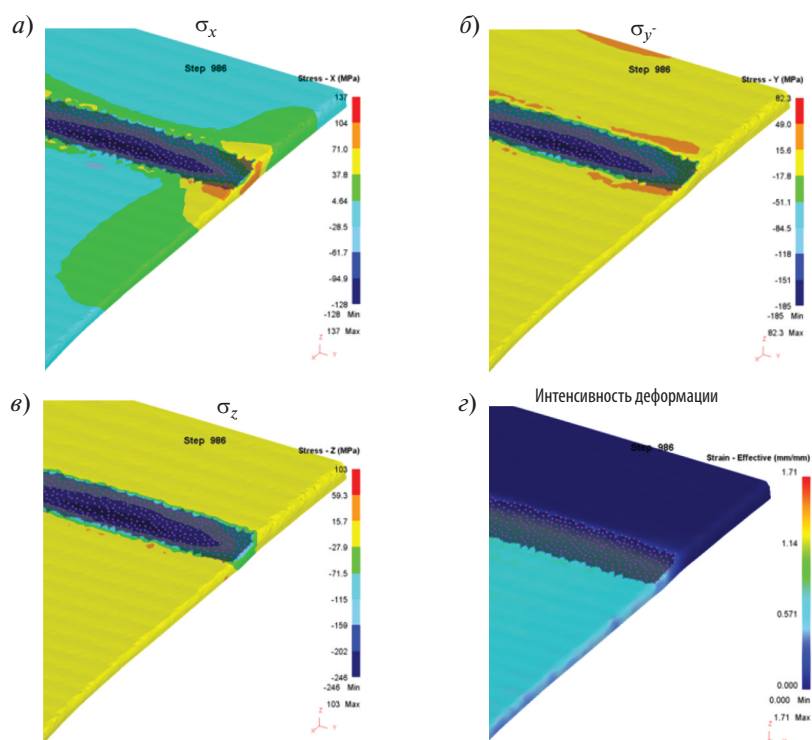


Рис. 10. Характер распределения напряжений и интенсивности деформаций при прокатке в клетки № 5

Fig. 10. The nature of stress distribution and strain intensity during rolling in stand № 5

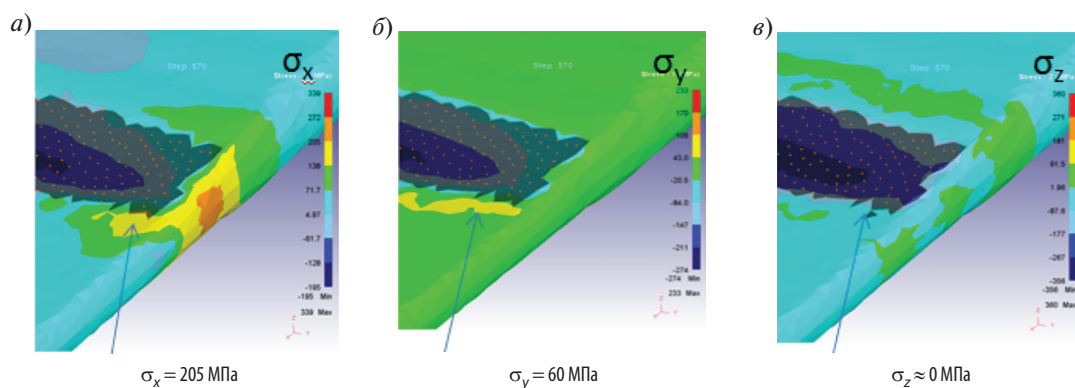


Рис. 11. Характер распределения напряжений при прокатке в клетях № 6

Fig. 11. The nature of stress distribution during rolling in stand No 6

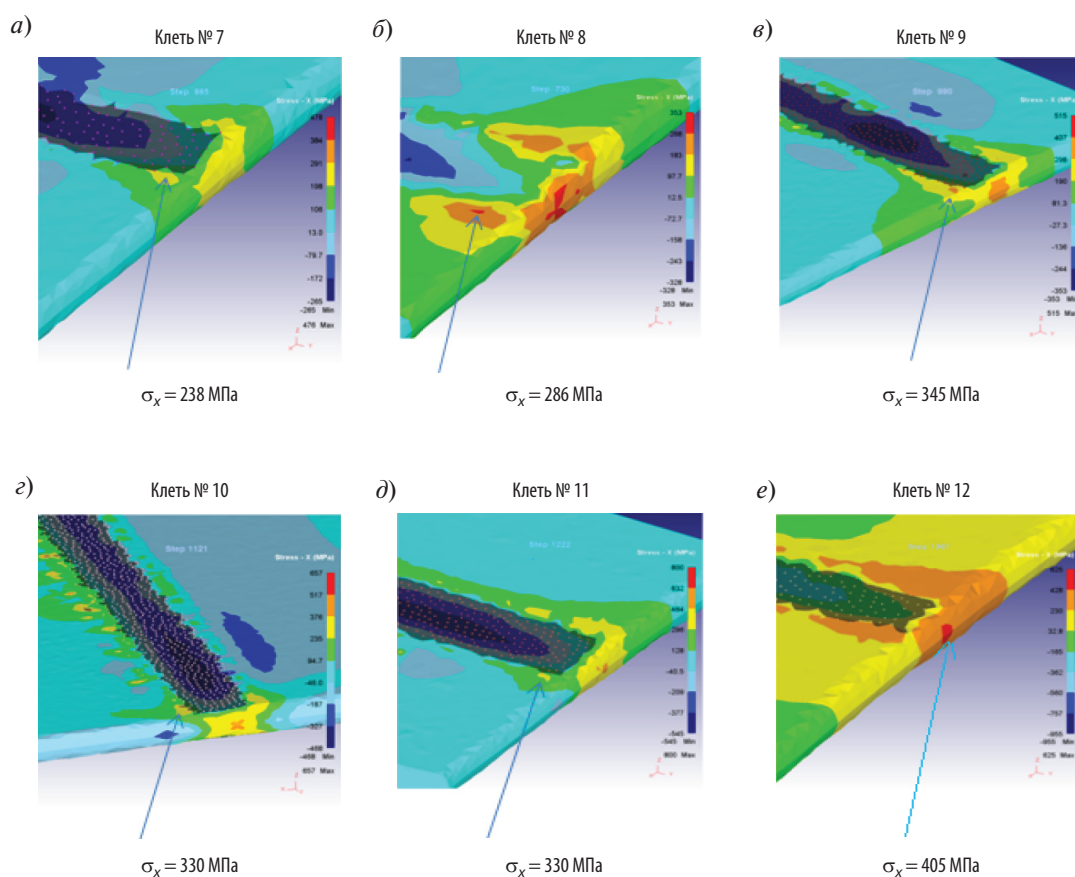


Рис. 12. Характер распределения напряжений σ_x при прокатке в клетях № 7–12

Fig. 12. The nature of stress distribution σ_x during rolling in stands No 7–12

Видно, что на выходе полосы из очага деформации в прикромочной зоне действуют растягивающие напряжения в продольном (σ_x) и в поперечном (σ_y) направлениях, а сжимающие напряжения σ_z практически отсутствуют (см. рис. 11). По рис. 12 установлено, что уровень растягивающих напряжений возрастает с каждым проходом.

Таким образом, согласно результатам анализа распределения температурных полей и напряженно-деформированного состояния металла наиболее опасными с точки зрения возможности образования трещин областями при горячей прокатке на непрерывном стане являются захоложенные кромочные области. Особенно опасными могут быть те зоны, где сосредоточены растягивающие напряжения, преимущественно действующие вдоль направления прокатки. Аналогичные результаты были получены при анализе распределения температурных полей и напряженно-деформированного состояния металла при прокатке листа толщиной 4 мм на непрерывном стане и листа толщиной 26 мм из трубной стали К60 на реверсивном стане.

Перед анализом возможностей разрушения металла при прокатке необходимо экспериментально определить предельные значения выбранного критерия разрушения, а затем сравнить эти значения с расчетными и таким способом для каждой стадии прокатки определить момент образования трещин.

При помощи математического моделирования прокатки листа толщиной 4 мм и 15 мм труб-

ной стали X42 на непрерывном стане по заданным режимам в программе *Deform-3D* были определены максимальные значения критерия разрушения Кокрофта — Латама в каждой из 12 клеток. На рис. 13 в качестве примера расчетов показаны температурное поле раската (а) и соответствующее ему распределение текущих значений критерия S_{K-L} для 10-й клетки (б). Видно, что максимальные значения критерия разрушения сосредоточены на захоложенной кромочной области раската, где наблюдаются максимальные растягивающие напряжения (рис. 11, 12).

На рис. 14 (кривые 1 и 2) представлены предельные значения критерия $S_{K-L}^{пред}$ для каждой из клеток непрерывного стана для поверхностных температур при прокатке полос толщиной 15 и 4 мм, полученные по изложенной выше методике. Максимальные расчетные значения критерия S_{K-L} представлены кривых 3 и 4.

На рис. 14 видно, что по результатам расчетов для всех клеток непрерывного стана предельные значения критерия $S_{K-L}^{пред}$ значительно выше, чем максимальные текущие значения S_{K-L} . Из этого можно сделать вывод, что при горячей прокатке не должно происходить разрушения ни в одной из клеток стана, причем ни по поверхности полосы, ни в ее кромочной области. Однако следует отметить, что трубная сталь категории прочности X42 — это одна из сталей, наиболее подверженных кромочному трещинообразованию.

Для поверхности полосы максимальные значения критерия не превышают значений

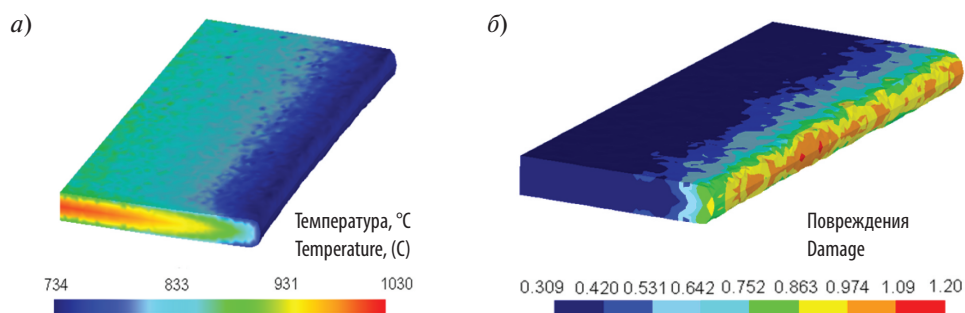


Рис. 13. Температурное поле раската (а) и распределение значений критерия Кокрофта — Латама (б) по раскату в 10-й клетки непрерывного стана при прокатке листа трубной стали X42 толщиной 15 мм

Fig. 13. The temperature field of the rolling (а) and the distribution of the values of the Cockcroft — Latam (б) criterion for rolling in the 10th stand of the continuous mill when rolling a sheet of steel tube X42 with a thickness of 15 mm

$C_{K-L} \leq 0,7$ на протяжении всей прокатки вне зависимости от конечной толщины листа, что в несколько раз меньше $C_{K-L}^{\text{пред}}$. Таким образом, при помощи полученных предельных значений критерия Кокрофта — Латама для различных температур можно оценить возможность разрушения металла при прокатке как на поверхности, так и в кромочной области полосы. Следует заметить, что на всем протяжении прокатки по рассматриваемым режимам в центральных слоях раската уровень значений критерия $C_{K-L} \leq 0,2 \div 0,6$, что многократно меньше предельных значений $C_{K-L}^{\text{пред}}$.

Таким же образом, как и для непрерывного стана, были определены значения критерия Кокрофта — Латама в каждом из 26 проходов при прокатке листа толщиной 26 мм из стали К60 на реверсивном стане.

На рис. 15 (кривые 1, 2 и 3) представлены предельные значения критерия $C_{K-L}^{\text{пред}}$ для каждого из проходов для среднемассовых температур, температуры поверхности и температур кромочной области раската. На рис. 16 в качестве примера расчетов представлены температурное поле раската (а) и соответствующее ему распределение текущих значений критериев

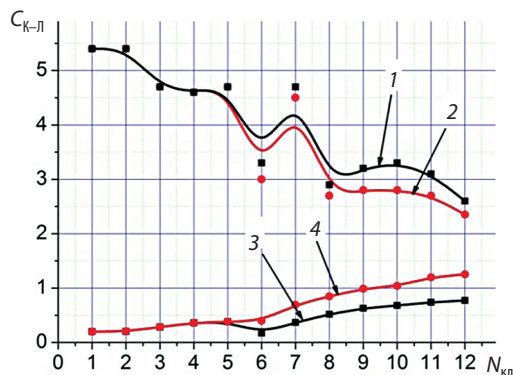


Рис. 14. Значения критерия Кокрофта — Латама в кромочной области прокатываемых полос из стали X42 толщиной 15,8 мм (1, 3) и 4,8 мм (2, 4): 1, 2 — предельные значения $C_{K-L}^{\text{пред}}$; 3, 4 — максимальные расчетные значения

Fig. 14. Values of the Cockcroft — Latam criterion in the edge region of rolled strips of steel X42 with a thickness of 15.8 mm (1, 3) and 4.8 mm (2, 4): 1, 2 — limiting values; 3, 4 — maximum design values

C_{K-L} для 10-го пропуска (б). Видно, что распределение максимальных значений критерия разрушения Кокрофта — Латама на протяжении всей прокатки, как и на непрерывном стане, соответствует заохложденным областям раската в районе кромок, где сосредоточиваются максимальные растягивающие напряжения.

Результаты расчетов и экспериментов, представленные на рис. 15, свидетельствуют о том, что для всех пропусков предельные значения критерия $C_{K-L}^{\text{пред}}$ значительно превышают максимальные текущие значения C_{K-L} . Следовательно, при прокатке стали категории прочности К60 по типовым режимам не должно быть разрушения ни в одном из пропусков — ни в среднем по объему раската, ни на поверхности, ни в его кромочной области.

Однако, если в металле присутствует исходная трещина (рис. 15), для которой предельное значение критерия $C_{K-L}^{\text{пред}}$ значительно ниже (на рис. 16 она обозначена точкой в окружности), то в этом случае $C_{K-L} > C_{K-L}^{\text{пред}}$ и выполняется условие разрушения (2).

Следует заметить, что на всем протяжении прокатки по рассмотренному режиму в центральных слоях раската уровень значений кри-

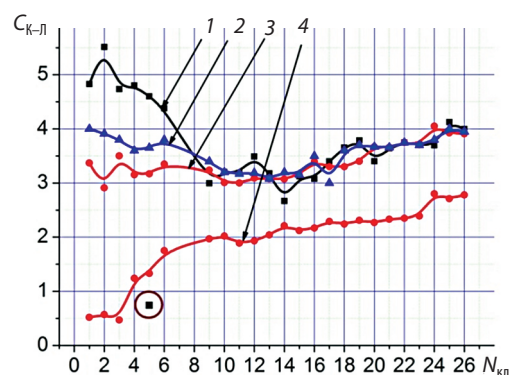


Рис. 15. Значения критерия Кокрофта — Латама для стали К60 — предельные значения $C_{K-L}^{\text{пред}}$: 1 — для среднемассовой температуры; 2 — для температуры поверхности; 3 — для температуры кромки раската; максимальные расчетные значения C_{K-L} 4 — для кромки при прокатке по режиму. Точка ⊙ — значение $C_{K-L}^{\text{пред}}$ для образца с исходной трещиной

Fig. 15. The values of the Cockcroft — Latam criterion for steel K60 — Limit values C_{K-L}^{limit} : 1 — for the average mass temperature; 2 — for surface temperature; 3 — for the temperature of the edge of the rolling; The maximum calculated values of C_{K-L} 4 — for the edge during rolling. Point ⊙ — value C_{K-L}^{limit} for a sample with an initial crack

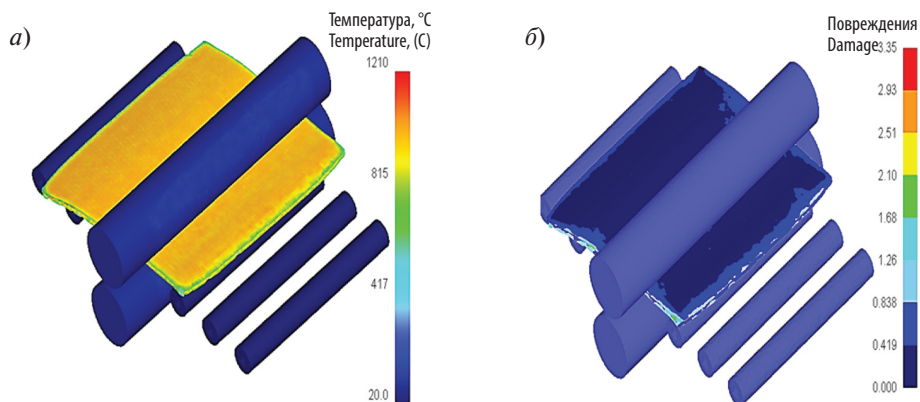


Рис. 16. Температурное поле раската (а) и распределение значений критерия Кокрофта — Латама по раскату в 10-м проходе (б)

Fig. 16. The temperature field of the rolling (a) and the distribution of the values of the Cockcroft — Latam criterion for rolling in the 10th pass (b)

терия $C_{K-L} \leq 0,4 \div 0,6$, что в несколько раз меньше предельных значений $C_{K-L}^{пред}$.

Таким образом, при прокатке на реверсивном стане по типовому режиму можно гарантировать отсутствие разрушения металла, если нет каких-либо дефектов в исходном слябе. Металл имеет большой запас пластичности как на черновой, так и на чистовой стадии прокатки.

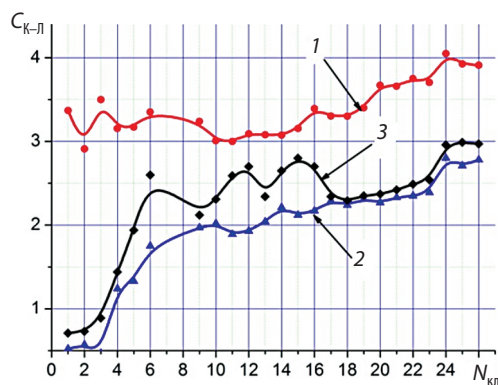


Рис. 17. Предельные значения критерия Кокрофта — Латама при прокатке по поверхностным температурам раската (1) в сравнении с максимальными значениями критерия, возникающими в кромочной области раската при прокатке с типичными обжатиями (2) и при прокатке с максимально возможными обжатиями по энергосиловым параметрам (3)

Fig. 17. Limit values of the Cockcroft — Latam criterion for rolling over the surface tempering temperatures (1) in comparison with the maximum values of the criterion arising in the edge region of rolling during rolling with typical crimping (2) and during rolling with the maximum possible reduction in energy-force parameters (3)

Однако существует вероятность того, что при прокатке с большими обжатиями значения критерия Кокрофта — Латама превысят предельные, и в металле могут образоваться трещины.

Исходя из этого для оценки вероятности образования трещин при прокатке с максимально-допустимыми по энергосиловым параметрам обжатиями были определены значения критерия в кромочных местах. Для него в программе *Deform-3D* рассчитан новый режим прокатки, при этом для определения максимально допустимых обжатий использовали ранее разработанную модель расчета энергосиловых параметров при прокатке на стане 5000 [37].

Результаты расчетов представлены на рис. 17, из которого видно, что и здесь при прокатке предельные значения критерия не достигаются, что свидетельствует об отсутствии разрушения материала.

Таким образом, разрушение стали категории прочности K60 при прокатке на стане 5000 происходить не должно даже при использовании режимов с максимально возможными обжатиями в проходах (см. рис. 17).

Заключение

Таким образом, использование разработанной методики оценки возможности разрушения, основанной на критерии Кокрофта — Латама, встроенном в компьютерную программу *Deform-3D*, и экспериментальном методе определения предельных значений этого критерия, когда предельные деформации образцов на-



ходятся из опытов на растяжение с воспроизведением истории нагружения, показывает следующее:

1. Исследуемые трубные марки стали обладают высокой пластичностью на всем протяжении черновой и чистовой прокатки. При типовых режимах прокатки, принятых на непрерывном и реверсивном станах, разрушение металла происходить не должно ни на поверхности, ни в среднем по сечению, ни в кромочных областях раската.

2. К развитию разрушения металла могут привести дефекты, присутствующие в исходном сырье изначально.

3. Наиболее опасные точки располагаются в заоложенных, в том числе прикромочных, зонах раската, а также объемах металла, где сосредоточены растягивающие напряжения.

Разработанная методика может быть использована для оценки вероятности разрушения металла при любых других видах обработки металлов давлением. По результатам работы оформлен патент «Способ определения предельных значений нормализованного критерия разрушения Cockcroft-Latham» RU 2595821 C1 от 15.06.2016 г.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 16–33–60002 мол_а_дк.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Hai-liang Y.U. FE Analysis of Evolution of Defects during Rolling // Finite Element Analysis. InTech. Rijeka. Croatia. August 2010. P. 501–560.

2. Казаков А.А., Ковалев П.В., Чигинцев Л.С. [и др.]. Природа дефектов горячекатаного листа из трубных марок стали. Часть II. Дефекты, образовавшиеся на этапе прокатного производства // Черные металлы. 2008. № 11. С. 10–14.

3. Скорохватов Н.Б., Глухов В.В., Смирнов В.С. Исследование возможности снижения поверхностного дефектообразования при прокатке на стане 2000 // Прокатное производство. 2005. № 8. С. 43–48.

4. Матвеев М.А. Физико-механический анализ причин образования прикромочных трещин в горячекатаных листах из трубных сталей: Дисс. ... канд. техн. наук. / Санкт-Петербургский государственный политехнический университет. Санкт-Петербург, 2015. 202 с.

5. Матвеев М.А., Глухов П.А., Колбасников Н.Г., Митрофанов А.В., Мишин В.В., Шишов И.А. Разработка неразрушающих режимов прокатки стали 08пс с низким соотношением Mn/S // Сталь. 2015. № 3. С. 52–59.

6. Либерман А.П., Кан Ю.Е., Миронова Н.А. Трансформация дефектов поверхности непрерывнолитых заготовок при горячей прокатке // Сталь. 1984. № 9. С. 28–36.

7. Сычков А.Б., Жигарев М.А., Перчаткин А.В. Трансформация дефектов непрерывнолитой заготовки в поверхностные дефекты проката // Metallurg. 2006. № 2. С. 60–64.

8. Колбасников Н.Г., Матвеев М.А., Мишин В.В., Шишов И.А., Корчагин А.М. Исследование причин образования поверхностных трещин при изготовлении труб из микролегированных сталей // Сталь. 2016. № 9. С. 53–57.

9. Lesley H. Chown. The influence of continuous casting parameters on hot tensile behavior in low carbon, niobium and boron steels: Ph.D. Thesis, University of the Witwatersrand, Johannesburg, 2008. 317 p.

10. Матвеев М.А., Колбасников Н.Г., Мишин В.В., Лукьянов А.А. Причины образования поверхностных трещин при горячей прокатке трубных сталей // Заготовительные производства в машиностроении. 2016. № 5. С. 31–38.

11. Колбасников Н.Г., Матвеев М.А., Зотов О.Г., Глухов П.А., Корчагин А.М. Исследование причин образования поверхностных трещин при прокатке толстого листа и изготовлении труб из микролегированных сталей. Особенности прокатки в двухфазной области // Сталь. 2016. № 7. С. 34–40.

12. Матвеев М.А., Колбасников Н.Г., Мишин В.В., Зотов О.Г., Мишнев П.А., Никонов С.В. Физическое моделирование горячей пластичности микролегированной трубной стали при непрерывной разливке и горячей прокатке // Сталь. 2014. № 2. С. 59–65.

13. Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю. Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов / Федеральное агентство по образованию, Санкт-Петербургский гос. политехнический ун-т. СПб., 2006. 363 с.

14. Crowther D.N. The Effects of Microalloying Elements on Cracking During Continuous Casting // The Use of Vanadium in Steel: Proceedings of the Vanitec Symposium. Beijing, China. Oct. 2001. P. 99–131.

15. Колбасников Н.Г., Матвеев М.А. Исследование влияния бора на высокотемпературную пластичность микролегированных сталей // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2016. № 1 (238). С. 129–135.

16. Mintz B. Hot Ductility of Steels and It's Relationship to the Problem of Transverse Cracking During continuous Casting // Int. Mater. Rev. 1991. Vol. 36. P. 187–217.

17. Suzuki H. G., Nishimura S., Yamaguchi S. Characteristics of Hot Ductility in Steels Subjected to the Melting and Solidification // Transactions ISIJ. 1982. Vol. 22. P. 48–56.
18. Matveev M.A., Kolbasnikov N.G., Kononov A.A. Causes of High Temperature Ductility Trough of Microalloyed Steels // Transactions of the Indian Institute of Metals. 2017. P. 1–12. DOI: 10.1007/s12666-017-1042-9.
19. Матвеев М.А., Колбасников Н.Г. Исследование высокотемпературной пластичности микролегированных сталей // Сталь. 2016. № 4. С. 47–51.
20. Lee C.-H., Park J.-Y. [et al.]. Hot ductility of medium carbon steel with vanadium // Materials Science and Engineering A. 2016. Vol. 651. P. 192–197.
21. Lan P., Tang H., Zhang J. Hot ductility of high alloy Fe-Mn-C austenite TWIP steel // Materials Science and Engineering A. 2016. Vol. 660. P. 127–138.
22. Колбасников Н.Г., Матвеев М.А., Мишин В.В., Зотов О.Г., Мишнев П.А., Никонов С.В., Ширяйхин А.В. Исследование с применением физического моделирования причин образования горячих трещин в сляках при непрерывной разливке трубной стали // Электрометаллургия. 2014. № 6. С. 27–33.
23. Колбасников Н.Г., Матвеев М.А., Мишин В.В., Мишнев П.А., Никонов С.В. О причинах провалов горячей пластичности сталей // Металлы. 2014. № 5. С. 36–43.
24. Mejía I., Salas-Reyes A.E. [et al.]. Effect of Ti and B microadditions on the hot ductility behavior of a High-Mn austenitic Fe–23Mn–1.5Al–1.3Si–0.5C TWIP steel // Materials Science and Engineering A. 2015. Vol. 648. P. 311–329.
25. Матвеев М.А., Колбасников Н.Г., Мишнев П.А. Влияние структурного фактора на высокотемпературную пластичность трубных сталей // Металловедение и термическая обработка металлов. 2016. № 1. С. 54–60.
26. Cockcroft M.G., Latham D.J. Ductility and the Workability of Metals // Journal of the Institute of Metals. 1968. Vol. 96. P. 33–39.
27. Безобразов Ю.А., Колбасников Н.Г., Наумов А.А. Методика «растяжение сжатие» для физического моделирования процессов многостадийной пластической деформации металлов // Сталь. 2014. № 1. С. 52–60.
28. Востров В.Н., Мишин В.В., Кононов П.В., Матвеев М.А. Деформируемость и условия разрушения заготовки при раскатке фланца // Деформация и разрушение материалов. 2016. № 3. С. 20–25.
29. Колбасников Н.Г., Зотов О.Г., Мартяшов И.С., Сулягин Р.В. Исследование эффекта Баушингера. Физическое моделирование формирования свойств микролегированной стали в процессе изготовления труб // Сталь. 2012. № 8. С. 53–58.
30. 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.
31. Боткин А.В., Валиев Р.З., Степин П.С., Баймухаметов А.Х. Оценка поврежденности металла при холодной пластической деформации с использованием модели разрушения Кокрофта–Латама // Деформация и разрушение материалов. 2011. № 7. С. 17–22.
32. Колбасников Н.Г., Мишин В.В., Шишов И.А., Кистанкин И.С., Забродин А.В. Разработка неразрушающих режимов теплой прокатки нанокристаллического бериллия с помощью методов математического моделирования // Деформация и разрушение материалов. 2013. № 9. С. 14–24.
33. Харитонов В.А., Столяров А.Ю. Экспериментальное определение критерия разрушения при волочении высокоуглеродистой катанки // Сб.: «Инновационные технологии в металлургии и машиностроении». 26–30 ноября 2013 г. Екатеринбург, 2013. С. 113–118.
34. Kenji Takada, Kentaro Sato, Ninshu Ma. Fracture prediction of high strength steels with ductile fracture criterion and strain dependent model of anisotropy // 12th International LS-DYNA Users Conference. 3–5 June 2012. Detroit, USA, 2012. P. 111–123.
35. Харитонов В.А., Таранин И.В. Направления повышения эффективности производства проволоки // Черные металлы. 2015. № 11. С. 31–37.
36. Свидетельство о государственной регистрации программы AusEvol+ для ЭВМ. Рег. № 2011615304 от 13 мая 2011 г.
37. Шишов И.А. Разработка рекомендаций по повышению производительности толстолистового стана 5000 ОАО «Северсталь» на основе расчета энергосиловых параметров прокатки: Дисс. ... канд. техн. наук. / Санкт-Петербургский государственный политехнический университет. Санкт-Петербург, 2013. 191 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

МАТВЕЕВ Михаил Александрович — кандидат технических наук старший научный сотрудник Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: matveev_ma@inbox.ru

REFERENCES

1. Hai-liang Y.U. FE. Analysis of Evolution of Defects during Rolling. *Finite Element Analysis. InTech*. Rijeka, Croatia, August 2010. P. 501–560.
2. Kazakov A.A., Kovalev P.V., Chigintsev L.S. [i dr.]. Priroda defektov goryachekatanogo lista iz trubnykh marok stali. Chast II. Defekty, obrazovavshiesya na etape prokatnogo proizvodstva. *Chemyye metally*. 2008. № 11. S. 10–14. (rus.)
3. Skorokhvatov N.B., Glukhov V.V., Smirnov B.C. Issledovaniye vozmozhnosti snizheniya poverkhnostnogo defektobrazovaniya pri prokatke na stane 2000. *Prokatnoye proizvodstvo*. 2005. № 8. S. 43–48. (rus.)
4. Matveyev M.A. Fiziko-mekhanicheskiy analiz prichin obrazovaniya prikrumochnykh treshchin v goryachekatanых listakh iz trubnykh staley: Diss. — kand. tekhn. nauk. / Sankt-Peterburgskiy gosudarstvennyy politekhnicheskii universitet. Sankt-Peterburg, 2015. 202 s. (rus.)
5. Matveyev M.A., Glukhov P.A., Kolbasnikov N.G., Mitrofanov A.V., Mishin V.V., Shishov I.A. Razrabotka nerazrushayushchikh rezhimov prokatki stali 08ps s nizkim sootnosheniyem Mn/S. *Stal*. 2015. № 3. S. 52–59. (rus.)
6. Liberman A.P., Kan Yu.Ye., Mironova H.A. Transformatsiya defektov poverkhnosti nepreryvnolitykh zagotovok pri goryachey prokatke. *Stal*. 1984. № 9. S. 28–36.
7. Sychkov A.B., Zhigarev M.A., Perchatkin A.V. Transformatsiya defektov nepreryvnolitoй zagotovki v poverkhnostnyye defekty prokata. *Metallurg*. 2006. № 2. S. 60–64. (rus.)
8. Kolbasnikov N.G., Matveyev M.A., Mishin V.V., Shishov I.A., Korchagin A.M. Issledovaniye prichin obrazovaniya poverkhnostnykh treshchin pri izgotovlenii trub iz mikrolegirovannykh staley. *Stal*. 2016. № 9. S. 53–57. (rus.)
9. Lesley H. Chown. The influence of continuous casting parameters on hot tensile behavior in low carbon, niobium and boron steels: Ph.D. Thesis / University of the Witwatersrand, Johannesburg. 2008. 317 p.
10. Matveyev M.A., Kolbasnikov N.G., Mishin V.V., Lukyanov A.A. Prichiny obrazovaniya poverkhnostnykh treshchin pri goryachey prokatke trubnykh staley. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2016. № 5. S. 31–38. (rus.)
11. Kolbasnikov N.G., Matveyev M.A., Zotov O.G., Glukhov P.A., Korchagin A.M. Issledovaniye prichin obrazovaniya poverkhnostnykh treshchin pri prokatke tolstogo lista i izgotovlenii trub iz mikrolegirovannykh staley. Osobennosti prokatki v dvukhfaznoy oblasti. *Stal*. 2016. № 7. S. 34–40. (rus.)
12. Matveyev M.A., Kolbasnikov N.G., Mishin V.V., Zotov O.G., Mishnev P.A., Nikonov S.V. Fizicheskoye modelirovaniye goryachey plastichnosti mikrolegirovannoy trubnoy stali pri nepreryvnoy razlivke i goryachey prokatke. *Stal*. 2014. № 2. S. 59–65. (rus.)
13. Kolbasnikov N.G., Kondratyev S.Yu. Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov / Federalnoye agentstvo po obrazovaniyu, Sankt-Peterburgskiy gos. politekhnicheskii un-t. SPb., 2006. 363 s. (rus.)
14. Crowther D.N. The Effects of Microalloying Elements on Cracking During Continuous Casting. *The Use of Vanadium in Steel: Proceedings of the Vanitec Symposium*. Beijing, China. Oct. 2001. P. 99–131.
15. Kolbasnikov N.G., Matveyev M.A. Issledovaniye vliyaniya bora na vysokotemperaturnuyu plastichnost mikrolegirovannykh staley. *Nauchno-tekhnicheskkiye vedomosti SPbGPU*. 2016. № 1 (238). S. 129–135. (rus.)
16. Mintz B. Hot Ductility of Steels and It's Relationship to the Problem of Transverse Cracking During continuous Casting. *Int. Mater. Rev*. 1991. Vol. 36. P. 187–217. (rus.)
17. Suzuki H. G., Nishimura S., Yamaguchi S. Characteristics of Hot Ductility in Steels Subjected to the Melting and Solidification. *Transactions ISIJ*. 1982. Vol. 22. P. 48–56. (rus.)
18. Matveyev M.A., Kolbasnikov N.G., Kononov A.A. Causes of High Temperature Ductility Trough of Microalloyed Steels. *Transactions of the Indian Institute of Metals*. 2017. P. 1–12. DOI: 10.1007/s12666–017–1042–9.
19. Matveyev M.A., Kolbasnikov N.G. Issledovaniye vysokotemperaturnoy plastichnosti mikrolegirovannykh staley. *Stal*. 2016. № 4. S. 47–51. (rus.)
20. Lee C.-H., Park J.-Y. [et al.]. Hot ductility of medium carbon steel with vanadium. *Materials Science and Engineering A*. 2016. Vol. 651. P. 192–197. (rus.)
21. Lan P., Tang H., Zhang J. Hot ductility of high alloy Fe-Mn-C austenite TWIP steel. *Materials Science and Engineering A*. 2016. Vol. 660. P. 127–138. (rus.)
22. Kolbasnikov N.G., Matveyev M.A., Mishin V.V., Zotov O.G., Mishnev P.A., Nikonov S.V., Shirayakhin A.V. Issledovaniye s primeneniye fizicheskogo modelirovaniya prichin obrazovaniya goryachikh treshchin v slyabakh pri nepreryvnoy razlivke trubnoy stali. *Elektrometallurgiya*. 2014. № 6. S. 27–33. (rus.)
23. Kolbasnikov N.G., Matveyev M.A., Mishin V.V., Mishnev P.A., Nikonov S.V. O prichinakh provalov goryachey plastichnosti staley. *Metally*. 2014. № 5. S. 36–43. (rus.)
24. Mejía I., Salas-Reyes A.E. [et al.]. Effect of Ti and B microadditions on the hot ductility behavior of a High-Mn austenitic Fe–23Mn–1.5Al–1.3Si–0.5C TWIP steel. *Materials Science and Engineering A*. 2015. Vol. 648. P. 311–329.
25. Matveyev M.A., Kolbasnikov N.G., Mishnev P.A. Vliyaniye strukturnogo faktora na vysokotemperaturnuyu plastichnost trubnykh staley. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2016. № 1. S. 54–60. (rus.)

26. Cockcroft M.G., Latham D.J. Ductility and the Workability of Metals. *Journal of the Institute of Metals*. 1968. Vol. 96. R. 33–39. (rus.)

27. Bezobrazov Yu.A., Kolbasnikov N.G., Naumov A.A. Metodika «rastyazheniye szhatiye» dlya fizicheskogo modelirovaniya protsessov mnogostadiynoy plasticheskoy deformatsii metallov. *Stal*. 2014. № 1. С. 52–60. (rus.)

28. Vostrov V.N., Mishin V.V., Kononov P.V., Matveyev M.A. Deformiruyemost i usloviya razrusheniya zagotovki pri raskatke flantsa. *Deformatsiya i razrusheniye materialov*. 2016. № 3. S. 20–25. (rus.)

29. Kolbasnikov N.G., Zotov O.G., Martyashov I.S., Sulyagin R.V. Issledovaniye effekta Baushingera. Fizicheskoye modelirovaniye formirovaniya svoystv mikrolegirovannoy stali v protsesse izgotovleniya trub. *Stal*. 2012. № 8. S. 53–58. (rus.)

30. 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.)

31. Botkin A.V., Valiyev R.Z., Stepin P.S., Baymukhametov A.Kh. Otsenka povrezhdennosti metalla pri kholodnoy plasticheskoy deformatsii s ispolzovaniyem modeli razrusheniya Kokrofta — Latama. *Deformatsiya i razrusheniye materialov*. 2011. № 7. S. 17–22. (rus.)

32. Kolbasnikov N.G., Mishin V.V., Shishov I.A.,

Kistankin I.S., Zabrodin A.V. Razrabotka nerazrushayushchikh rezhimov teploy prokatki nanokristallicheskogo berilliya s pomoshchyu metodov matematicheskogo modelirovaniya. *Deformatsiya i razrusheniye materialov*. 2013. № 9. S. 14–24. (rus.)

33. Kharitonov V.A., Stolyarov A.Yu. Eksperimentalnoye opredeleniye kriteriya razrusheniya pri volochenii vysokouglerodistoy katanki. Sb.: «*Innovatsionnyye tekhnologii v metallurgii i mashinostroyenii*». 26–30 noyabrya 2013 g. Yekaterinburg, 2013. S. 113–118.

34. Kenji Takada, Kentaro Sato, Ninshu Ma. Fracture prediction of high strength steels with ductile fracture criterion and strain dependent model of anisotropy. *12th International LS-DYNA Users Conference*. 3–5 June 2012. Detroit, USA. 2012. P. 111–123.

35. Kharitonov V.A., Taranin I.V. Napravleniya povysheniya effektivnosti proizvodstva provoloki. *Chernyye metally*. 2015. № 11. S. 31–37. (rus.)

36. Svidetelstvo o gosudarstvennoy registratsii proqrammy AusEvol+ dlya EVM. Reg. № 2011615304 ot 13 maya 2011 g.

37. Shishov I.A. Razrabotka rekomendatsiy po povysheniyu proizvoditelnosti tolstolistovogo stana 5000 OAO «Severstal» na osnove rascheta energosilovykh parametrov prokatki: Diss. ... kand. tekhn. nauk. / Sankt-Peterburgskiy gosudarstvennyy politekhnicheskiy universitet. Sankt-Peterburg, 2013. 191 s.

AUTHORS

MATVEEV Mikhail A. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: matveev_ma@inbox.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 14.04.2017.



DOI: 10.18721/JEST.230212

УДК 669.1.017:669.15.194.56

Д.А. Артемьева¹, А.Д. Хайдоров², Г.П. Анастасиади³

¹ — ФГУП ЦНИИ конструкционных материалов «Прометей», Санкт-Петербург, Российская Федерация
^{2, 3} — Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

СТРУКТУРА И ДЛИТЕЛЬНАЯ ПРОЧНОСТЬ МАРТЕНСИТО-ФЕРРИТНОЙ СТАЛИ 07X12НМФБ ЛЕГИРОВАННОЙ АЗОТОМ

Исследованы структура, фазовый состав, характер распределения легирующих элементов в структуре и длительная прочность 12 %-й хромистой стали мартенсито-ферритного класса с содержанием азота в пределах марочного состава 0,017 % и с повышенным до 0,06 % содержанием азота. Экспериментально показано, что повышение содержания азота приводит к снижению количества феррита в структуре стали, повышению плотности дислокаций в твердом растворе, а также к выделению мелкодисперсных карбонитридов ниобия, располагающихся по границам зерен феррита. При увеличении содержания азота в стали уменьшается доля речной мартенсито-бейнитной составляющей в структуре. Плотность дислокаций в структуре стали с меньшим содержанием азота значительно ниже; в ней наблюдается выраженная полигонизация дислокационной структуры. С использованием значений длительной прочности при температурах 550 и 600 °С построены условные параметрические диаграммы для стали марки 07X12НМФБ с различным содержанием азота. Установлено значительное повышение значения длительной прочности при увеличении содержания азота в стали марки 07X12НМФБ.

МАРТЕНСИТО-ФЕРРИТНАЯ СТАЛЬ; МИКРОСТРУКТУРА; ФАЗОВЫЙ СОСТАВ; ДЛИТЕЛЬНАЯ ПРОЧНОСТЬ.

Ссылка при цитировании:

Д.А. Артемьева, А.Д. Хайдоров, Г.П. Анастасиади. Структура и длительная прочность мартенсито-ферритной стали 07X12НМФБ легированной азотом // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 127–143. DOI: 10.18721/JEST.230212

D.A. Artemyeva¹, A.D. Haidorov², G.P. Anastasiadi³

¹ — Central research institute of structural material «Prometey», Saint-Peterburg, Russian Federation
^{2, 3} — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

STRUCTURE AND LONG-TERM STRENGTH OF MARTENSITE-FERRITIC STEEL 07CR12NiMoVB ALLOYED WITH NITROGEN

In this paper, we have investigated the structure, the phase composition and the distribution of alloying elements in the structure and the creep strength of 12% chromium martensite-ferritic steels with a nitrogen content within the grade composition of 0.017 and increased to 0.06% (mass.). It is found that increasing the nitrogen content leads to a decrease in the amount of ferrite in the steel structure, to an increase in the density of dislocations, as well as to the precipitation of fine carbonitrides of niobium, located on the borders. It was found that increasing the amount of nitrogen in a steel of grade 07Cr12NiMoVB increases its long-term strength. The conditional parametric diagrams for the steel of grade 07Cr12NiMoVB with different nitrogen content using the values of long-term strength at temperatures of 550 and 600 °C were constructed. A significant increase was discovered in the value of long-term strength with increasing content of nitrogen in the steel of grade 07Cr12NiMoVB.

MARTENSITE-FERRITIC STEELS; MICROSTRUCTURE; PHASE COMPOSITION; LONG-TERM STRENGTH.

Citation:

D.A. Artemyeva, A.D. Haidorov, G.P. Anastasiadi, Structure and long-term strength of martensite-ferritic steel 07Cr12NiMoVB alloyed with nitrogen, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 127–143, DOI: 10.18721/JEST.230212

Введение

В настоящее время проектируется новый парогенератор натриевого реактора БН-1200, который будет иметь более высокий уровень эксплуатационных характеристик по сравнению с парогенераторами реакторов БН-600 и БН-800, а именно повышенную до 550 °С рабочую температуру, увеличенный до $2 \cdot 10^5$ ч срок службы и сниженную металлоемкость [1]. В качестве штатного конструкционного материала для парогенератора действующих реакторных установок на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем применяется сталь марки 10Х2М. Но эта марка стали не удовлетворяет требованиям для нового парогенератора по длительной прочности и коррозионной стойкости, в том числе по стойкости к коррозионному растрескиванию [1–4]. Требуемое сочетание жаропрочности и коррозионной стойкости достигается применением 9–12 %-х хромистых сталей мартенситного и мартенсито-ферритного классов [1, 5]. В связи с этим сталь марки 07Х12НМФБ рекомендована в качестве конструкционного материала парогенератора РУ БН-1200. Однако разработанная в настоящее время для парогенератора БН-1200 12 %-я хромистая сталь содержит ~ 0,07 % масс. углерода, а содержание азота в ее составе не лимитируется по нижней границе [6]. Легирование стали азотом и снижение содержания углерода позволит увеличить длительную прочность и коррозионную стойкость и, соответственно, гарантировать срок

службы парогенератора РУ БН-1200 до 30 лет. Таким образом, целесообразно легировать сталь 07Х12НМФБ азотом в пределах 0,04–0,06 % масс. для повышения длительной прочности и коррозионной стойкости, что, в свою очередь, позволит гарантировать для парогенератора РУ БН-1200 срок службы $2 \cdot 10^5$ ч.

Цель данной работы — исследование влияния азота в количестве 0,06 % масс. на структуру, фазовый состав и длительную прочность 12 % хромистой стали мартенсито-ферритного класса марки 07Х12НМФБ.

Материал и методика исследования

Материал исследования — 12 %-я хромистая сталь марки 07Х12НМФБ с различным содержанием азота (0,017 и 0,06 % масс.), разработанная в ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей» и рекомендованная в качестве конструкционного материала перспективного парогенератора РУ БН-1200.

Металл выплавляли на ОАО «Челябинский металлургический комбинат» в вакуумной индукционной печи ВИП-25 в 12-тонном тигле и разливали в 7 слитков развесом 1,25 т. Фактический химический состав стали приведен в табл. 1.

Слитки после выгрузки из изложниц термообработывали, затем подвергали сплошной абразивной зачистке поверхности, после чего передавали на молот дляковки на трубную заготовку $\varnothing = 105$ мм. Ковка слитков осуществлялась в два передела. Первый передел на молоте с 7-тонной падающей частью: слиток 1,25 т →

Таблица 1

Фактический химический состав стали марки 07Х12НМФБ с различным содержанием азота

Table 1

The actual chemical composition of 07Cr12NiMoVB steel with different nitrogen content

Номер состава	Содержание химических компонентов, масс. %												
	C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Mo	Nb	Al	V	N	B
1	0,072	0,106	0,58	0,0063	0,005	12,24	1,14	0,9	0,11	0,074	0,12	0,017	0,005
2	0,061	0,07	0,74	0,008	0,006	12,54	1,25	0,95	0,14	0,06	0,12	0,06	0,005

*Остаточное содержание титана 0,03 %, вольфрама 0,01 %.



→ кв. 200 → кв. 160. Второй передел на молоте с 3-тонной падающей частью: кв. 160 → кв. 135 → кр. 120 под обточку на $\varnothing = 105$ мм. После охлаждения металла на воздухе не более чем через 15 часов проводили термообработку по режиму: температура посадки не выше 400°C ; нагрев до 750°C со скоростью не выше $100^\circ\text{C}/\text{час}$; выдержка 10 часов; охлаждение до 400°C с печью, затем на воздухе. Кованный круг $\varnothing = 120$ мм резали на мерные длины (1200–1500 мм) и обтачивали на круг $\varnothing = 105$ мм. Объем контроля — по ТУ 14–1–4092–86.

Полуфабрикаты двух составов стали марки 07X12НМФБ подвергали термической обработке по режиму: нормализация при температуре 1050°C , выдержка из расчета 1,5–2,0 мин на 1 мм сечения, но не менее 30 мин, с охлаждением на воздухе; отпуск при температуре 750°C , выдержка из расчета 6,0–8,0 мин на 1 мм сечения, но не менее 10 ч, охлаждение на воздухе.

Из трубных заготовок изготавливали образцы размером $10 \times 10 \times 15$ мм для структурных исследований. Для проведения исследований тонкой структуры на просвечивающем микроскопе из заготовок металла вытачивали прутки диаметром 3 мм. Затем при помощи высокоточного отрезного станка Struers Minitom прутки нарежали на заготовки толщиной 0,7 мм, после чего заготовки утоняли на шлифовальной бумаге до толщины 0,1 мм. Тонкие фольги изготавливали методом электролитического утонения в хлорно-спиртовом электролите при напряжении 20 В и температуре $+2^\circ\text{C}$ с помощью установки Struers Tenupol.

Для испытаний на длительную прочность были изготовлены стандартные цилиндрические образцы диаметром 6 мм с начальной расчетной длиной 25 мм [7].

Исследование микроструктуры сплава выполняли на оптическом металлографическом микроскопе Carl Zeiss Axiovert 40 при увеличениях $\times 50$ – 1000 с помощью программы автоматического количественного анализа изображений согласно процедуре ASTM E 1245–03. Фазовый анализ сплава проводили с использованием микрорентгеноспектрального анализатора Tescan VEGA 5136 LM. Для выявления структуры сплава применяли электролитическое травление в 10 %-й шавелевой кислоте. Изготовление и подготовку металлографических

шлифов выполняли на оборудовании фирмы «Buehler» согласно стандарту ASTM E 3–95.

Тонкую структуру изучали на просвечивающем электронном микроскопе Tescan G2 30 S-TWIN производства фирмы FEI при ускоряющем напряжении 200 кВ. Элементный анализ производили рентгеноспектральным методом с использованием энергодисперсионного спектрометра EDAX. Идентификацию фаз проводили с помощью метода одиночных рефлексов [8]. Карты распределения химических элементов получали методом спектроскопии характеристических потерь энергии электронов с помощью энергетического фильтра Gatan 692GIF.3K6.

Испытания на длительную прочность проводили по ГОСТ 10145–81 на оригинальной установке, изготовленной на базе нагружающей машины АИМА-2 и электрической печи типа СШОЛ с нагревательной спиралью из фехральной проволоки марки 0Х27ЮТ [9–11]. Точность измерения температуры испытываемого образца составляла $\pm 2^\circ\text{C}$.

Результаты исследований и их обсуждение

Металлографический анализ стали марки 07X12НМФБ показал, что ее структура представляет собой феррито-мартенситную смесь с включениями дисперсных фаз по границам зерен (рис. 1). При содержании азота 0,017 % масс. количество ферритной фазы составляет 25 % объёмн.; размер зерна оценивается 8 баллом. В стали с содержанием азота 0,06 % масс. количество ферритной фазы составляет 15 % объёмн., а балл зерна — 10. Таким образом, повышение содержания азота в стали марки 07X12НМФБ приводит к измельчению зерна и уменьшению количества ферритной составляющей в структуре.

Уменьшение размера зерна, вероятно, связано с образованием по их границам мелкодисперсных нитридов и карбонитридов ванадия и ниобия. Эти фазы стабильны в широком диапазоне температур и препятствуют росту зерен в структуре стали. Снижение количества феррита в структуре стали объясняется тем, что азот — сильный аустенитостабилизирующий элемент [12, 13].

Для выявления механизма влияния азота на структурные изменения стали 07X12НМФБ были выполнены исследования ее тонкой структуры.

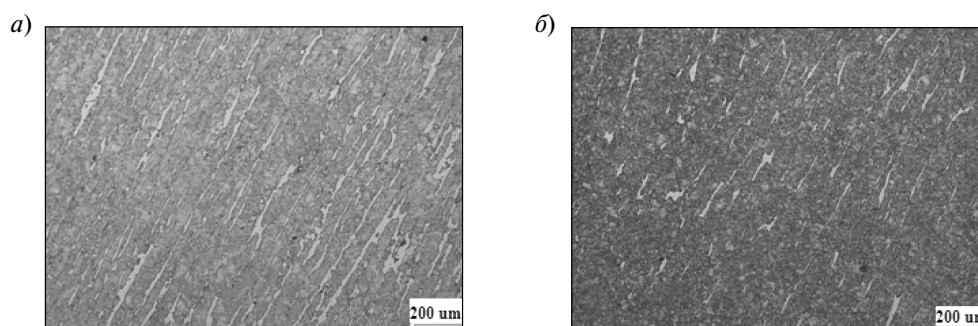


Рис. 1. Микроструктура стали марки 07Х12НМФБ с содержанием азота 0,017 (а) и 0,06 масс. % (б)

Fig. 1. The microstructure of 07Cr12NiMoVB steel with a nitrogen content of 0,017 (a) and 0,06 % wt. (b)

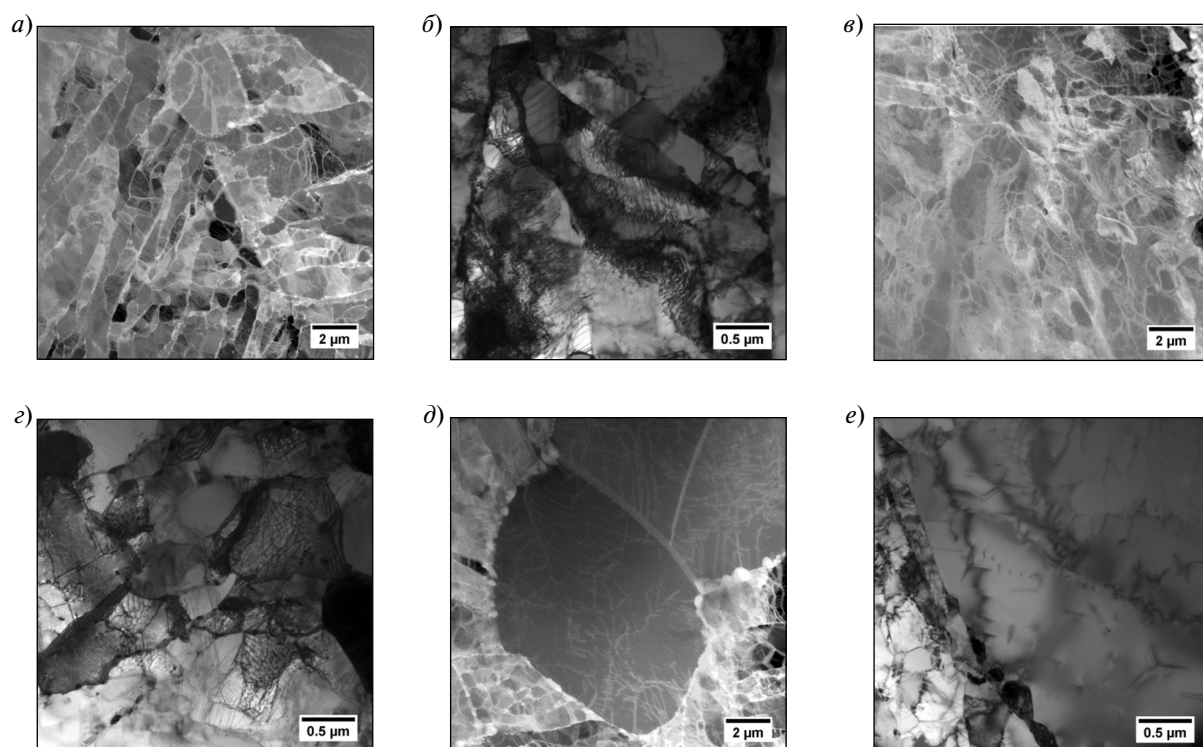


Рис. 2. Структура стали 07Х12НМФБ с содержанием азота 0,017 % масс.: а, б — бейнитно-мартенситная реечная структура; в, г — гранулярный бейнит; д, е — полигональный феррит

Fig. 2. Structure of 07Cr12NiMoVB steel with a nitrogen content of 0,017 % wt.: а, б — bainite-martensitic lath structure; в, г — granular beynit; д, е — polygonal ferrite

В стали с содержанием азота 0,017 % масс. основная структурная компонента — это реечная мартенсито-бейнитная (рис. 2, *а, б*). Рейки имеют плавные изгибы границ, по наличию которых можно предположить диффузионно-деформационную природу их формирования, характерную для бейнита. Доля реечной компоненты составляет 50–70 % объемн. Ширина реек — 0,57 мкм, плотность дислокаций — $1,5 \cdot 10^{14} \text{ м}^{-2}$. В дислокационной структуре ярко выражена полигонизация.

Кроме реечной составляющей, в структуре стали присутствует гранулярный бейнит (рис. 2, *в, г*). Его доля в структуре стали находится в пределах 20–30 % объемн. Размер фрагментов составляет 1,4 мкм, плотность дислокаций — $1,1 \cdot 10^{14} \text{ м}^{-2}$. Часть дислокационной структуры в гранулярном бейните также полигонизована.

В структуре стали также присутствует 10–20 % объемн. полигонального феррита (рис. 2 *д, е*). Размер ферритных зерен в диаметре более 15 мкм, плотность дислокаций составляет $0,14 \cdot 10^{14} \text{ м}^{-2}$. Следов полигонизации не обнаружено.

По границам реек в реечной составляющей структуры (рис. 3) и фрагментов в гранулярном бейните (рис. 4) обнаружены карбидные частицы средним размером соответственно 55 и 76 нм. Фазовый анализ с использованием электронной микроскопии показал, что эти частицы являются карбидами типа M_{23}C_6 с ГЦК кристаллической решеткой с параметром $a = 10,62 \text{ \AA}$. Тип частиц, расположенных в гранулярном бейните, соответствует карбидам как типа M_{23}C_6 , так и типа M_7C_3 — с ГПУ кристаллической решеткой. Локальный элементный анализ зернограницных частиц показал, что в них содержится значительное количество хрома (табл. 2–5).

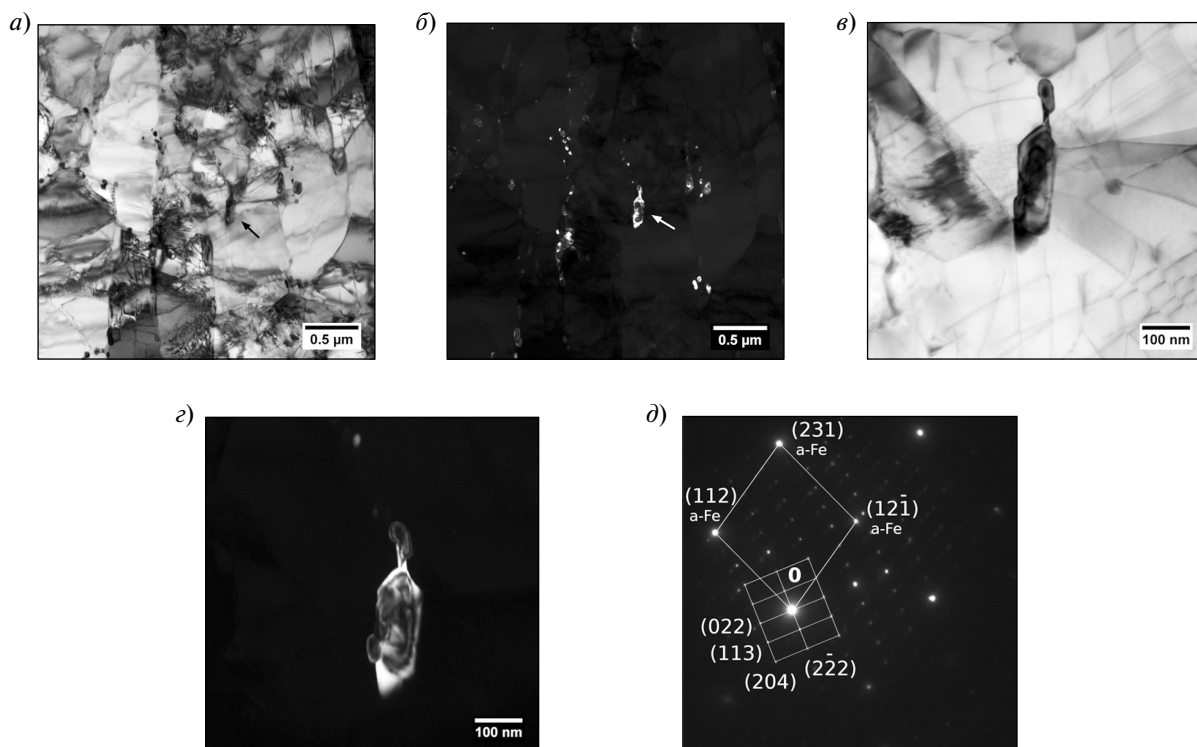


Рис. 3. Карбидные частицы в реечном мартенсите в стали 07X12НМФБ, содержащей 0,017 % масс. азота: *а, в* — светлопольное изображение структуры; *б, г* — темнопольное изображение частиц типа M_{23}C_6 в рефлексе $(204)_{\text{M}_{23}\text{C}_6}$; *д* — электронограмма от места расположения частиц

Fig. 3. Carbide particles in lath martensite of 07Cr12NiMoVB steel containing 0.017 % wt. nitrogen: *а, в* — bright field images; *в, г* — dark field image of M_{23}C_6 particle in the reflex $(204)_{\text{M}_{23}\text{C}_6}$; *д* — electronograms from particles

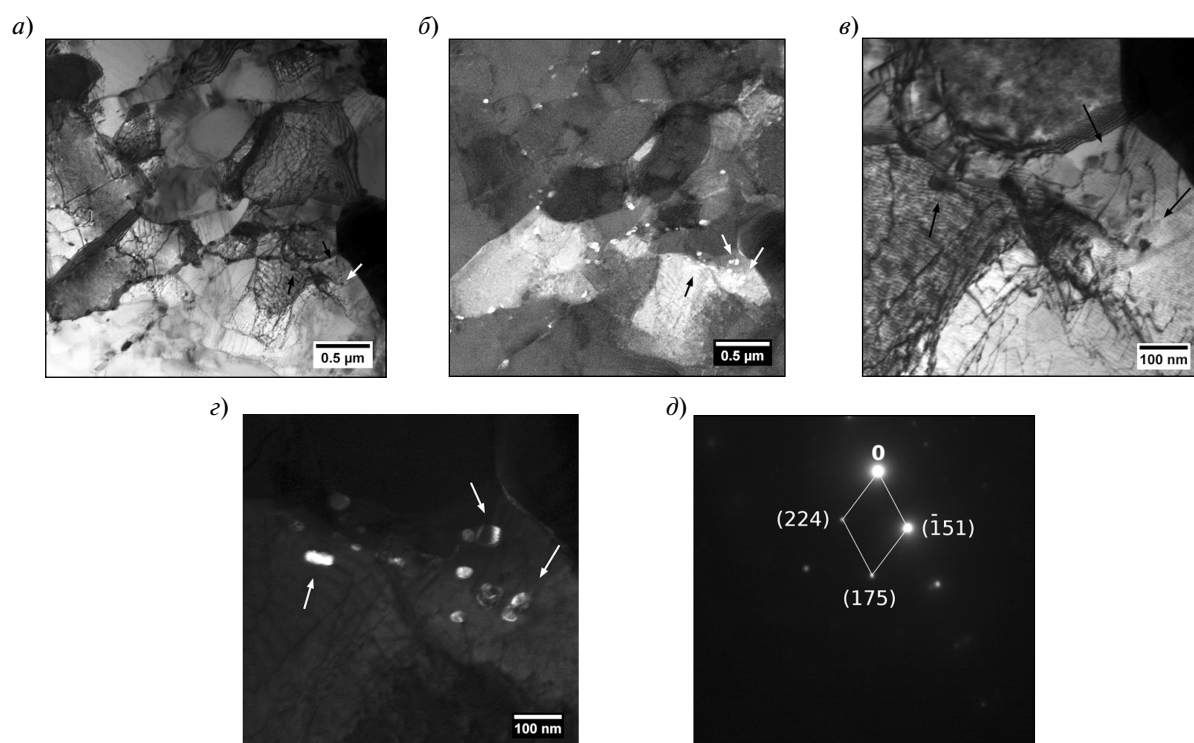


Рис. 4. Карбидные частицы в гранулярном бейните в стали 07Х12НМФБ, содержащей 0,017 % масс. азота: *а, в* — светопольное изображение структуры; *б, г* — темнопольное изображение частиц типа $M_{23}C_6$ в рефлексе $(175)_{M_{23}C_6}$; *д* — электронограмма от места расположения частиц $(Fe,Cr)_{23}C_6$

Fig. 4. Carbide particles in granular bainite of 07Cr12NiMoVB steel containing 0,017 % wt. nitrogen: *a, б* — bright field images; *в, г* — dark field image of $M_{23}C_6$ particle in the reflex $(175)_{M_{23}C_6}$; *д* — electronograms from particles $(Fe,Cr)_{23}C_6$

Таблица 2

Результаты идентификации частиц на рис. 3 по пяти рефлексам при наклоне образца в интервале от $11,0^\circ$ до $23,4^\circ$

Table 2

Results of particles identification in fig. 3 by 5 reflexes when tilting the sample in the range from $11,0^\circ$ to $23,4^\circ$

Формула	Тип решетки	Параметры решетки, Å				Погрешность	
		<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	β	Δd	$\Delta\phi$
$(Fe,Cr)_{23}C_6$	ГЦК	10,62	—	—	—	9,1 %	$0,8^\circ$

Таблица 3

Элементный состав частиц на рис. 3

Table 3

The elemental composition of the particles in fig. 3

Элемент	Содержание, масс. %	
	В частице	В матрице
V(K)	0,08	0,00
Cr(K)	37,10	14,35
Fe(K)	60,28	84,54
Ni(K)	1,18	0,75
Mo(K)	1,34	0,34

Таблица 4

Результаты идентификации частиц на рис. 4 по трем компланарным рефлексам

Table 4

Results of particles identification in fig. 4 by 3 coplanar reflexes

Формула составляющей	Тип решетки	Параметры решетки, Å				Погрешность	
		<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	β	Δ <i>d</i>	Δφ
Fe ₃ C	Орторомбическая	4,52	5,09	6,74	—	4,4 %	1,4°
V ₂ C	Орторомбическая	4,58	5,74	5,04	—	2,2 %	1,3°
(Fe,Cr) ₂₃ C ₆	ГЦК	10,62	—	—	—	1,4 %	1,4°
(Fe,Cr) ₇ C ₃	ГПУ	13,98	—	4,51	—	2,2 %	1,0°

Таблица 5

Элементный состав частиц на рис. 4

Table 5

The elemental composition of the particles in fig. 4

Элемент	Содержание, масс. %	
	В частице	В матрице
V(K)	0,19	0,20
Cr(K)	17,08	13,76
Fe(K)	80,66	84,46
Ni(K)	0,95	0,84
Mo(K)	0,59	0,31

По границам зерен полигонального феррита обнаружены крупные карбидные частицы размером до 240 нм, а внутри зерен — дисперсные частицы размером ~11 нм, расположенные вдоль отдельных дислокаций либо как локальные скопления (рис. 5). Объемная плотность частиц

в этих скоплениях составляет $\sim 2,6 \cdot 10^{21} \text{ м}^{-3}$, размер скоплений — примерно 0,7 мкм. По результатам электронномикроскопического анализа установлено, что кристаллическая решетка дисперсных частиц совпадает с решеткой частиц типа VC (ГЦК) с параметром $a = 4,16 \text{ Å}$ (табл. 6).

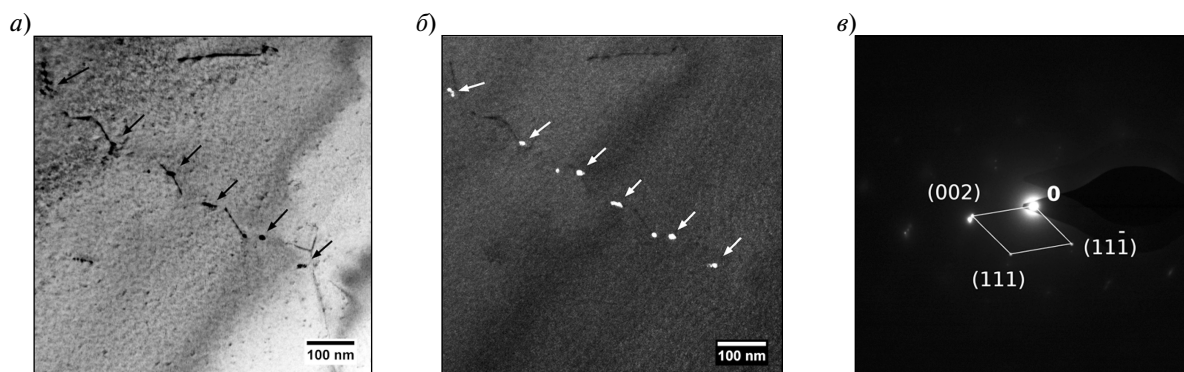


Рис. 5. Карбидные частицы в структуре полигонального феррита в стали 07Х12НМФБ, содержащей 0,017 % масс. азота: *a* — светопольное изображение структуры; *б* — темнопольное изображение частиц типа VC в рефлекс $(111)_{VC}$; *в* — электронограмма от места расположения частиц

Fig. 5. Carbide particles in the structure of polygonal ferrite of 07Cr12NiMoVB steel containing 0,017 % wt. nitrogen: *a* — bright field image of the structure; *б* — dark field image of VC type particles in the reflex $(111)_{VC}$; *в* — electronograms from particles

Таблица 6

Результаты идентификации частиц на рис. 5 по трем компланарным рефлексам

Table 6

Results of particles identification in fig. 5 by 3 coplanar reflexes

Формула составляющей	Тип решетки	Параметры решетки, Å				Погрешность	
		<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	β	Δd	$\Delta\varphi$
VC	ГЦК	4,16	—	—	—	5,1 %	0,7°
VC	ГЦК	4,30	—	—	—	4,3 %	0,7°
NbC	ГЦК	11,15	—	—	—	6,3 %	0,9°
(Fe,Cr) ₂₃ C ₆	ГЦК	10,62	—	—	—	5,2 %	0,9°
(Fe,Cr) ₇ C ₃	ГПУ	13,98	—	4,51	—	9,3 %	0,5°

В стали марки 07X12НМФБ с содержанием азота 0,06 % масс. основной структурной составляющей является реечный мартенсит (рис. 6, *a*, *б*). Доля реечной компоненты составляет 80 % объёмн. Ширина реек — 0,31 мкм, плотность дис-

локаций — $2,4 \cdot 10^{14} \text{ м}^{-2}$. Признаков полигонизации дислокационной структуры не обнаружено.

Кроме реечной составляющей, в структуре стали присутствует гранулярный бейнит (рис. 6, *в*, *г*), доля которого составляет 10–15 % объёмн.

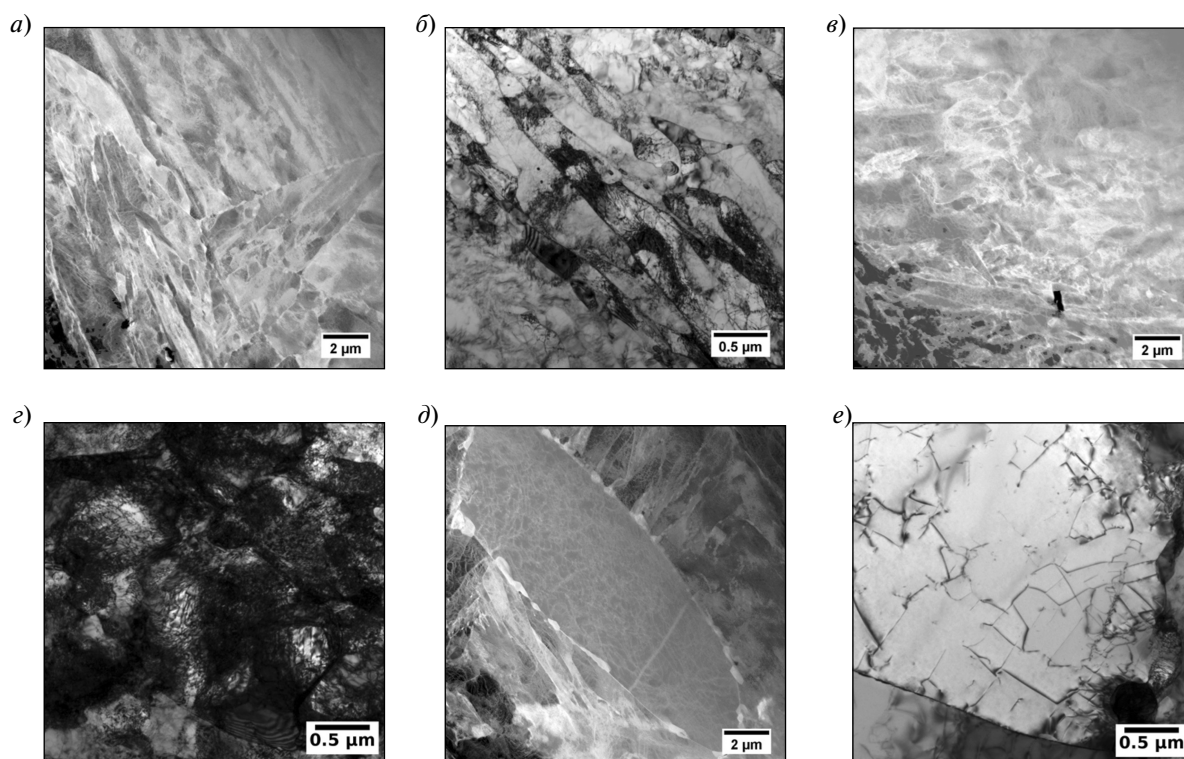


Рис. 6. Структура стали 07X12НМФБ, содержащей 0,06 % масс. азота: *a*, *б* — бейнитно-мартенситная реечная структура; *в*, *г* — гранулярный бейнит; *д*, *е* — полигональный феррит

Fig. 6. Structure of 07Cr12NiMoVB steel containing 0.06 % wt. nitrogen: *a*, *б* — bainite-martensitic lath structure; *в*, *г* — granular bainite; *д*, *е* — polygonal ferrite



Размер фрагментов равен $\sim 1,1$ мкм, плотность дислокаций — $1,8 \cdot 10^{14} \text{м}^{-2}$.

В структуре стали также присутствует 5–10 % объемн. полигонального феррита (рис. 6, д, е). Размер ферритных зерен превышает 15 мкм, плотность дислокаций — $0,17 \cdot 10^{14} \text{м}^{-2}$. Следов полигонизации дислокаций не обнаружено.

По границам реек в мартенсите (рис. 7) и фрагментов в гранулярном бейните (рис. 8) обнаружены карбидные частицы средним размером 55 нм. Фазовый анализ показал, что эти частицы являются карбидами типа M_{23}C_6 , имеющими ГцК решетку с параметром $a = 10,62 \text{\AA}$. На основании результатов локального элемент-

ного анализа зернограницных частиц установлено, что в них содержится большое количество хрома (табл. 7, 8).

По границам зерен полигонального феррита обнаружены крупные карбидные частицы размером до ~ 360 нм, а внутри зерен — равномерно распределенные по телу зерна дисперсные частицы размером 30–32 нм (рис. 9, 10). Объемная плотность распределения частиц составляет $2,2 \cdot 10^{20} \text{м}^{-3}$. Частицы имеют вид тонких пластин, поскольку при наблюдении в темнопольном режиме в разных рефлексах обнаруживаются частицы, залегающие в разных кристаллографических плоскостях матрицы (см. рис. 9, 10).

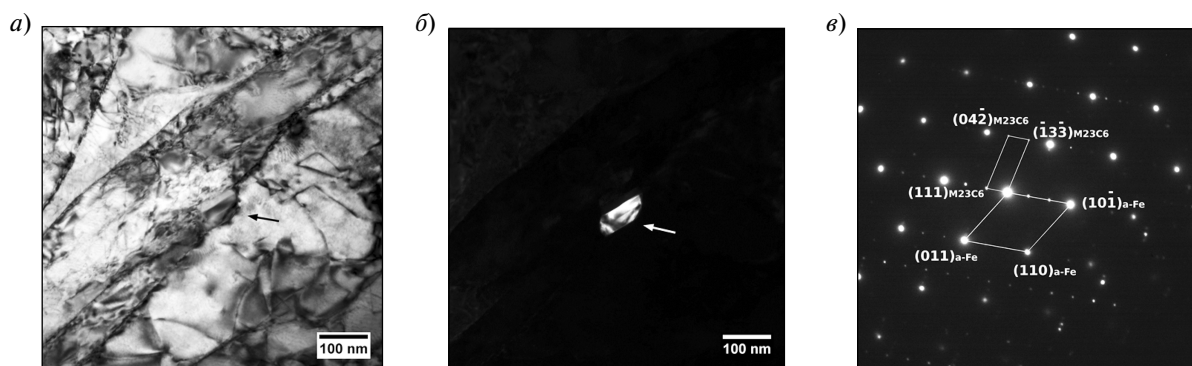


Рис. 7. Карбидные частицы в реечном мартенсите в стали 07Х12НМФБ, содержащей 0,06 % масс. азота: а — светопольное изображение структуры; б — темнопольное изображение частиц типа M_{23}C_6 в рефлексе $(222)_{\text{M}_{23}\text{C}_6}$; в — электронограмма от места расположения частиц

Fig. 7. Carbide particles in lath martensite of 07Cr12NiMoVB steel containing 0,06 % wt. nitrogen: а — bright field image of the structure; б — dark field image of M_{23}C_6 particle in the reflex $(222)_{\text{M}_{23}\text{C}_6}$; в — electronograms from particles

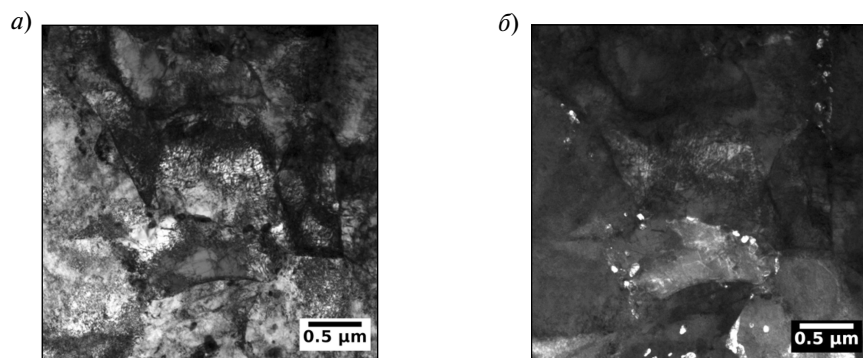


Рис. 8. Карбидные частицы $(\text{Fe,Cr})_{23}\text{C}_6$ по границам гранулярного бейнита в стали 07Х12НМФБ, содержащей 0,06 % масс. азота

Fig. 8. Carbide particles $(\text{Fe,Cr})_{23}\text{C}_6$ on the boundaries of the granular bainite of 07Cr12NiMoVB steel containing 0,06 % wt. nitrogen

Таблица 7

Результаты идентификации частиц на рис. 7 по трем рефлексам при наклоне образца в интервале от 11,6° до 20,3°

Table 7

Results of particles identification in fig. 7 by 3 reflexes when tilting the sample in the range from 11,6° to 20,3°

Формула	Тип решетки	Параметры решетки, Å				Погрешность	
		<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	β	Δ <i>d</i>	Δφ
(Fe,Cr) ₂₃ C ₆	ГЦК	10,62	—	—	—	5,1 %	2,4°

Таблица 8

Элементный состав частицы на рис. 7

Table 8

The elemental composition of the particles in fig. 7

Элемент	Содержание, масс. %	
	в частице	в матрице
Si(K)	0,09	0,28
V(K)	0,40	0,04
Cr(K)	60,73	14,58
Fe(K)	34,07	83,94
Ni(K)	1,32	0,92
Nb(K)	0,12	0,00
Mo(K)	3,23	0,20

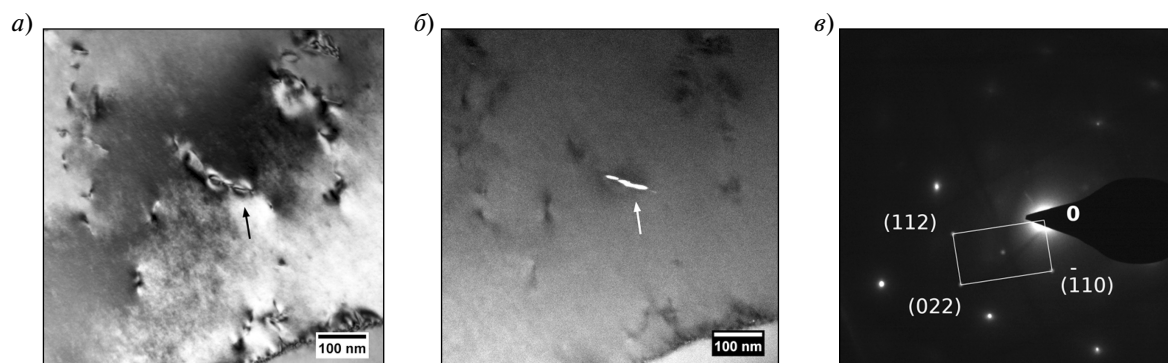


Рис. 9. Карбидные частицы в структуре полигонального феррита в стали 07X12NiMoVB, содержащей 0,06 % масс. азота: *a* — светопольное изображение структуры; *б* — темнопольное изображение частиц типа Nb(C,N) в рефлекс (112)_{Nb(C,N)}; *в* — электронограмма от места расположения частиц

Fig. 9. Carbide particles in the structure of polygonal ferrite of 07Cr12NiMoVB steel containing 0,06 % wt. nitrogen: *a* — bright field image of the structure; *б* — dark field image of particles Nb(C,N) in the reflex (112)_{Nb(C,N)}; *в* — electronograms from particles

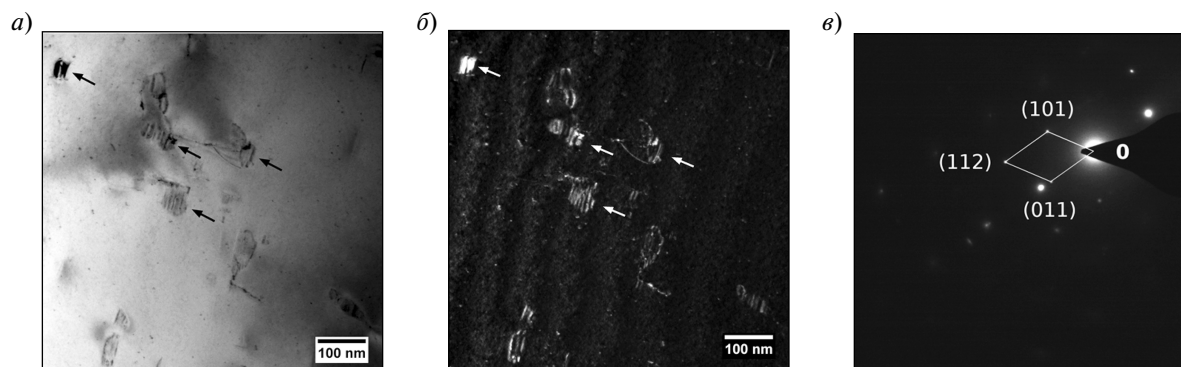


Рис. 10. Карбидные частицы в структуре полигонального феррита в стали 07X12НМФБ, содержащей 0,06 % масс. азота: *a* — светлпольное изображение структуры; *б* — темнопольное изображение частиц типа Nb(C,N) в рефлексе (011)_{Nb(C,N)}; *в* — электронограмма от места расположения частиц

Fig. 10. Carbide particles in the structure of polygonal ferrite of 07Cr12NiMoVB steel containing 0,06 wt. nitrogen: *a* — bright field images; *б* — dark field image of particles Nb(C,N) in the reflex (011)_{Nb(C,N)}; *в* — electronograms from particles

Локальный элементный анализ показал, что в области расположения отдельных частиц обнаруживается от 0,1 до 1,35 % масс. ванадия, тогда как в матрице ванадий не обнаружен.

Идентификация фаз методом одиночных рефлексов (табл. 8–10) позволила установить, что кристаллическая решетка частиц соответствует карбидам типа V₂C.

Таблица 8

Результаты идентификации частиц на рис. 9 по трем компланарным рефлексам V₂C

Table 8

Results of particles identification in fig. 9 by 3 coplanar reflexes V₂C

Формула	Тип решетки	Параметры решетки, Å				Погрешность	
		<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	β	Δ <i>d</i>	Δφ
NbCN	ГПУ	2,96	—	11,27		1,5 %	1,4°
(Fe,Cr) ₆ C ₃	ГЦК	11,08	—	—		2,4 %	0,5°

Таблица 9

Результаты идентификации частиц на рис. 10 по двум компланарным рефлексам

Table 9

Results of particles identification in fig. 10 by 2 coplanar reflexes

Формула составляющей	Тип решетки	Параметры решетки, Å				Погрешность	
		<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	β	Δ <i>d</i>	Δφ
V ₂ C	Орторомбическая	4,58	5,74	5,04	—	4,1 %	1,2°
NbC	ГЦК	11,15	—	—	—	5,3 %	1,2°
(Fe,Cr) ₇ C ₃	ГПУ	13,98	—	4,51	—	1,8 %	1,0°
(Fe,Cr) ₆ C ₃	ГЦК	11,08	—	—	—	6,1 %	0,2°

Таблица 10

Элементный состав частицы на рис. 10

Table 10

The elemental composition of the particles in fig. 10

Элемент	Содержание, масс. %				
	Частица 1	Частица 2	Частица 3	Матрица	Матрица
Si(K)	0,17	0,12	0,36	0,22	0,29
V(K)	1,35	0,10	0,89	0,00	0,00
Cr(K)	14,67	15,86	16,88	17,15	15,03
Fe(K)	81,31	82,07	80,62	80,00	82,99
Ni(K)	1,28	0,68	0,80	0,96	1,27
Nb(K)	0,11	0,36	0,32	0,15	0,01
Mo(K)	1,07	0,78	0,10	1,49	0,38

В структуре стали 07X12НМФБ с повышенным содержанием азота (0,06 % масс.) по границам реечного мартенсита обнаружены мелкодисперсные частицы размером менее 10 нм (рис. 11). Фазовый анализ показал, что эти частицы являются карбонитридами ниобия Nb(CN), имеющими ГПУ решетку с параметром $a = 2,96 \text{ \AA}$.

В табл. 11–13 приведен сравнительный анализ структуры стали 07X12НМФБ с различным содержанием азота.

Результаты испытаний на длительную прочность при температурах 550 и 600 °С стали марки

07X12НМФБ с различным содержанием азота представлены в логарифмических координатах на рис. 12–13.

Как видно из рис. 12, 13, при введении в сталь азота в количестве 0,06 % масс. наблюдается значительное повышение длительной прочности материала.

На рис. 14 представлены условные параметрические диаграммы для стали марки 07X12НМФБ с различным содержанием азота, построенные с использованием значений длительной прочности при температурах 550 и 600 °С. Из анализа рис. 14 следует, что по уровню жаропрочности

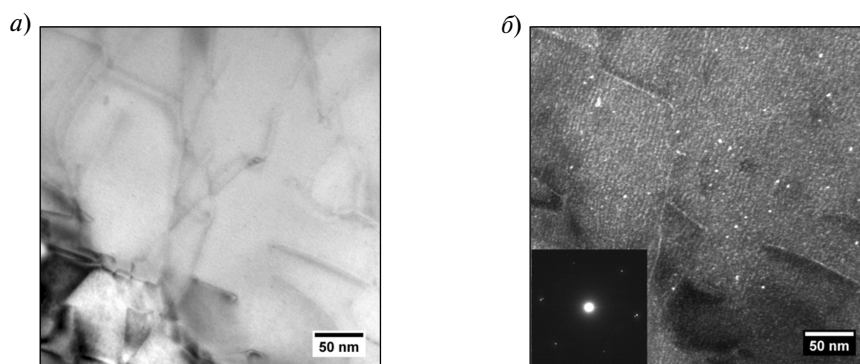


Рис. 11. Карбонитридные частицы в стали 07X12НМФБ, содержащей 0,06 % масс. азота: *a* — светловое изображение; *б* — темнопольное изображение с электрограммой от места расположения частиц

Fig. 11. Carbonitride particles in 07Cr12NiMoVB steel containing 0,06 % wt. nitrogen: *a* — bright field image; *b* — dark field image with electronograms from particles

Таблица 11

Сравнительный анализ основных структурных составляющих стали 07X12НМФБ с различным содержанием азота

Table 11

Comparative analysis of the main structural components of 07Cr12NiMoVB steel with different nitrogen content

Содержание азота, % ат.	Тип структуры	Доля основной структурной составляющей, % объемн.	Ширина реек, мкм	Плотность дислокаций, м ⁻²	Полигонизация дислокационной структуры
0,017	Реечная мартенсито-бейнитная	50–70	0,57	1,5·10 ¹⁴	Ярко выражена
0,06	Реечная мартенситная	80	1,1	1,8·10 ¹⁴	Не обнаружено

Таблица 12

Сравнительный анализ дополнительных структурных компонент стали 07X12НМФБ с различным содержанием азота

Table 12

Comparative analysis of the additional structural component of 07Cr12NiMoVB steel with different nitrogen content

Содержание азота, % ат.	Тип структуры	Доля основной структурной составляющей, % объемн.	Ширина реек, мкм	Плотность дислокаций, м ⁻²	Полигонизация дислокационной структуры
0,017	Гранулярный бейнит	20–30	1,4	1,1·10 ¹⁴	Частично полигонизована
0,06	-«-	10–15	1,1	1,8·10 ¹⁴	Не обнаружено
0,17	Полигональный феррит	10–20	>15	0,14·10 ¹⁴	Не обнаружено
0,06	-«-	5–10	>15	0,17·10 ¹⁴	Не обнаружено

Таблица 13

Сравнительный анализ карбидных частиц структуры стали 07X12НМФБ с различным содержанием азота

Table 13

Comparative analysis of the carbide particles in the structure of 07Cr12NiMoVB steel with different nitrogen content

Содержание азота, % ат.	Тип карбидной частицы	Характер расположения	Средний размер, нм	Объемная плотность частиц, м ⁻³
0,017	M ₂₃ C ₆	По границам реек в мартенсито-бейнитной структуре (по границам фрагментов в гранулярном бейните)	55 (76)	—
		По границам реек в мартенсите (по границам фрагментов в гранулярном бейните)	55 (55)	—
0,017	VC	По границам зерен полигонального феррита (внутри зерен)	238 (11)	(2,6·10 ²¹)
0,06	V ₂ C		358 (32)	(2,2·10 ²⁰)
0,06	Nb(CN)	По границам реечного мартенсита	<10	—

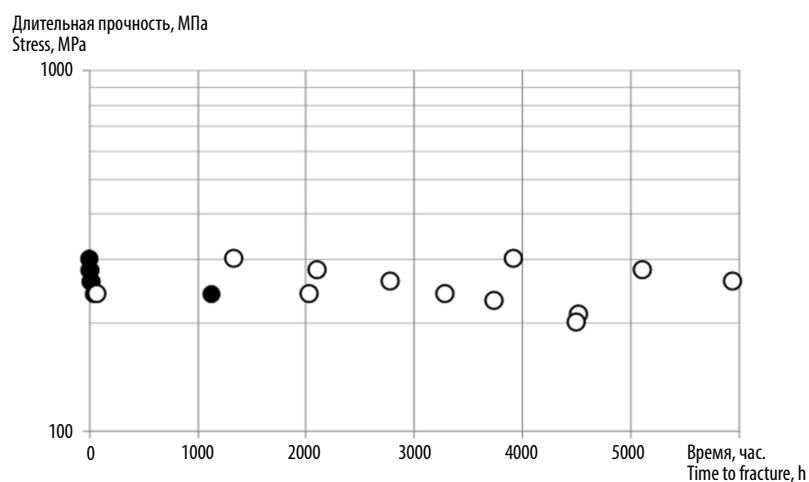


Рис. 12. Длительная прочность стали марки 07X12НМФБ с содержанием азота 0,017 (•) и 0,06 % масс. (○) при температуре испытаний 550 °С

Fig. 12. Long-term strength of 07Cr12NiMoVB steel with a nitrogen content of 0.017 (•) and 0.06 % wt. (○) at temperature of 550 °C

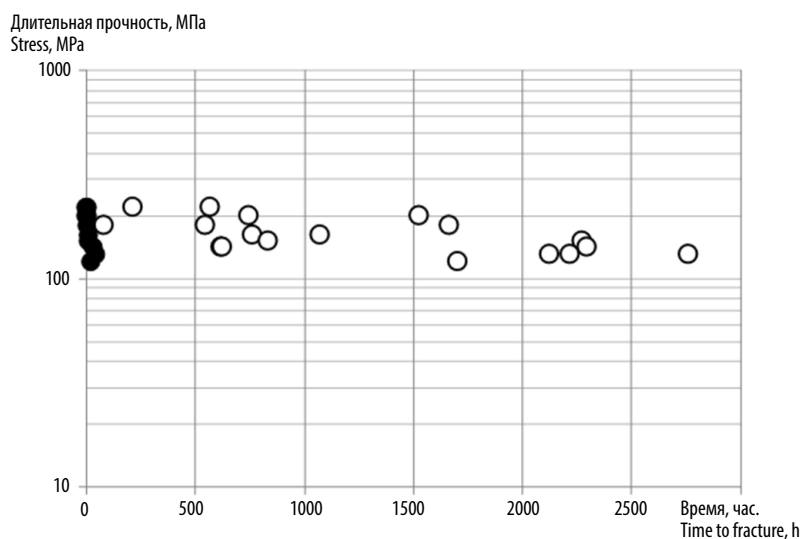


Рис. 13. Длительная прочность стали марки 07X12НМФБ с содержанием азота 0,017 (•) и 0,06 % масс. (○) при температуре испытаний 600 °С

Fig. 13. Long-term strength of 07Cr12NiMoVB steel with a nitrogen content of 0.017 (•) and 0.06 % wt. (○) at temperature of 600 °C

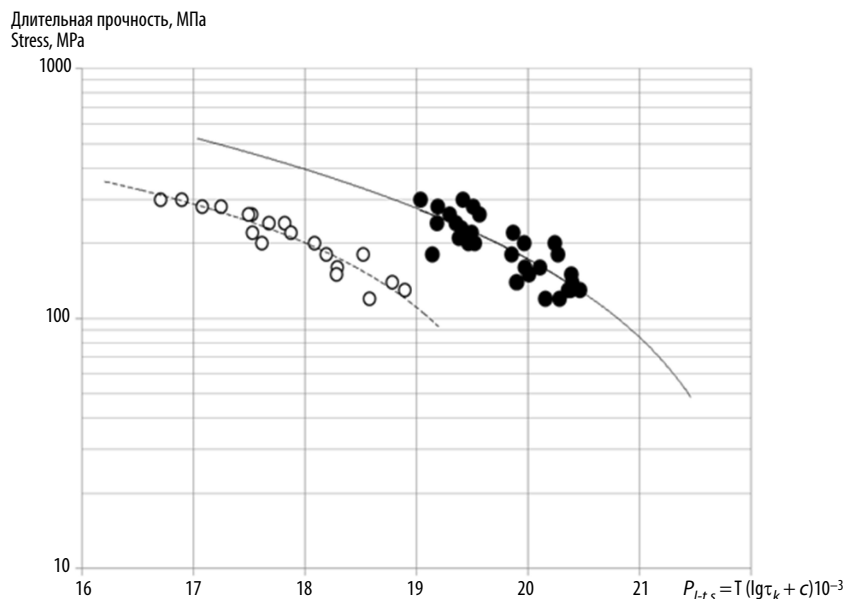


Рис. 14. Условные параметрические кривые (—, — —) и результаты испытаний (○, ●) для стали марки 07Х12НМФБ с содержанием азота 0,017 (— —, ○) и 0,06 % масс. (—, ●)

Fig. 14. Conditional parametric curves (—, — —) and test results (○, ●) for 07Cr12NiMoVB steel with a nitrogen content of 0,017 (— —, ○) and 0,06 % wt. (—, ●)

сталь с содержанием азота 0,017 % масс. примерно в 2 раза ниже по сравнению со сталью с содержанием азота 0,06 % масс. Таким образом, увеличение содержания азота в стали 07Х12НМФБ, вызывающее рассмотренные выше структурные изменения, приводит к значительному повышению ее эксплуатационных свойств.

Выводы

1. Сравнительный анализ структуры стали марки 07Х12НМФБ с различным содержанием азота показал, что уменьшение содержания азота от 0,06 до 0,017 % масс. увеличивает количество феррита от 5–10 до ~20 % объемн. При этом доля реечной мартенсито-бейнитной составляющей в структуре стали уменьшается с 80 до 50–70 % объемн. Ширина реек в реечной компоненте в стали с 0,017 % масс. азота составляет 0,57 мкм, что в 1,5–2 раза больше, чем в стали с повышенным содержанием азота. Плотность дислокаций в структуре стали с меньшим содержанием азота значительно ниже, и наблюдается выраженная полигонизация дислокационной структуры.

2. По границам реечного мартенсита и бейнита в стали обоих составов обнаружены карбиды типа $(\text{Fe}, \text{Cr})_{23}\text{C}_6$. Размер частиц составляет ~55 нм. Карбиды по границам ферритных зерен крупнее, чем в мартенситно-бейнитной структуре, и достигают среднего размера ~240 нм в стали с 0,017 % масс. N и ~330 нм в стали с 0,06 % масс. N.

3. Внутри ферритных зерен в структуре обеих сталей присутствуют мелкодисперсные частицы карбида ванадия. Средний размер частиц в стали с содержанием азота 0,017 % масс. меньше, чем в стали с содержанием азота 0,06 % масс. — соответственно 11 и 32 нм. Характерно, что в стали с меньшим содержанием азота частицы имеют сферическую форму и расположены неравномерно: либо вдоль отдельных дислокаций (дислокации закреплены этими частицами), либо в виде плотных скоплений размером ~0,7 мкм. В стали с 0,06 % масс. азота частицы имеют форму пластин, ориентированных в определенных кристаллографических направлениях, и распределены равномерно по телу зерна. Объемная плотность распределения частиц —

$2,2 \cdot 10^{20} \text{ м}^{-3}$, что существенно ниже объемной плотности частиц в локальных скоплениях в стали с 0,017 % масс. азота, которая составляет $2,6 \cdot 10^{21} \text{ м}^{-3}$.

4. В стали с повышенным содержанием азота обнаружены мелкодисперсные частицы Nb(CN) размером менее 10 нм, располагающиеся по границам реечного мартенсита.

В целом выполненное исследование структуры стали 07X12НМФБ с различным содержанием азота позволяет заключить, что увеличе-

ние азота с 0,017 до 0,06 % масс. приводит к формированию устойчивой к отпуску преимущественно бейнитно-мартенситной структуры с мелкодисперсными карбонитридами ниобия, располагающимися преимущественно по границам зерен и имеющих размер $< 10 \text{ нм}$. Следствие таких структурных изменений — повышение длительной прочности в диапазоне рабочих температурах 550–600 °С при увеличении содержания азота в стали 07X12НМФБ в исследованных пределах.

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. 2015. № 2 (82). С. 23–33.
2. 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.
3. Земзин В.Н. Жаропрочность сварных соединений. Л.: Машиностроение, 1972. 272 с.
4. Филиппов Г.А., Ливанова О.В. Взаимодействие дефектов структуры и деградация свойств конструкционных материалов // Материаловедение. 2012. № 10. С. 17–21.
5. 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.
6. Иванов А.Е., Игнатов В.А., Гришмановская Р.Н., Шураков С.С. Оптимизация фазового состава и влияние легирующих элементов на жаропрочность низкоуглеродистой хромистой стали // Вопросы судостроения. Сер.: Металловедение. Металлургия. Вып. 43, 1985. С. 32–39.
7. 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.
8. 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.
9. Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Фукс М.Д., Петров С.Н. Особенности структурных изменений в жаропрочном сплаве 45X26H33C2B2 при температурах эксплуатации. Сообщение 1: Литое состояние // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Серия «Наука и образование». 2012. № 1 (142). С. 155–163.
10. Фукс М.Д., Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П. Длительная прочность литого жаропрочного сплава 45X26H33C2B2 // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Серия «Наука и образование». 2012. № 4 (159). С. 92–96.
11. 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.
12. 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 45X26H33C2B2 // Металловедение и термическая обработка металлов. 2013. № 4 (694). С. 42–47.
13. Королев М.Л. Азот как легирующий элемент стали. Москва. Металлургиздат, 2011. 86 с.
14. Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю. Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов / Федеральное агентство по образованию, Санкт-Петербургский гос. политехнический ун-т, СПб, 2006. 363 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

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

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

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

REFERENCES

1. Karzov G.P., Kudryavtsev A.S., Markov V.G., Grishmanovskaya R.N., Trapeznikov Yu.M., Ananyeva M.A. Razrabotka konstruksionnykh materialov dlya atomnykh energeticheskikh ustanovok na bystrykh neytro-nakh s natriyevym teplonositelem. *Voprosy materialovedeniya*. 2015. № 2 (82). S. 23–33. (rus.)
2. 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.)
3. Zemzin V.N. Zharoprochnost svarnykh soyedineniy. L.: Mashinostroyeniye, 1972. 272 s. (rus.)
4. Filippov G.A., Livanova O.V. Vzaimodeystviye defektov struktury i degradatsiya svoystv konstruksionnykh materialov. *Materialovedeniye*. 2012. № 10. S. 17–21. (rus.)
5. Nikolayev Yu.K., Zelenin Yu.V., Kondratyev S.Yu. Vliyaniye struktury metalla shva na kharakter razrusheniya svarnykh soyedineniy austenitnykh staley. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbGPU. Seriya: Nauka i obrazovaniye*. 2011. № 2 (122). S. 120–128. (rus.)
6. Ivanov A.Ye., Ignatov V.A., Grishmanovskaya R.N., Shurakov S.S. Optimizatsiya fazovogo sostava i vliyaniye legiruyushchikh elementov na zharoprochnost nizkouglerodistoy khromistoy stali. *Voprosy sudostroyeniya, ser.: Metallovedeniye. Metallurgiya*. Vyp. 43. 1985. S. 32–39. (rus.)
7. Kondratyev S.Yu. Mekhanicheskiye svoystva metall-ov: uchebnoye posobiye / M-vo obrazovaniya i nauki Rossiyskoy Federatsii, Sankt-Peterburgskiy gos. politekhnicheskii un-t. SPb, 2011. 128 s. (rus.)
8. Rybin V.V., Rubtsov A.S., Nesterova Ye.V. Metod odinonchnykh reflektsov (OR) i yego primeneniye dlya elektronnomikroskopicheskogo analiza dispersnykh faz // Zavodskaya laboratoriya. 1982. № 5. S. 16–21. (rus.)
9. Oryshchenko A.S., Kondratyev S.Yu., Anastasiadi G.P., Fuks M.D., Petrov S.N. Osobennosti strukturnykh izmeneniy v zharoprochnom splave 45Kh26N33S2B2 pri temperaturakh ekspluatatsii. Soobshcheniye 1: Litoye sostoyaniye. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbGPU. Seriya «Nauka i obrazovaniye»*. 2012. № 1 (142). S. 155–163. (rus.)
10. Fuks M.D., Oryshchenko A.S., Kondratyev S.Yu., Anastasiadi G.P. Dlitelnaya prochnost litogo zharoprochnogo splava 45Kh26N33S2B2. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbGPU. Seriya «Nauka i obrazovaniye»*. 2012. № 4 (159). S. 92–96. (rus.)
11. Gorynin V.I., Kondratyev S.Yu., Olenin M.I. Povyseniye 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.)
12. Rudskoy A.I., Oryshchenko A.S., Kondratyev S.Yu., Anastasiadi G.P., Fuks M.D., Petrov S.N. Osobennosti struktury i dlitel'naya prochnost litogo zharoprochnogo splava 45Kh26N33S2B2. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2013. № 4 (694). S. 42–47. (rus.)
13. Korolev M.L. Azot kak legiruyushchiy element stali. Moskva: Metallurgizdat. 2011. 83 s. (rus.)
14. Kolbasnikov N.G., Kondratyev S.Yu. Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov / Federalnoye agentstvo po obrazovaniyu, Sankt-Peterburgskiy gos. politekhnicheskii un-t. SPb, 2006. 363 s. (rus.)

AUTHORS

ARTEMYEVA Darina A. — Central research institute of structural materials «Prometey». 49, Shpalernaya str., St.-Petersburg, Russia, 191015. E-mail: yada6@yandex.ru

HAIDOROV Aleksandr D. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: haidorow@yandex.ru

ANASTASIADI Grigoriy P. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: anastas45@yandex.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 19.05.2017

DOI: 10.18721/JEST.230213

УДК 621.762

К.А. Ефимова, Г.В. Галевский, В.В. Руднева

Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк, Российская Федерация

СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ПРОИЗВОДСТВА ДИБОРИДА ТИТАНА: ОЦЕНКА, ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДОМИНИРУЮЩИХ ТЕНДЕНЦИЙ И ПЕРСПЕКТИВ

Исследованы и систематизированы сведения о состоянии сырьевой базы и производства диборида титана, его отечественного и мирового рынка. Подтверждено, что российские предприятия обеспечивают сырьевую базу производства диборида титана, реализуемого во всех востребованных технологических вариантах. Установлено, что основными способами получения диборида титана являются карботермический, магниетермический и газофазный. Карбо- и магниетермические способы, включающие восстановление оксидов титана и бора углеродом и магнием, рафинирование продукта, реализуются в различных технологических вариантах и обеспечивают получение диборида титана в виде микро- и нанопорошка. Карбидоборотермический способ не получил технологического развития из-за высокой стоимости применяемого карбида бора. Газофазный способ основан на боридообразовании в условиях плазменного потока, реализуется в непрерывном режиме и обеспечивает производство нанокристаллического диборида титана. Выявлено 10 отечественных и 10 зарубежных фирм, позиционирующих себя в качестве производителей и поставщиков диборида титана. Российские производители предлагают к реализации порошок диборида титана размерного диапазона 40–100 мкм магниетермического способа получения. Стратегически важный нанопорошковый сегмент рынка полностью занят зарубежными поставщиками, среди которых такие компании, как American Elements», «Nanostructured&Amorphous Materials Inc.», «Plasma Chem GmbH», «NEOMAT Co.». Это обуславливает необходимость разработки и развития российской нанотехнологии производства диборида титана.

НАНОПОРОШКИ; ТИТАН; БОР; ДИБОРИД ТИТАНА; КАРБОТЕРМИЧЕСКИЙ СПОСОБ; МАГНИТЕРМИЧЕСКИЙ СПОСОБ; ГАЗОФАЗНЫЙ СПОСОБ.

Ссылка при цитировании:

К.А. Ефимова, Г.В. Галевский, В.В. Руднева. Современное состояние производства диборида титана: оценка, определение доминирующих тенденций и перспектив // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 144–158. DOI: 10.18721/JEST.230213

K.A. Efimova, G.V. Galevsky, V.V. Rudneva

Siberian state industrial university, Novokuznetsk, Russian Federation

THE CURRENT STATUS OF TITANIUM DIBORIDE PRODUCTION: ASSESSMENT AND DETERMINATION OF THE DOMINANT TRENDS AND PROSPECTS

We have studied and systematized the information about the resource base of the state and the production of titanium diboride, its domestic and global market. It is confirmed that at the moment Russian companies provide the raw material production base of titanium diboride, obtained by all technological options that are in demand. It was found that the main methods of obtaining titanium diboride are carbothermic, magnesiothermic and gas-phase. Carbothermic and magnesiothermic methods include recovering titanium and boron oxides with carbon and magnesium, refining the products; there are various technological options for implementing these methods allowing to obtain titanium diboride in

the form of micro- and nanopowders. The technologies for the carbothermic method are poorly developed since the costly boron carbide has to be used in this case. The gas phase process is based on synthesizing borides in plasma flow in a continuous mode, and allows to produce nanocrystalline titanium diboride. We have revealed 10 Russian and 10 foreign companies actually offering their services as titanium diboride manufacturers and suppliers. Russian manufacturers sell titanium diboride powder in the 40–100 μm size range, obtained by the magnesiothermic method. The strategically important market segment of nanopowders is fully covered by foreign suppliers, including companies such as American Elements, Nanostructured&Amorphous Materials Inc., Plasma Chem GmbH, NEOMAT Co. This necessitates the design and development of a Russian nanotechnology for producing titanium diboride.

NANOPOWDERS, TITANIUM, BORON, TITANIUM DIBORIDE, CARBOTHERMIC METHOD, MAGNESIUM-THERMAL METHOD, GAS-PHASE METHOD

Citation:

K.A. Efimova, G.V. Galevsky, V.V. Rudneva, The current status of titanium diboride production: assessment and determination of the dominant trends and prospects, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 144–158, DOI: 10.18721/JEST.230213

Введение

В мировой структуре потребления конструкционных материалов на долю сплавов на основе железа приходится 95 %, цветных металлов — 4 %, всех остальных менее 1 %. Однако последняя группа представлена материалами специального назначения, обладающими экстремальными физико-химическими свойствами. Поэтому в этой группе важное место занимают материалы на основе боридов, карбидов, нитридов и их композиций. Среди высокотемпературных и сверхтвердых боридов диборид титана выделяется рядом ценных, практически значимых свойств, что позволяет использовать его для эффективного решения технологических задач современного материаловедения в таких областях, как композиционные конструкционные материалы [1–6], функциональные покрытия [7–11], модифицирование металлов и сплавов [12–17]. В связи с этим изучена и проанализирована научно-техническая литература и осуществлен патентный поиск, охватывающие тематику сырьевой базы, технологических вариантов производства TiB_2 , состояние его мирового и отечественного рынка.

Состояние сырьевой базы

Проведенный анализ, результаты которого подробно описаны ниже, свидетельствует о том, что современное производство диборида титана основано на углеродо-, карбидо- и магниетермическом восстановлении шихт, содержащих оксиды титана и бора, прямом взаимодействии титана и бора в составе специально подготовленных шихт в неокислительных газовых средах

или вакууме, плазмообработке содержащих титан-бор порошковых шихт или парообразных смесей в условиях высокотемпературных газовых потоков заданного состава при существенно различающихся температурно-временных и аппаратурных условиях. Эти обстоятельства предполагают наличие многокомпонентной и весьма разнообразной сырьевой базы, охватывающей такие сырьевые материалы, как титан, бор, их оксиды и хлориды, углерод в виде сажи и отходов графита, карбид бора. Необходимо оценить их доступность в современных экономических и геополитических условиях. Основная информация о фирмах-производителях, поставляющих материалы, содержащие титан, бор, углерод и магний, и некоторые характеристики этих материалов приведена в табл. 1, 2.

Можно видеть, что российские предприятия обеспечивают сырьевую безопасность производства диборида титана, реализуемого во всех востребованных технологических вариантах.

Российский спрос на пигментный диоксид титана практически полностью удовлетворяется за счет производства его предприятием ООО «Титановые инвестиции» (г. Москва), выпустившем в 2015 году 78 тыс. т при спросе на диоксид титана на российском рынке в течение последних 6-ти лет в пределах 67–83 тыс. т/год [18]. Порошки титана, получаемые восстановлением оксидов металлов гидридом кальция, реализует крупнейший в России производитель металлических порошков (3000 т/год) АО «ПОЛЕМА» [19]. С началом функционирования предприятия ООО «НОРМИН» (г. Боровичи), производящего

Таблица 1

Информация об отечественных производителях востребованного в технологии диборида титана сырья, содержащего титан и бор, и его основные характеристики

Table 1

Information on domestic producers of titanium-boron-containing raw materials in demand for titanium diboride technology and its main characteristics

Источник информации	Вид сырья, марка	Производители	Нормативная регламентирующая документация	Дисперсность, мкм	Отпускная цена, \$/кг
[18]	Диоксид титана пигментный, Р-1	ООО «Титановые инвестиции», Россия, г. Москва	ГОСТ 9808-84, изм.	—1	2,5
[19]	Порошок титана, ПТМ	АО «ПОЛЕМА» (Промышленно-металлургический холдинг), Россия, г. Тула	ТУ 14-22-57-92	+40>25 % —40 ост.	70
	Порошок титана, ПТОМ			+40>25 % —40 ост.	67
[20]	Порошок титана, ПТН-8	ООО «НОРМИН», Россия, Новгородская область, г. Боровичи	ТУ 1791-001-11805089-2014	0—45	360
[22]	Тетрахлорид титана, «ОСЧ»	АО «Соликамский магниевый завод», Россия, Пермский край г.Соликамск	ТУ 6-09-2118-77 (изм.)	—*	10
[24]	Бор аморфный, Б99	ИПК ЮМЭКС, Россия, Башкортостан, г.Уфа	ТУ 1-92-154-90 (изм.)	1	450
[25]	Борный ангидрид	АО ГХК «БОР», Россия, г. Дальнегорск	CAS NO 1303-86-2	—	—
[26]	Трихлорид бора	АО «Авиабор», Россия, Нижегородская обл., г. Дзержинск,	CAS № 10294-34-5	—	—
[27]	Карбид бора	ЗАО «Уралинвест», Россия, г.Уфа	ГОСТ 5744-85	80—180 5—20	60,0 100,0

* — нет данных

Таблица 2

Информация об отечественных производителях востребованного в технологии диборида титана сырья, содержащего углерод и магний, и его основные характеристики

Table 2

Information about domestic manufacturers sought after in the technology of titanium diboride carbo — and magnesium-bearing raw materials and its main characteristics

Источник информации	Вид сырья, марка	Производители	Нормативная регламентирующая документация	Дисперсность, мкм	Отпускная цена, \$/кг
[32]	Графит измельченный	ООО «ГрафитЭл — Московский электродный завод», Россия, г.Москва	ТУ 48–29–54–84	Мельче 90 менее 10 %; 90–250 менее 80 %; крупнее 250 менее 10 %	0,7
[33]	Графит для производства огнеупорных изделий, ГО-1	ООО «Уралграфит», Россия, Челябинская обл., г.Кыштым	ТУ 5728–001–74206540–2005	Остаток на сите +200 не менее 75 %	0,5
	Графит литейный для металлургического производства, ГЛМ		ТУ 5728–002–74206540–2005	Остаток на сите +160 не более 40 %	0,5
	Графит для производства электроугольных изделий, ЭУТ –1,–2,–3		ГОСТ 10274–79	Остаток на сите +71 не более 5 %; просев через сетку –45 в пределах 75–90 %	0,7
[34]	Сажа	ООО «Омсктехуглерод», Россия, г. Омск	ASTM D1765	0,013–0,12	0,7
[35]	Магний металлический, МПФ-3	ОАО «Соликамский опытно-металлургический завод» Россия, Пермский край г. Соликамск	ГОСТ 6001–79 (изм.)	Мельче 250 мкм	5

микropорошки титана способом плазменной атомизации в инертной среде, значительно снизился дефицит этого востребованного в плазменном и СВС-способах материала [20]. Потребность в микropорошках титана ранее удовлетворялась только за счет импорта, в частности продукции компании «NaBond» (Китай, Шеньчжэнь) [21]. Поставки на российский рынок тетрахлорида титана марки «ОСЧ» в первую очередь обеспечивают АО «Соликамский магниевый завод» и ЗАО «Промхимпермь» [22, 23].

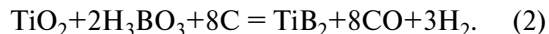
Необходимое борсодержащее сырье (B , B_2O_3 , BCl_3 , B_4C) может в полном объеме обеспечиваться российскими производителями, поставляющими на отечественный рынок весьма разнообразную борпродукцию — бор аморфный, борную кислоту, борный ангидрид, борат кальция, карбид бора, что позволяет констатировать элементы конкурентной среды [24–27]. Так, в последние годы шесть компаний активно осваивают производство карбида бора и продвигают его на отечественном рынке [24, 27, 28–31]. Среди них: ООО «Литпром» (г. Москва), ООО «Бифорс» (г. Тверь), ЗАО «Велт» (г. Дзержинск), ИПК «ЮМЭКС», ООО «Нигматэк», НПФ «Уралинвест» (г. Уфа).

Материалы-восстановители для карбо- и магнетермического способов получения диборида титана представлены на российском рынке достаточно широко и разнообразно (см. табл. 2) [32–35].

Таким образом, состояние отечественной сырьевой базы производства диборида титана можно характеризовать как стабильное, обеспечивающее решение практически всех поставленных временем технологических задач. Эта база дает возможность дальнейшего исследования и развития плазменного способа получения диборида титана в наносостоянии в различных технологических вариантах: $(TiO_2 + B + C_nH_m)$, $(Ti + B + H_2)$, $(TiCl_4 + B + H_2)$ и др.

Анализ технологических вариантов производства диборида титана

Карботермический способ. В основе способа — совокупность физико-химических взаимодействий, описываемых следующими суммарными реакциями:



В научно-технической литературе содержатся сведения о реализации этого способа в четырех технологических вариантах, описанных ниже.

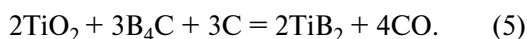
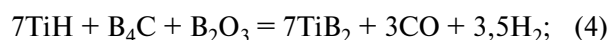
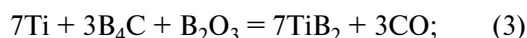
Печное карботермическое восстановление оксида титана и бора с использованием компактированной шихты. В работе [36] предложен технологический вариант получения в трубчатой электропечи диборида из шихты, содержащей порошки TiO_2 , B_2O_3 и C , смешанные в соотношении 1:2:5 в планетарной мельнице в течение 2 ч и подвергнутой грануляции, сушке, термообработке при температуре 1773 К в течение 1 ч. Для удаления избытка оксида бора продукты восстановления выдерживались в метаноле в течение 12 ч. Средний размер частиц TiB_2 составил 80 нм. При использовании шихты с меньшим избытком B_2O_3 (соотношение $TiO_2 : B_2O_3 : C = 1:1,3:5$), термообработке ее при температуре 2273 К возможно получение диборида титана, содержащего, %: Ti — 69,20; B — 29,6; C — 0,5 [37].

Печное карботермическое восстановление оксидов титана и бора с использованием компактированной шихты в вакууме. Для реализации этого варианта [38, 39] титан и борсодержащие реагенты, взятые в стехиометрическом количестве, смешиваются с углеродистым материалом, взятом в 5–20 %-ном избытке. После смешивания шихта гранулируется, сушится и термообработывается при температуре 1773–2073 К в электрической печи в вакууме, составляющем 1,33 Па. Применение вакуума повышает степень превращения оксидного сырья в диборид и предотвращает его окисление и азотирование.

Печное карботермическое восстановление оксидов титана и бора из механоактивированной шихты. Получение диборида титана по этому варианту предполагает использование высокодисперсных, тщательно перемешанных исходных порошковых компонентов TiO_2 (<0,3 мкм), B_2O_3 (<50 мкм) и графита (<10 мкм), смесь из которых длительное время (до 100 ч) обрабатывают в мельнице [40]. При использовании такой шихты возможно получение диборида титана при температуре 1473 К с выходом около 90 % с размером частиц порядка 1 мкм. Такой вариант требует длительной механоактивации шихты и не исключает возможность загрязнения ее продуктами «намола» вещества корпуса мельницы и мелющих тел.

Печное карботермическое восстановление оксидов титана и бора из высокодисперсной шихты. В работе¹ описан вариант получения диборида титана, для которого исходную порошковую шихту готовят в виде однородной, высокодисперсной смеси порошков-источников титана (диоксид титана TiO_2 крупностью 0,2–0,3 мкм) и восстановителя-углерода (сажа крупностью менее 0,05 мкм) с последующим добавлением в шихту раствора борной кислоты (H_3BO_3) в требуемом количестве и затем выпариванием при температуре 430–470 К до полного удаления связанной воды. В результате борный ангидрид образуется в виде высокодисперсных частиц, равномерно распределенных в объеме порошковой шихты. При термообработке шихты при температуре 1473 К в течение 4 ч продукты восстановления содержат 95 % TiB_2 , образующегося в виде порошка крупностью ≤ 4 мкм.

Карбидоборный способ. Может быть реализован в соответствии со следующими реакциями:



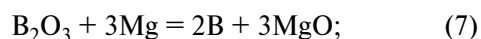
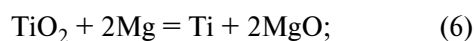
В реакциях (3) и (4) B_2O_3 вводится в состав шихты для предотвращения загрязнения продуктов реакции свободным углеродом.

В работе [41] описан способ получения диборида титана из шихты, содержащей прокаленный TiO_2 , тонкодисперсный карбид бора и малозольную ламповую сажу. Он включает брикетирование шихты под давлением 50–100 кПа и ее термическую обработку в вакуумной электропечи при остаточном давлении 1,3–2,5 Па, температуре 1923–2023 К в течение 2–3 ч. Способ обеспечивает получение диборида, содержащего (0,01–0,03) % свободного углерода.

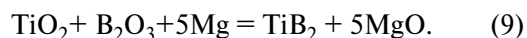
¹ Патент 2498880 РФ, МПК С04В35/58. Способ получения порошка диборида титана для материала смачиваемого катода алюминиевого электролизера/ В.В. Иванов, С.Ю. Васильев, В.К. Лауринавичюте, А.А. Черноусов, И.А. Блохина; Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Сибирский федеральный университет. 2012134603/02, заявл. 13.08.2012, опубл. 20.11.2013. 8 с.

В работе [42] предложен способ получения диборида титана из шихты, содержащей диоксид титана, карбид бора и нановолокнистый углерод — продукт каталитического пиролиза метана, при ее термообработке при температуре 1823–2073 К в течение 0,5 ч в тигле из стеклоуглерода индукционной печи. Способ обеспечивает получение микропорошка диборида высокой чистоты.

Магнетермический способ предполагает использование в качестве восстановителя оксидной части шихты металлического магния, что обуславливает развитие и протекание следующих реакций:



в связи с чем процесс может быть описан суммарной реакцией вида



Магнетермическое восстановление оксидов титана и бора с использованием компактированной шихты. В работе [43] для получения диборида при подготовке шихты диоксид титана и борную кислоту перемешивали и обезвоживали в огнеупорном тигле при температуре 1073 К, растирали, просеивали и перемешивали с порошком магния, взятом в стехиометрическом количестве, подготовленную шихту брикетировали и термообработывали при температуре 1673 К в атмосфере аргона в стальном реакторе. Продукты реакции, представляющие смесь диборида и оксида магния, растирали, просеивали и обрабатывали концентрированной соляной кислотой при кипячении для растворения оксида магния, а осадок диборида отфильтровывали, просеивали и сушили. Способ обеспечивает получение диборида химического состава, %, Ti — 69,5, B — 30 при стехиометрическом соотношении Ti:B в TiB_2 68,9:31,1; выход диборида — 70 %. Для рафинирования от остаточного магния предлагается вакуумтермическая обработка при температуре 1873–1973 К в течение 1 ч.

Внепечное магнетермическое восстановление оксидов титана и бора из механоактивированной шихты. В работе [44] предложен способ получения диборида, отличающийся тем, что

порошки TiO_2 , B_2O_3 , Mg предварительно механически активируют, далее гомогенизируют, инициируют воспламенение реакционной смеси, охлаждают продукты реакции, выщелачивают MgO разбавленным раствором соляной кислоты, диборид отфильтровывают, прокаливают и сушат. Способ обеспечивает 81 %-й выход TiB_2 и получение его в нанокристаллическом состоянии с размерным диапазоном частиц 50–100 нм.

СВС-способ. В основе способа — реакция (8), инициируемая в режиме безгазового химического горения в неокислительной среде; может проводиться в присутствии третьего компонента — «растворителя», в расплаве которого возможно формирование монокристаллического диборида.

В работе² предложен способ получения диборида, включающий: приготовление шихты, содержащей титан и бор, из порошков титана марки ПТМ и кристаллического бора марки «Б», взятых в соотношении 69:31; подсушивание ее при температуре 353–373 К; формирование из нее таблеток размером 18/8×1 с относительной плотностью 0,6; заполнение (заряд) ими реакционной камеры; вакуумирование камеры до остаточного давления 0,005 МПа; воспламенение шихты электроспиралью; синтез продолжительностью 5 секунд; охлаждение продуктов синтеза продувкой азотом с расходом 0,1 кг/с через сквозные каналы, сохранившиеся в заряде после синтеза. Содержание диборида в продуктах синтеза составляет 97,1–97,8 % и может быть повышено при охлаждении инертным газом.

В работе³ предложен способ получения порошка диборида повышенной дисперсности путем проведения синтеза в режиме горения

² Патент 2091312 РФ, МПК C22C1/05. Способ получения тугоплавких неорганических соединений и устройство для его осуществления / В.Д. Жигарев; Государственный научный центр РФ Центральный научно-исследовательский институт химии и механики. 96104305/25, заявл. 05.03.1996, опубл. 27.09.1997. 1 с.

³ Патент 2087262 РФ, МПК C01B35/04. Способ получения тонкодисперсного монокристаллического порошка диборида металла / В.Б. Балашов, А.И. Кирдяшкин, Ю.М. Максимов, И.Р. Назыров; Томский филиал института структурной макрокинетики РАН. 95119662/02, заявл. 17.11.1995, опубл. 20.08.1997. 2 с.

с формированием монокристаллов диборида в расплаве третьего компонента. Для этого готовят исходную смесь из порошков титана марки ПТМ крупностью менее 50 мкм и бора аморфного черного. В нее вводят фторид калия марки «хч» при мольном соотношении исходных компонентов $\text{Ti}:\text{B}:\text{KF} = 1,0:2,0:0,92$. Полученную смесь брикетируют, помещают в реактор СВС и локально инициируют волну горения. Процесс синтеза проводят под давлением 1 МПа в аргоне. После окончания синтеза и остывания полученный продукт извлекают и отмывают в дистиллированной воде. Размер частиц порошка диборида титана составляет менее 1,0 мкм, а доля частиц наноразмерного уровня (менее 0,1 мкм) составляет 87 %.

Газофазный способ включает: перевод порошкообразных и жидких исходных веществ, содержащих титан и бор, в газообразное состояние путем испарения; пиролиз; восстановления, формирование реакционной смеси заданного состава, газофазную и гетерофазную диффузию ее компонентов в реакционной зоне; химическое взаимодействие между ними; зародышеобразование и рост кристаллов диборида титана; отвод с газовой фазой побочных продуктов боридообразования.

В работе [45] описан еще один способ получения диборида титана: взаимодействие хлоридов титана и бора, осуществляемое в паровой фазе в присутствии водорода. Пары хлоридов смешиваются в реакционной зоне с нагретым в плазменной горелке водородом. Частицы диборида титана, образующиеся непосредственно в газовой фазе, вместе с газовым потоком выводятся из реакционной зоны, охлаждаются при закалке и осаждаются в электрофильтре. Процесс обеспечивает эффективное смешение исходных реагентов с подогретым водородом и высокоскоростное охлаждение частиц готового диборида титана. Удельная поверхность порошка диборида титана составляет 3–25 м²/г, размер частиц — 0,08–0,6 мкм, содержание примесей не превышает 0,5 %.

В работе [46] предложен лабораторный вариант синтеза диборида титана в трехструйном прямоточном плазменном реакторе с использованием в качестве плазмообразующего газа азота технической чистоты, сырья TiO_2 и В. Для генерации плазменного потока используют три

электродуговых плазмотрона ЭДП–104А. Смесь порошков диоксида титана и бора вводят совместно с газообразным углеводородом в предварительно нагретый до 5273 К поток азот, процесс борирования ведут при температуре 2073–2773 К с последующим охлаждением продукта со скоростью 10^4 – 10^5 град/с. Способ обеспечивает получение диборида титана в виде нанопорошков крупностью 40–70 нм.

В работе⁴ описано получение субмикронных порошков диборида титана в горизонтально расположенном цилиндрическом реакторе при взаимодействии в потоке «азот — теплоноситель (аргон)» смеси паров хлоридов титана и бора, в которую вводятся пары натрия. Температура в реакторе поддерживается ниже 1473 К. Образовавшиеся субмикронные частицы TiB_2 вместе с непрореагировавшим сырьем выводятся из реакционной зоны потоком аргона, чтобы предотвращать самопроизвольное их укрупнение. Диборид титана подвергают рафинированию. Размер частиц диборида титана составляет не более 0,1 мкм.

В работе⁵ описан способ получения нанодispersного порошка диборида титана. Порошки бора (бор аморфный с размером частиц 1–100 мкм) и смеси титана (порошок титана с размером частиц 1–100 мкм) с бором послойно насыпаются на кварцевую пластинку и уплотняются придавливанием. Затем на смесь порошков в атмосфере технического азота (чистота 99 %) воздействуют импульсным микроволновым разрядом мощностью 50–500 кВт и длительностью импульса 10^{-4} – 10^{-1} с, генерируемым гиротроном. При протекании иницированного разряда температура вблизи поверхности смеси порошков достигает 5000 К и достаточна для их испарения с образованием

продуктов плазмохимических реакций. Синтез диборида титана происходит в реакционной зоне с осаждением продуктов реакции на стенках кварцевого цилиндра. Продукты взаимодействия содержат TiB_2 , BN, Ti, B_2O_3 и представлены сфероподобными агломератами микронных размеров, образованными наночастицами TiB_2 .

В работе⁶ описано получение нанодispersного порошка диборида титана из хлоридов титана и бора, вводимых в реактор в плазменный поток водорода. Полученная реакционная смесь формирует диборид при температуре 1273–3773 К. Диборид титана может быть получен с содержанием кислорода и хлора менее 0,25.

Отечественный и мировой рынок диборида титана и его сегментация

Анализ отечественного и мирового рынка диборида титана выявил 20 фирм, позиционирующих себя в качестве его производителей и поставщиков. Среди них — 10 отечественных и 10 зарубежных, реализующих следующие технологические способы производства диборида титана: магнетермический (6 фирм), карботермический (5), плазменный (5), СВЧ (3), механоактивацию (1). 12 фирм предлагают к реализации диборид титана в виде порошка традиционной для порошковой металлургии гранулометрии 40–100 мкм, охватывающей композиционные конструкционные материалы, напыленные и наплавленные защитные покрытия с ценовым диапазоном 500–800 \$/кг. Два производителя заявляют к реализации микропорошки диборида титана размерного диапазона 2,5–8 мкм стоимостью 800–1000 \$/кг, еще шесть фирм предлагают к реализации нанокристаллический диборид титана (10–100 нм), стоимостью 2000–3500 \$/кг, рекомендуемый к применению для наномодифицирования металлов и сплавов. Основные сведения о производителях диборида титана приведены в табл. 3.

Российские производители предлагают к реализации в основном диборид титана магнетермического способа получения в виде порошка

⁴ Patent № 3,244,482 USA. Ultrafine titanium boride / Culbertson James B, Headlee Lamprey, Ripley Robert L., publ. 5.04.1966 2 p.

⁵ Патент 2523471 РФ, МПК C01B35/04. Способ получения нанодispersных порошков нитрида бора и диборида титана / Г.М. Батанов, Л.В. Колик, Н.К. Харчев, А.Е. Петров, К.А. Сарксян, Н.Н. Скворцова, В.Д. Борзосеков, Д.В. Малахов, Е.М. Конечков, В.Д. Степахин, И.А. Косый, И.А. Щербаков; Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт общей физики им. А.М. Прохорова Российской академии наук (ИОФ РАН). 2013102266/05, заявл. 18.01.2013, опублик. 20.07.2014. 8 с.

⁶ Patent № 4,353,885 USA. Titanium diboride article and method for preparing same/ Howard H. Hoekje, publ/12.10.1982 33p.

Таблица 3

Основные сведения о производителях диборида титана

Table 3

Basic information on manufacturers of titanium diboride

Технология/крупность/ отпускная цена	Фирма/статус
Магнито-термический способ/ 40–100 мкм/ 500–800 \$/кг	Россия: ООО «Уралхиминвест» Уфа/ Поставщик; ИПК «ЮМЭКС» Уфа/ Производитель; БХП «ЮГРЕАКТИВ» Ростов-на-Дону/ Дистрибьютор компании «АТОТЕСН» (ФРГ); УНИХИМСОЗ Екатеринбург/ Производитель; ООО «Универхим» Челябинск/ Поставщик; Компания «Кондор». Москва, Санкт-Петербург/ Поставщик
Карботермический способ/ –44 мкм*, 40–100 мкм/ 500–800 \$/кг	Россия: ООО «Дефендер» Москва/ Поставщик; ООО «СибМеталлТорг» Новосибирск/ Поставщик; Украина: ООО НПП «Разработка и внедрение новых материалов» Киев/ Производитель; США: «NOAN Technologies Corporation»* Сан-Антонио/ Производитель; «GoodFellow» Кораополис/ Дистрибьютор
СВС-способ/ 2,5–8 мкм, 40–100 мкм**/ 800–1000 \$/кг	Россия: НПФ «Плазмацентр»** Санкт-Петербург/ Поставщик Китай: «Ningxia Machinery Research Institute» (Co., Ltd.) Нинся-Хуэйский автономный район/ Производитель; Германия: «H.C.Stark Co» Карлсруэ/Производитель
Газофазный способ/ 20–100 нм/ 2000–3500 \$/кг	США: «US Research Nanomaterials Inc» Хьюстон/ Производитель; «American Elements» (Лос-Анджелес)/ Производитель; «Nanostructured Amorphous Materials, Inc.» Хьюстон/ Производитель Германия: «PlasmaChem GmbH» Берлин/ Производитель Латвия: «NEOMAT Co» Саласпилс/ Производитель
Механоактивация/ 10–100 нм/ 700–900 \$/кг	Россия: НПФ «Нанопорошковые технологии» Новосибирск/ Производитель

традиционного размерного диапазона 40–100 мкм. Нанокристаллический диборид титана в России не производят вообще, а технологические возможности заявленного в НПФ «Нанопорошковые технологии» способа механоактивации ограничиваются препаративно-исследовательскими объемами поставки. Это предполагает необходимость нанотехнологического подхода в определении приоритетных направлений развития технологии диборида титана.

Обсуждение результатов анализа

Проведенный анализ научно-технологической литературы свидетельствует о том, что базовыми способами получения диборида титана являются карботермический, магниетермический и газофазный.

Карботермический способ включает печное углеродотермическое восстановление оксидов титана и бора, реализуемое в диапазоне температур 1473–2273 К, в следующих вариантах: с использованием компактированной шихты в формирующейся при восстановлении газовой среде и в вакууме, из высокодисперсной и механоактивированной шихты. Как правило, диборид титана подвергается химическому обогащению и может быть получен в виде порошка достаточно широкого размерного диапазона: от нано- до микроуровня. Близкий по физико-химической сущности к карботермическому карбидоборотермический способ не получил существенного технологического развития, возможно, из-за необходимости применения высокостойимостного карбида бора, ранее практически не производимого в России.

Магниетермический способ включает, как правило, внепечное магниетермическое восстановление оксидов титана и бора и химическое рафинирование диборида для удаления свободного магния выщелачиванием соляной кислотой, реализуемое с использованием компактированной шихты и механоактивированной шихты. Способ обеспечивает получение диборида титана нано- и микропорошкового уровня.

СВС-способ получения диборида титана самостоятельного технологического развития не получил, но может быть весьма перспективен в дальнейшем для производства керамических материалов, содержащих диборид, для приме-

нения их в качестве многокомпонентных катодов — мишеней для магнетронного распыления с целью формирования практически на любых материалах защитных покрытий, противостоящих единовременному воздействию повышенных температур, агрессивных сред и различных видов износа. В работе [47] описан успешный опыт получения керамических материалов на основе боридов титана и хрома способом СВС-компактирования.

Механоактивация диборида титана как способ перевода его в наносостояние обычно реализуется в высокоэнергетических мельницах; в настоящее и ближайшее время по своему техническому развитию и производительности он будет соответствовать лабораторному уровню.

Газофазный способ получения диборида титана, включающий проведение процесса боридообразования в условиях плазменного потока, — пока единственный известный вариант перехода от периодических процессов к непрерывному. Это несомненное технологическое преимущество дополняется возможностью производства диборида в нанокристаллическом состоянии. Нанокристаллический диборид титана занимает устойчивую позицию в нанопродукции, предлагаемой такими известными поставщиками наноматериалов, как «American Elements», «Nanostructured&Amorphous Materials Inc.», «Plasma Chem GmbH», «NEOMAT Co.» [48–51]. Информация, представляемая этими предприятиями, не содержит подробных сведений о технологии получения диборида. Но анализ заявляемых ими характеристик диборида — содержание TiB_2 , наноуровень и методы его определения, отпускная цена — указывает на двухстадийный процесс, включающий плазменный синтез и рафинирование полученных диборидсодержащих продуктов. Достигнутые этими производителями показатели позволяют рассматривать плазменный вариант как наиболее перспективный для получения нанокристаллического диборида титана.

Анализ отечественного и мирового рынка диборида титана свидетельствуют о достаточно разнообразных предложениях производителей, ориентирующихся главным образом на поставку диборида титана для конструкционной керамики, функциональных покрытий, решения высокотехнологических исследовательских

и прикладных задач. Диборид титана, заявляемый к поставкам фирмами-производителями, существенно отличается по химическому составу, дисперсности, отпускным ценам и объемам поставки. При этом стратегически важный нанопорошковый сегмент рынка полностью занят зарубежными поставщиками [52]. Это позволя-

ет считать приоритетной задачей разработку и развитие российской нанотехнологии производства диборида титана.

Работа выполнена в СибГИУ при поддержке Фонда содействия развитию малых форм предприятий в научно-технической сфере в рамках договора № 7112ГУ/2015.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ноздрин И.В., Руднева В.В., Галевский Г.В. Особенности свойств композиционного материала никель-нанодисперсный диборид хрома // Заготовительное производство в машиностроении. 2011. № 9. С. 46–48.
2. White R.M., Kunkle J.M., Haines C., Dickey E.C. Plasma processing of B_4C TiB_2 eutectic composite powders // Journal of the American Ceramic Society. 2013. Vol. 96. Issue 7. P. 2050–2053.
3. Sadeghian Z., Lotfi B., Enayati M.H., Beiss P. Development of Al– TiB_2 nanostructured composite using mechanical alloying, spark plasma sintering and hot extrusion // Proceedings of the World Powder Metallurgy Congress and Exhibition. 2010. Vol. 2. Code 105571.
4. Efimova K.A., Galevskiy G.V., Rudneva V.V. Synthesis and properties of nanoscale titanium boride // IOP conf. Series: materials science and engineering. 91 (2015) 012002 DOI:10.1088/1757–899x/91/1/012002.
5. Kohzaki M. Production of TiB_2 based Ti–B–C coated tools for cutting titanium alloy // 26th Annual Meeting of the American Society for Precision Engineering. 2011. Vol. 52. P. 377–380.
6. Sadeghian Z., Enayati M.H., Beiss P. In situ production of Al– TiB_2 nanocomposite by double-step mechanical alloying // Journal of Materials Science. 2009. Vol. 44, Issue 10. P. 2566–2572.
7. Serlire M., Oye H.A. Cathodes in Aluminum Electrolysis. Dusseldorf: Aluminum Verlag, 2010. 698 p.
8. Naixiang F., Xiquan Q., Jianping P., Xueliang D., Jianguo W. Electrolysis test of 1350A drained cathode reduction cell with TiB_2 -coated cathode // TMS Light Metals. Vol. 2006. P. 505–509.
9. Ефимова К.А., Алексеева Т.И., Галевский Г.В. Производство диборида титана компонента защитных покрытий катодов алюминиевых электролизеров // Наука и молодежь: проблемы, поиски, решения: труды Всероссийской научной конференции студентов, аспирантов и молодых ученых / Сиб. гос. индустр. ун-т; под общ. редакцией М.В. Темлянцева. Новокузнецк: Изд. центр СибГИУ, 2015. Вып. 19. Ч. II. Технические науки. С. 185–188.
10. Ефимова К.А., Галевский Г.В., Руднева В.В., Алексеева Т.И. Разработка технологии плазменного синтеза нанопорошка диборида титана компонента функциональных композиционных покрытий // Вестник горно-металлургической секции РАЕН. Отделение металлургии. СибГИУ. Москва-Новокузнецк, 2015. Вып. 35. С. 112–119.
11. Галевский Г.В., Кулагин Н.М., Минцис М.Я. Металлургия алюминия. Мировое и отечественное производство: оценка, тенденции, прогнозы. М.: Флинта-Наука, 2004. 277 с.
12. Галевский Г.В., Руднева В.В., Ефимова К.А. Модифицирование электроосажденного никеля диборидом титана // Инновационные технологии и экономика в машиностроении: материалы VI Междунар. науч.-практ. конф. (Томск, 2015). Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2015. С. 86–90.
13. Efimova K.A., Galevsky G.V., Rudneva V.V., Kozzyrev N.A., Orshanskaya E.G. Nickel and titanium nanoboride composite coating // IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering, 91 (2015) 012001. DOI:10.1088/1757–899X/91/1/012001
14. Галевский Г.В., Руднева В.В., Ноздрин И.В., Галевский С.Г., Ефимова К.А. Защитные металломатричные покрытия с нанокomпонентами // Вестник горно-металлургической секции РАЕН. Отделение металлургии. СибГИУ. Москва-Новокузнецк, 2016. Вып. 36. С. 124–136.
15. Galevsky G.V., Rudneva V.V., Galevskiy S.G., Pyashchenko D.P., Kartsev D.S. Nanosized borides and carbides for electroplating. Metal-matrix coatings: specifications, performance evaluation // IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering, 125 (2016) 012032. DOI:10.1088/1757–899X/125/1/012032
16. Ширяева Л.С., Ноздрин И.В., Галевский Г.В., Руднева В.В. Исследование композиционных электрохимических покрытий никель нанокarbonитрид хрома // Гальванотехника и обработка поверхности. 2014. Т. XXII. № 2. С. 51–57.

17. **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 технологий. М.: Флинта-Наука, 2008. 387 с.
18. Vestkhimprom [электронный ресурс] URL: <http://vestkhimprom.ru/tag/%D0%BE%D0%BA%D1%81%D0%B8%D0%B4%20%D1%82%D0%B8%D1%82%D0%B0%D0%BD%D0%B0> (дата обращения 30.11.2016).
19. Polema [электронный ресурс] URL: [<http://www.polema.net/>] (дата обращения 30.11.2016).
20. Normin [электронный ресурс] URL: [<http://normin.ru/>] (дата обращения 30.11.2016).
21. NaBond [электронный ресурс] URL: <http://www.nabond.com/> (дата обращения 30.11.2016).
22. СМЗ [электронный ресурс] URL: http://www.smw.ru/product/redm/titan/tetrahlid_titana.pdf (дата обращения 30.11.2016).
23. Promchim [электронный ресурс] URL: <http://promchim.com/rus/catalog/8/> (дата обращения 30.11.2016).
24. ЮМЭКС [электронный ресурс] URL: [<http://www.umeks.ru/>] (дата обращения 30.11.2016).
25. БОР [электронный ресурс] URL: [<http://www.russianbor.com/ru/>] (дата обращения 30.11.2016).
26. Авиабор [электронный ресурс] URL: [<http://www.aviabor.ru/>] (дата обращения 30.11.2016).
27. Уралинвест [электронный ресурс] URL: [<http://www.ufa-uralinvest.ru/index.php>] (дата обращения 30.11.2016).
28. Литпром [электронный ресурс] URL: [<https://www.litpromabrasiv.ru/>] (дата обращения 01.12.2016).
29. БИФОРС [электронный ресурс] URL: [<http://www.ekzivent.ru/>] (дата обращения 01.12.2016).
30. ВЕЛТ [электронный ресурс] URL: [<http://www.zaovelt.ru/>] (дата обращения 01.12.2016).
31. НИГМАТЭК [электронный ресурс] URL: [<http://www.nigma-tek.ru/>] (дата обращения 01.12.2016).
32. ГрафитЭл [электронный ресурс] URL: [<http://www.graphitel.ru/>] (дата обращения 01.12.2016).
33. Урал-графит [электронный ресурс] URL: [<http://www.uralgrazit.narod.ru/index.htm>] (дата обращения 01.12.2016).
34. Омсктех-углерод [электронный ресурс] URL: [<http://www.omskcarbongroup.com/>] (дата обращения 01.12.2016).
35. СОМЗ [электронный ресурс] URL: [<http://somz.org/>] (дата обращения 01.12.2016).
36. **Kang S.H., Kim D.J.** Synthesis of nano-titanium diboride powders by carbothermal reduction // J. of the European Ceramic Society. 2007, Vol. 27. P.715–718.
37. **Панов В.С.** Тугоплавкие металлы IV–VI групп и их соединения. Структура, свойства, методы получения : Учеб. пособие. М.: Учеба, 2006. 62 с.
38. **Patent 2,957,754 USA.** Method of making metalborides /Kenneth C. Nicholson; publ. 25.10.1960. 3 p.
39. **Patent 4,544,524 USA.** Process for manufacturing solid cathode / Tiberiu Mizrah, Matthias Hoffmann, Peter Käser; publ. 1.10.1985. 4.p.
40. **Welham N.J.** Mechanical Enhancement of the Carbothermic Formation of TiB₂ // Metallurgical and materials transactions. 2000. Vol. 31. № 1. P. 283–289.
41. **Самсонов Г.В. [и др.]**. Бор, его соединения и сплавы. Киев : Изд-во АН УССР, 1960. 590 с.
42. **Крутский Ю.Л., Антонова Е.В., Баннов А.Г., Фролова И.С.** Изучение процесса синтеза диборида титана с использованием нановолокнистого углерода // Актуальные проблемы в машиностроении = Actual problems in machine building: материалы I международного. науч.-практ. конф., Новосибирск, 26 марта 2014 г. Новосибирск : Изд-во НГТУ, 2014. С. 453–458.
43. **Самсонов Г.В., Перминов В.П.** Магнитоотермия. М.: Изд-во «Металлургия», 1971. 176 с.
44. **Ricceri R., Matteazzi P.** A fast and low-cost room temperature process for TiB₂ formation by mechanosynthesis // Materials science and engineering A. Vol. 379. 2004. P. 341–346.
45. **Серебрякова Т.И., Неронов В.А., Пешев П.Д.** Высокотемпературные бориды. М.: Металлургия, Челябинское отделение, 1991. 368 с.
46. **Сабуров В.П. [и др.]**. Плазмохимический синтез ультрадисперсных порошков и их применение для модифицирования металлов и сплавов / Новосибирск: Наука. Сибирская издательская фирма РАН, 1995. 344 с.
47. **Самсонов Г.В., Вилицкий И.М.** Тугоплавкие соединения: Справочник 2-е изд. перераб. и доп. М.: Металлургия, 1976. 560 с.
48. AMERICAN ELEMENTS [электронный ресурс] URL: [<https://www.americanelements.com/>] (дата обращения 05.12.2016).
49. NanoAmor. [электронный ресурс] URL: [www.nanoamor.com] (дата обращения 05.12.2016).
50. Plasma Chem [электронный ресурс] URL: [<http://www.plasmachem.com>] (дата обращения 05.12.2016).
51. Neomat Nano Powders [электронный ресурс] URL: [www.neomat.lv] (дата обращения 05.12.2016).
52. Маркетинговое исследование рынка нанопорошков [электронный ресурс] URL: [http://www.fimip.ru/shared/projects/1319/PRJ001319_1.pdf] (дата обращения 06.12.2016).

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ЕФИМОВА Ксения Александровна — аспирант Сибирского государственного индустриального университета. 654007, г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42.. E-mail: efimovaksenia@mail.ru

ГАЛЕВСКИЙ Геннадий Владиславович — доктор технических наук заведующий кафедрой Сибирского государственного индустриального университета. 654007, г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42.. E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

РУДНЕВА Виктория Владимировна — доктор технических наук профессор Сибирского государственного индустриального университета. 654007, г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42.. E-mail: kafcmet@mail.ru

REFERENCES

1. Nozdrin I.V., Rudneva V.V., Galevskiy G.V. Oso-bennosti svoystv kompozitsionnogo materiala nikel-nano-dispersnyy diborid. *Zagotovitelnoye proizvodstvo v mashi-nostroyenii*. 2011. № 9. S. 46–48.
2. White R.M., Kunkle J.M., Haines C., Dickey E.C. Plasma processing of B4C–TiB₂ eutectic composite pow-ers [Plazmennaja obrabotka B4C–TiB₂ jevtekticheskoy kompozitsionnykh poroshkov]. *Journal of the American Ce-ramic Society*. Vol. 96, Issue 7, July 2013, P. 2050–2053.
3. Sadeghian, Z., Lotfi B., Enayati M.H., Beiss P. Development of Al–TiB₂ nanostructured composite using mechanical alloying, spark plasma sintering and hot extrusion [Razrabotka Al–TiB₂ nanostrukturirovan-nogo kompozitsionnogo materiala s ispol'zovaniem me-hanicheskogo splavleniya, iskra plazmy spekanija i gorja-chego pressovaniya]. *Proceedings of the World Powder Metallurgy Congress and Exhibition*. 2010. Vol. 2. Code 105571.
4. Efimova K.A., Galevskiy G.V., Rudneva V.V. Syn-thesis and properties of nanoscale titanium boride [sintez i svoystva nanorazmernogo diborida titana]. *IOP conf. Se-ries: materials science and engineering*. 91 (2015) 012002. DOI:10.1088/1757–899x/91/1/012002
5. Kohzaki M. Production of TiB₂ based Ti–B–C coated tools for cutting titanium alloy [Proizvodstvo TiB₂ na osnove Ti–B–C s pokrytiem dlja rezki titanovogo splava]. *26th Annual Meeting of the American Society for Precision Engineering*. Vol. 52. 2011. P. 377–380.
6. Sadeghian Z., Enayati M.H., Beiss P. In situ pro-duction of Al–TiB₂ nanocomposite by double-step me-chanical alloying [proizvodstvo Al–TiB₂ nanokompozita putem dvuhshagovogo mehanicheskogo splavleniya]. *Journal of Materials Science*. 2009. Vol. 44. Issue 10. P. 2566–2572.
7. Serlire M., Oye H.A. Cathodes in Aluminum Elec-trolysis [katody aluminievogo proizvodstva]. Dusseldorf: Aluminum Verlag, 2010. 698 p.
8. Naixiang F., Xiquan Q., Jianping P., Xueliang D., Jianguo W. Electrolysis test of 1350A drained cathode re-duction cell with TiB₂-coated cathode [Ispytanie jelektro-liza 1350A drenazhnogo katoda i katoda s pokrytiem TiB₂]. *TMS Light Metals*. Vol. 2006. P. 505–509.
9. Yefimova K.A., Alekseyeva T.I., Galevskiy G.V. Proiz-vodstvo diborida titana komponenta zashchitnykh pokrytiy katodov alyuminiyevykh elektrolizerov. *Nauka i molodezh: problemy, poiski, resheniya: trudy Vserossiyskoy nauchnoy konferentsii studentov, aspirantov i molodykh uchenykh / Sib. gos. industr. un-t; pod obshch. redaktsiyey M.V. Temlyant-seva*. Novokuznetsk: Izd. tsentr SibGIU, 2015. Vyp.19. Ch. II. Tekhnicheskiye nauki. S. 185–188. (rus.)
10. Yefimova K.A., Galevskiy G.V., Rudneva V.V., Alekseyeva T.I. Razrabotka tekhnologii plazmennogo sin-teza nanoporoshka diborida titana komponenta funktsion-alnykh kompozitsionnykh pokrytiy. *Vestnik gorno-metal-lurgicheskoy septsii RAEN. Otdeleniye metallurgii. SibGIU*. Moskva-Novokuznetsk, 2015. Vol. 35. S. 112–119. (rus.)
11. Galevskiy G.V., Kulagin N.M., Mintsis M.Ya. Met-allurgiya alyuminiya. Mirovoye i otechestvennoye proiz-vodstvo: otsenka, tendentsii, prognozy. M.: Flinta: Nauka, 2004. 277 s.
12. Galevskiy G.V., Rudneva V.V., Yefimova K.A. Modifitsirovaniye elektroosazhdennogo nikelya diboridom titana. *Innovatsionnyye tekhnologii i ekonomika v mashino-stroyenii : materialy VI Mezhdunar. nauch.-prakt. konf. (Tomsk, 2015)*. Tomsk : Izd-vo Tomskogo politekhnichesk-ogo universiteta, 2015. S. 86–90. (rus.)
13. Efimova K.A., Galevskiy G.V., Rudneva V.V., Ko-zyrev N.A., Orshanskaya E.G. Nickel and titanium nano-boride composite coating [kompozitsionnoe pokrytie nikel'-nanoborid titana]. *IOP Conf. Series: Materials Sci-ence and Engineering*, 91 (2015) 012001. DOI:10.1088/1757–899x/91/1/012001.
14. Galevskiy G.V., Rudneva V.V., Nozdrin I.V., Ga-levskiy S.G., Yefimova K.A. Zashchitnyye metallo-matrichnyye pokrytiya s nanokomponentami. *Vestnik gorno-metal-lurgicheskoy septsii RAEN. Otdeleniye metal-lurgii. SibGIU*. Moskva-Novokuznetsk, 2016. Vol. 36. S. 124–136. (rus.)

15. **Galevsky G.V., Rudneva V.V., Galevskiy S.G., Il'yashchenko D.P., Kartsev D.S.** Nanosized borides and carbides for electroplating. Metal-matrix coatings: specifications, performance evaluation [Nanorazmernye boridy i karbidy dlja gal'vaniki. Metall-matrichnye pokrytija: harakteristiki, ocenka effektivnosti]. *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*, 125 (2016) 012032. DOI:10.1088/1757-899X/125/1/012032
16. **Shiryayeva L.S., Nozdrin I.V., Galevskiy G.V., Rudneva V.V.** Issledovaniye kompozitsionnykh elektrokhimicheskikh pokrytiy nikel — nanokarbonitrid khroma. *Galvanotekhnika i obrabotka poverkhnosti*. 2014. T. XXII. № 2. S. 51–57. (rus.)
17. **V.V. Rudneva** 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/V.V. Rudneva M.: Flinta: Nauka, 2008 387 s.
18. Vestkhiprom [elektronnyy resurs] URL: [http://vestkhiprom.ru/tag/ %D0 %BE %D0 %BA %D1 %81 %D0 %B8 %D0 %B4 %20 %D1 %82 %D0 %B8 %D1 %82 %D0 %B0 %D0 %BD %D0 %B0](http://vestkhiprom.ru/tag/%D0%BE%D0%BA%D1%81%D0%B8%D0%B4%20%D1%82%D0%B8%D1%82%D0%B0%D0%BD%D0%B0) (data obrashcheniya 30.11.2016).
19. Polema [elektronnyy resurs] URL: <http://www.polema.net/> (data obrashcheniya 30.11.2016).
20. Normin [elektronnyy resurs] URL: <http://normin.ru/> (data obrashcheniya 30.11.2016).
21. NaBond [elektronnyy resurs] URL: <http://www.nabond.com/> (data obrashcheniya 30.11.2016).
22. SMZ [elektronnyy resurs] URL: http://www.smw.ru/product/redm/titan/tetrahlrid_titana.pdf (data obrashcheniya 30.11.2016).
23. Promchim [elektronnyy resurs] URL: <http://promchim.com/rus/catalog/8/> (data obrashcheniya 30.11.2016).
24. YuMEKS [elektronnyy resurs] URL: <http://www.umeks.ru/> (data obrashcheniya 30.11.2016).
25. BOR [elektronnyy resurs] URL: <http://www.russianbor.com/ru/> (data obrashcheniya 30.11.2016).
26. Aviabor [elektronnyy resurs] URL: <http://www.aviabor.ru/> (data obrashcheniya 30.11.2016).
27. Uralinvest [elektronnyy resurs] URL: <http://www.ufa-uralinvest.ru/index.php> (data obrashcheniya 30.11.2016).
28. Litprom [elektronnyy resurs] URL: <https://www.litpromabrasiv.ru/> (data obrashcheniya 01.12.2016).
29. BIFORS [elektronnyy resurs] URL: <http://www.ekzivent.ru/> (data obrashcheniya 01.12.2016).
30. VELT [elektronnyy resurs] URL: <http://www.zaovelt.ru/> (data obrashcheniya 01.12.2016).
31. NIGMATEK [elektronnyy resurs] URL: <http://www.nigma-tek.ru/> (data obrashcheniya 01.12.2016).
32. GrafitEl [elektronnyy resurs] URL: <http://www.graphitel.ru/> (data obrashcheniya 01.12.2016).
33. Ural-grafit [elektronnyy resurs] URL: <http://www.uralgrafit.narod.ru/index.htm> (data obrashcheniya 01.12.2016).
34. Omsktekh-uglerod [elektronnyy resurs] URL: <http://www.omskcarbongroup.com/> (data obrashcheniya 01.12.2016).
35. SOMZ [elektronnyy resurs] URL: <http://somz.org/> (data obrashcheniya 01.12.2016).
36. **Kang S.H., Kim D.J.** Synthesis of nano-titanium diboride powders by carbothermal reduction [Sintez nano-titanovykh poroshkov diborida karbotermicheskogo vosstanovleniya]. *J. of the European Ceramic Socie.* 2007. Vol. 27. P. 715–718.
37. **Panov V.S.** Tugoplavkiye metally IV–VI grupp i ikh soyedineniya. Struktura, svoystva, metody polucheniya : ucheb. posobiye. M.: Ucheba, 2006. 62 s.
38. **Patent 2,957,754 USA.** Method of making metalborides [Metod polucheniya metallboridov] / Kenneth C. Nicholson; publ. 25.10.1960. 3 p.
39. **Patent 4,544,524 USA.** Process for manufacturing solid cathode [Sposob izgotovleniya tverdogo katoda] / Tiberiu Mizrah, Matthias Hoffmann, Peter Käser; publ. 1.10.1985 4.p.
40. **Welham N.J.** Mechanical Enhancement of the Carbothermic Formation of TiB₂ [karbotermicheskoe poluchenie TiB₂]. *Metallurgical and materials transactions*. 2000. Vol. 31. № 1. P. 283–289.
41. **Samsonov G.V. [i dr.]**. Bor, yego soyedineniya i splavy. Kiyev: Izd-vo AN USSR, 1960. 590 s. (rus.)
42. **Krutskiy Yu.L., Antonova Ye.V., Bannov A.G., Frolova I.S.** Izucheniye protsessa sinteza diborida titana s ispolzovaniyem nanovoloknistogo ugleroda. *Aktualnyye problemy v mashinostroyenii = Actual problems in machine building : materialy 1 mezhdunar. nauch.-prakt. konf., Novosibirsk, 26 marta 2014 g.* Novosibirsk : Izd-vo NGTU, 2014. S. 453–458. (rus.)
43. **Samsonov G.V., Perminov V.P.** Magniyetermiya. M.: Izd-vo «Metallurgiya», 1971. 176 s. (rus.)
44. **Ricceri R., Matteazzi P.** A fast and low-cost room temperature process for TiB₂ formation by mechanosynthesis [Bystryj i bjudzhetnyj process formirovaniya TiB₂ mehanozintezom]. *Materials science and engineering*. A. 379. 2004. P. 341–346.
45. **Serebryakova T.I., Neronov V.A., Peshev P.D.** Vysokotemperaturnyye boridy M.: Metallurgiya, Chelyabinskoye otdeleniye, 1991. 368 s. (rus.)
46. **Saburov V.P. [i dr.]**. Plazmokhimicheskij sintez ultradispersnykh poroshkov i ikh primeneniye dlya modifitsirovaniya metallov i splavov. Novosibirsk: Nauka. Sibirskaya izdatelskaya firma RAN, 1995. 344 s. (rus.)

47. Samsonov G.V. Tugoplavkiye soyedineniya: Spravochnik / G.V. Samsonov, I.M. Vinitskiy. 2-ye izd. pererab. i dop. M.: Metallurgiya, 1976. 560 s. (rus.)

48. AMERICAN ELEMENTS [elektronnyy resurs] URL: [https://www.americanelements.com/] (data obrashcheniya 05.12.2016).

49. NanoAmor. [elektronnyy resurs] URL: [www.Nanoamor.com] (data obrashcheniya 05.12.2016).

50. Plasma Chem [elektronnyy resurs] URL: [http://www.plasmashem.com] (data obrashcheniya 05.12.2016).

51. Neomat Nano Powders [elektronnyy resurs] URL: [www.neomat.lv] (data obrashcheniya 05.12.2016).

52. Marketingovoye issledovaniye rynka nanoporoshkov [elektronnyy resurs] URL: [http://www.fimip.ru/shared/projects/1319/PRJ001319_1.pdf] (data obrashcheniya 06.12.2016).

AUTHORS

EFIMOVA Kseniia A. — *Siberian state industrial university*. 42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007.
E-mail: efimovaksenia@mail.ru

GALEVSKY Gennadii V. — *Siberian state industrial university*. 42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007.
E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

RUDNEVA Viktoriia V. — *Siberian state industrial university*. 42, Kirov St, Novokuznetsk, Russia, 654007.
E-mail: kafcmet@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 27.12.2016.



DOI: 10.18721/JEST.230214

УДК 621.182

*А.М. Добротворский¹, Е.Л. Гюлиханданов², Е.И. Масликова³*¹ — Санкт-Петербургский государственный университет, Санкт-Петербург, Российская Федерация^{2, 3} — Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

РАЗРУШЕНИЕ ТРУБОПРОВОДОВ ИЗ НИЗКОУГЛЕРОДИСТЫХ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ В СЕРОВОДОРОДСОДЕРЖАЩЕЙ СРЕДЕ

Анализ состояния материала объектов нефтехимической промышленности в связи с их длительной эксплуатацией крайне важен для оценки их безопасности и работоспособности. В данной работе анализируется влияние на деградацию структуры нефтехимического оборудования из нелегированных и низколегированных сталей после длительной эксплуатации при климатических температурах в технологических средах, содержащих сероводород. Приводятся данные исследования структуры и технологических отложений элементов оборудования после службы в течение 30 и более лет на предприятиях нефтепереработки. Выполнены расчеты диффузии углерода к поверхности при обезуглероживании, которые указывают на явную возможность протекания при климатических температурах и длительных выдержках диффузионных потоков элементов внедрения. Причину обезуглероживания при работе в среде, содержащей сероводород, в данном случае следует связывать не с водородной коррозией, а с образованием оксидного слоя вследствие наличия конденсата и паров воды.

СЕРОВОДОРОД; ОБЕЗУГЛЕРОЖИВАНИЕ; КЛИМАТИЧЕСКИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ; НЕФТЕПЕРЕРАБОТКА.

Ссылка при цитировании:

Добротворский А.М., Е.Л. Гюлиханданов, Е.И. Масликова. Разрушение трубопроводов из низкоуглеродистых конструкционных сталей в сероводородсодержащей среде // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 159–165. DOI: 10.18721/JEST.230214

*A.M. Dobrotvorsky¹, E.L. Gyulihandanzov², E.I. Maslikova³*¹ — St. Petersburg state university, Saint-Peterburg, Russian Federation^{2, 3} — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

DESTRUCTION OF LOW-CARBON-STEEL PIPELINES IN ENVIRONMENTS CONTAINING HYDROGEN SULFIDE

Analysis of the material of the petrochemical industry objects due to their long operation is extremely important to assess their safety. In this paper, we analyzed the effect of long-term operation of petrochemical equipment of unalloyed and low-alloyed steel at climatic temperatures in technological environments containing hydrogen sulfide on the degradation of the structure of this equipment. We have carried out calculations of carbon diffusion to the surface during decarburization, indicating a clear possibility of diffusion fluxes of interstitial elements occurring under climatic temperatures and long exposures. The paper presents data on the structure and technological precipitation of equipment components after long-term operation (30 years or more) in oil refineries. We have carried out calculations of carbon diffusion to the surface during decarburization, indicating a clear possibility of diffusion fluxes of interstitial elements occurring under climatic temperatures and long exposures. The reason for decarburization during operation in an environment containing hydrogen sulfide, in this case, should not be attributed to hydrogen corrosion, but to an oxide layer forming due to the presence of condensate and water vapor.

HYDROGEN SULFIDE; DECARBONIZATION; CLIMATE TEMPERATURE; OIL REFINING.

Citation:

A.M. Dobrotvorsky, E.L. Gyulihandanov, E.I. Maslikova, Destruction of low-carbon-steel pipelines in environments containing hydrogen sulfide, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 159–165, DOI: 10.18721/JEST.230214

Введение

Один из наиболее распространенных и опасных видов разрушения оборудования предприятий нефтегазодобычи и нефтепереработки, сопровождающихся аварийными ситуациями и серьезными материальными потерями, — сульфидное коррозионное растрескивание под напряжением (СКРН). Основной причиной разрушения при СКРН считают наводороживание, охрупчивание и растрескивание металла под напряжением.¹ Тем не менее роль водорода в процессе зарождения и роста трещин при воздействии сероводородной среды остается дискуссионной. Согласно классическим представлениям водородная коррозия протекает в водородсодержащих средах при высоких давлениях (≥ 10 МПа) и температурах (≥ 200 °C). В промысловых трубопроводах и оборудовании нефтегазовых месторождений избыточное давление составляет от 1,2 до 10 МПа [1] при существенно более низких температурах. Однако присутствие даже небольшого количества сероводорода в нефтепродуктах оказывает каталитическое действие и приводит к наводороживанию низколегированных сталей, о чем свидетельствует при увеличении срока эксплуатации рост дефектов труб, особенно водородных расслоений [2]. Важным фактором согласно [3–5] является скорость накопления в металле водорода: чем она выше, тем быстрее происходит разрушение стали при меньших концентрациях водорода. Увеличению склонности к водородному растрескиванию способствует неоднородность структуры металла, прежде всего полосчатость перлитной составляющей, неметаллические включения, наличие бейнита и пр. [6, 7].

В работах [8, 9] стресс-коррозия связывается с образованием в процессе старения металла карбонитридоподобных и других наносегрегаций на дислокациях и границах зерен, образующих сплошную хрупкую сетку по границам.

¹ РТМ 26-02-39–84. Методы защиты от коррозии и выбор материалов для основных элементов и узлов аппаратов установок подготовки и первичной переработки нефти / Всесоюзный научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт нефтяного машиностроения ВНИИНЕФТЕМАШ.

Несмотря на значительный объем информации, накопленный за последние годы по стресс-коррозионному разрушению металла при контакте с сероводородсодержащей средой, в понимании механизма деградации не достигнуто успехов, достаточных для усовершенствования материалов и технологических процессов.

Цель работы

Анализ состояния материала объектов нефтехимической промышленности в связи с их длительной эксплуатацией (20 и более лет) крайне важен для оценки их безопасности и работоспособности, но затруднен сложностью и трудоемкостью получения образцов с действующего оборудования. В работах [10, 11] мы рассматривали влияние эксплуатационных факторов на деградацию структуры технологических труб из теплостойких и жаропрочных сталей и сплавов. В данной работе анализируется влияние технологической среды и длительной эксплуатации нефтехимического оборудования из нелегированных и низколегированных сталей.

Методы исследования

Исследованию подвергались образцы металла на дефектных участках трубопровода установки для абсорбционной очистки углеводородного топливного газа от сероводорода. Очистку осуществляют путем взаимодействия сероводорода с раствором моноэтаноламина (МЭА). Извлекаемый сероводород служит ценным сырьем для производства серы.

Рабочая температура в трубопроводе — примерно 40 °C, давление — 1,0 МПа. Материал труб — сталь 20.

После 20–30 лет эксплуатации на различных участках трубопровода обнаруживались трещины, в том числе сквозные, вдоль сварного шва в зоне термического влияния.

Экспериментальная часть и расчеты

Исследование металла труб показало, что на внутренней их поверхности наблюдается неравномерная коррозия на глубину 140–170 мкм (рис. 1, а).

Микроструктура металла в поперечном сечении трубы — неоднородная со стороны наруж-

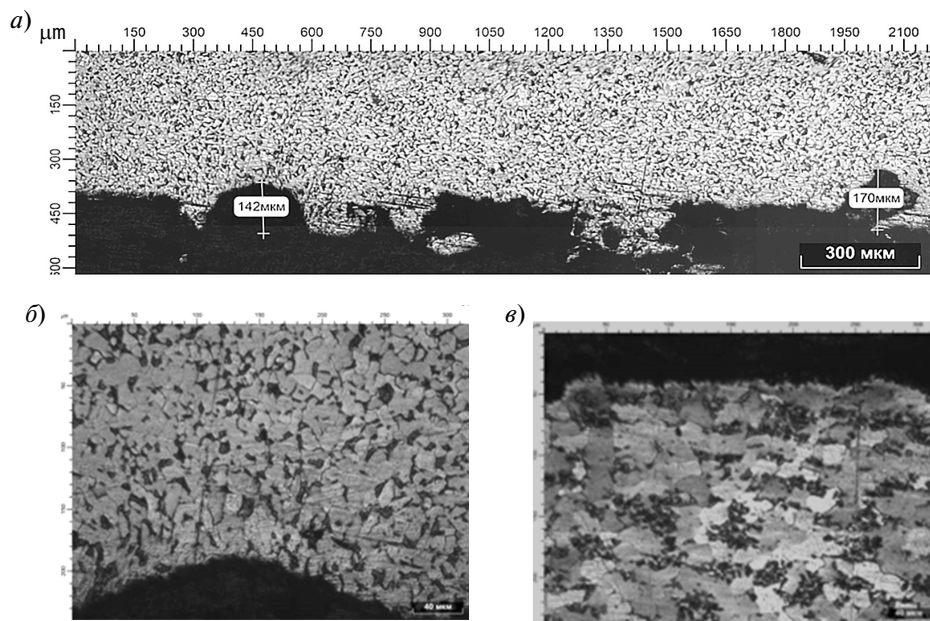


Рис. 1. Микроструктура сечения трубы: *а, б* — со стороны внутреннего края, соответственно $\times 50$, $\times 100$; *в* — со стороны наружного края ($\times 100$)

Fig. 1. Microstructure of the pipe cross-section: *a, б* — from the inner side ($\times 50$, $\times 100$ respectively); *в* — from the side of the outer side ($\times 100$)

ного края сечения, феррито-перлитная (рис. 1, *б*); со стороны внутреннего — наблюдается частичное растворение цементитной составляющей и отсутствие четких границ перлита (рис. 1, *в*).

Внутри сварного шва обнаружены крупные поры (размером до 3 мм) и мелкие поры вдоль линии сплавления. Трещина вблизи сварного шва имеет многочисленные ответвления, распространяющиеся по межкристаллитному механизму.

Измерение микротвердости в поперечном сечении трубы и в зоне сварного шва показало

значительное ее снижение со стороны внутреннего края на глубину соответственно до 1/2 и 2/3 толщины сечения, вызванное, очевидно, частичным обезуглероживанием (рис. 2).

Учитывая состав технологической среды, можно предположить, что обезуглероживание в данном случае является признаком водородной коррозии, протекающей в аномальных условиях низкой температуры и давления.

Аналогичное аномальное обезуглероживание внутренней поверхности труб из углеродистых,

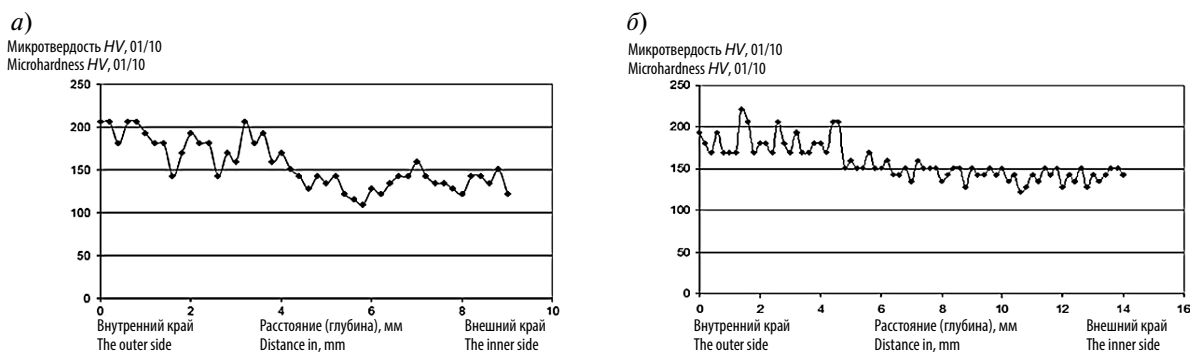


Рис. 2. Распределение твердости по сечению трубы в зоне основного металла (*а*) и в зоне сварного шва (*б*)

Fig. 2. Distribution of hardness along the cross-section of the pipe in the zone of the base metal (*a*) and in the weld zone (*б*)

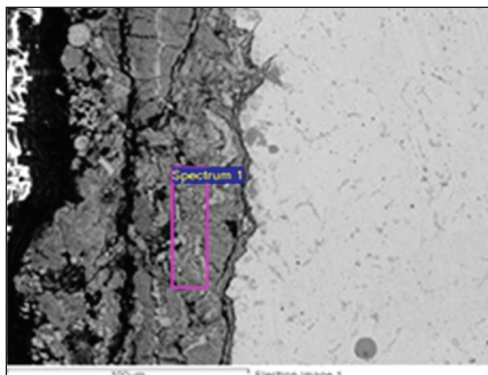


Рис. 3. Отложения на внутренней стороне сварного шва ($\times 1060$)

Fig. 3. Sediments at the inner side of the weld ($\times 1060$)

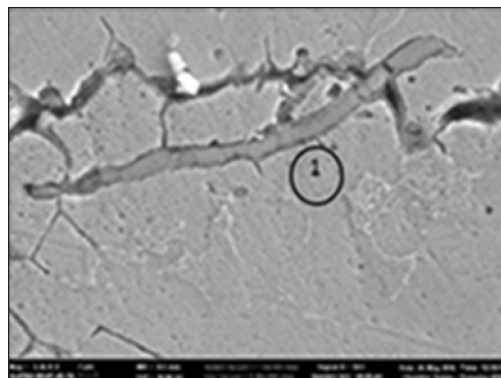


Рис. 4. Состав металла в зерне вблизи трещины ($\times 5360$)

Fig. 4. The composition of the metal in the grain near the crack ($\times 5360$)

низко- и среднелегированных сталей было обнаружено при производстве топлив из газового конденсата и при производстве аммиака [12, 13].

С помощью растровой электронной микроскопии с использованием рентгеновского микроанализатора химического состава исследованы отложения на внутренней поверхности сварного шва, изломе, в ответвленной трещине и приповерхностном слое металла трубы.

Микроанализ отложений с внутренней стороны сварного шва (рис. 3) выявил высокое содержание углерода, что является следствием воздействия углеводородного топлива, а также до 12,02 % серы и до 23,96 % кислорода.

Высокое содержание кислорода (31,97 %) и серы (11,37) % обнаружено и на поверхности

трещины. В глубине трещины, на расстоянии ~ 800 мкм от поверхности трубы, содержание кислорода и серы составило соответственно 26,3 и 2,5 %, снижаясь по мере удаления от поверхности соответственно до 13,1 и 1,1 %, что свидетельствует о постепенном развитии трещины с ее последующим окислением (табл. 1).

Элементный анализ металла на границе и в теле ферритного зерна вблизи трещины (рис. 4, табл. 2) показал, что повышенное содержание кислорода и серы наблюдается не только в трещинах, но и в глубине металла, что свидетельствует о диффузионных процессах внутри металлической матрицы.

Расчеты диффузии, в частности углерода, обычно не производятся при климатических температурах. Однако, учитывая огромные дли-

Таблица 1

Результаты элементного анализа участков трубы и сварного шва

Table 1

Results of element analysis of the different parts of the pipe and weld seam

Исследуемый участок	Содержание элемента, % вес.		
	С	О	S
Отложения на сварном шве	26,9	24,0	12,0
Основной металл	21,7	29,8	3,5
Излом	5–9	29–32	11–12
Ответвленная трещина:			
~ 800 мкм от поверхности	14,2	26,3	2,5
~ 1000 мкм от поверхности	3,5	13,1	1,1



Таблица 2

Состав металла в зерне вблизи трещины

Table 2

Composition of the metal in the grain near the crack

Элементный состав металла			
В теле зерна		На границе	
Элемент	Содержание, %	Элемент	Содержание, %
O	2,19	Si	0,37
Si	0,11	S	0,37
S	0,14	Mn	0,48
Fe	97,56	Fe	99,11

тельности процесса, была проведена попытка расчета по варианту, представленному в работе [14]. Рассчитанные по формулам [15, 16] коэффициенты диффузии углерода в феррите при температуре 40 °С (рабочая температура трубопровода) составляют соответственно $2,14 \cdot 10^{-15}$ и $1,6 \cdot 10^{-20}$ см²/с. Эффективный коэффициент диффузии углерода при той же температуре, рассчитанный по методике [12] исходя из фактической глубины обезуглероживания и срока эксплуатации трубы, составил $7 \cdot 10^{-18}$ см²/с, что указывает на неплохую сходимость этих данных.

Расчеты диффузии углерода к поверхности при обезуглероживании указывают на явную возможность существования при климатических температурах и длительных выдержках диффузионных потоков элементов внедрения. Это же касается и серы, которая в сероводороде приводит к сульфидированию железа. Причину же обезуглероживания при наличии оксидов в отложениях, скорее всего, нужно свя-

зывать не с водородной коррозией, как это высказано в работе [13], а с образованием оксидного слоя вследствие наличия конденсата и паров воды.

При высоких температурах также происходит обезуглероживание путем стока углерода к границе раздела металл/оксид. Что касается серы, входящей в состав поверхностного отложения, то она диффундирует вглубь металла по механизму внутреннего сульфидирования, растворяясь в твердом растворе. Углерод же в отложениях в виде графита не может быть источником диффузии в феррит. Науглероживание феррита невозможно (в противовес возможности обезуглероживания).

Вывод

Таким образом, можно констатировать, что при низкотемпературном, но длительном воздействии механизмы диффузионных процессов в металлах сохраняются, и это необходимо учитывать.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Крупнейшие магистральные нефтепроводы // <http://mavego.ru/krupneyshie-magistralnyie-nefteprovody/>
2. Счастливцев В.М., Табачников Т.И., Терещенко Н.А., Яковлева И.Л. Дegradaция структуры трубной стали при длительной эксплуатации в контакте сероводородсодержащей средой // Физика металлов и материаловедение. 2011. Т. 3. № 3 С. 290–303.
3. Палий Р.В., Прохоров Н.Н., Макаренко В.Д. Влияние водорода на механизм коррозионного разрушения промысловых трубопроводов // Химиче-

ское и нефтегазовое машиностроение. 2002. № 5. С. 47–50.

4. Макаренко В.Д., Халин А.Н. Исследование влияния водорода на коррозионное разрушение сварных трубопроводов // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2005. № 8. С. 43–44.

5. Завьялов В.В., Моисеева Л.С. Роль химического, гидродинамического и металлургического факторов в коррозионном разрушении нефтепромысловых трубопроводов Западной Сибири // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2004. № 1. С. 31–34.

6. Носоченко А.О., Багмет О.А., Мельник С.Г. // Водородное разрушение и сероводородное растрескивание непрерывнолитых трубных сталей // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2004. № 8. С. 48–50.

7. Муравьев В.И., Бахматов П.В., Фролов А.В., Евстигнеев А.А., Бутин А.В. Влияние структурных изменений металла труб на повреждения трубопроводных систем переработки нефтепродуктов // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2011. № 9. С. 43–47.

8. Чувильдеев В.Н. Влияние старения на эксплуатационные свойства сталей магистральных газопроводов // Труды научно-практического семинара «Проблемы старения сталей магистральных трубопроводов». Нижний Новгород. 2006. С.80–85.

9. Нечаев Ю.С. Новые подходы, результаты и методы для решения актуальных проблем старения, водородного охрупчивания и стресс-коррозионного поражения сталей (аналитический обзор) // Материаловедение. 2009. № 3. С. 50–63.

10. Добротворский А.М., Масликова Е.И., Андреева В.Д. Влияние эксплуатационных факторов на структуру материала змеевиков технологических трубчатых печей // Заводская лаборатория. Диагностика

материалов. 2015. Т. 81. № 9. С. 32–40.

11. Добротворский А.М., Полиханданов Е.Л., Масликова Е.И. Дegradaция структуры труб из теплоустойчивых сталей после длительной эксплуатации на нефтеперерабатывающих предприятиях // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2016. № 1(238). С. 136–144.

12. Кузюков А.Н., Борисенко В.А., Нихаенко Ю.Я. Водородная коррозия оборудования конденсаторных станций // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2004. № 8. С. 45–47.

13. Кузюков А.Н., Борисенко В.А., Нихаенко Ю.Я., Туголуков А.В. Химическая коррозия и разрушение «горячего» трубопровода колонны синтеза аммиака // ФХММ. 2000. Т. 36. № 3. С.90–92.

14. Полиханданов Е.Л., Кисленков В.В., Хайдоров А.Д. Термическая обработка металлов. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2014. 167 с.

15. Криштал М.А. Механизм диффузии в железных сплавах. М.: Металлургия, 1972. 400 с.

16. Физико-химические свойства элементов: Справочник / Под ред. Г.В. Самсонова. Киев: Наукова думка, 1965. 254 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ДОБРОТВОРСКИЙ Александр Мстиславович — доктор химических наук профессор Санкт-Петербургского государственного университета. 199034, Россия, Санкт-Петербург, Университетская наб. д. 7–9. E-mail: alexmdob@gmail.com

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

МАСЛИКОВА Елена Ивановна — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: lenamaslikova@inbox.ru

REFERENCES

1. Krupneyshiye magistralnyye nefteprovody // <http://mavego.ru/krupneyshie-magistralnyie-nefteprovody>. (rus.)

2. Schastlivtsev V.M., Tabachnikov T.I., Tereshchenko N.A., Yakovleva I.L. Degradatsiya struktury trubnoy stali pri dlitelnoy ekspluatatsii v kontakte serovodorod-soderzhashchey sredoy. *Fizika metallov i metallovedeniye*. 2011. T. 3. № 3. S. 290–303. (rus.)

3. Paliy R.V., Prokhorov N.N., Makarenko V.D. Vliyaniye vodoroda na mekhanizm korrozionnogo razrusheniya promyslovykh truboprovodov. *Khimicheskoye i neftegazovoye mashinostroyeniye*. 2002. № 5. S. 47–50. (rus.)

4. Makarenko V.D., Khalin A.N. Issledovaniye vliyaniya vodoroda na korrozionnoye razrusheniye svarnykh truboprovodov. *Khimicheskoye i neftegazovoye mashinostroyeniye*. 2005. № 8. S. 43–44. (rus.)

5. Zavyalov V.V., Moiseyeva L.S. Rol khimicheskogo, gidrodinamicheskogo i metallurgicheskogo faktorov v korrozionnom razrushenii neftepromyslovykh truboprovodov Zapadnoy Sibiri. *Khimicheskoye i neftegazovoye mashinostroyeniye*. 2004. № 1. S. 31–34. (rus.)

6. Nosochenko A.O., Bagmet O.A., Melnik S.G. Vodorodnoye razrusheniye i serovodorodnoye rastreskivaniye nepreryvnolitykh trubnykh staley. *Khimicheskoye i neftegazovoye mashinostroyeniye*. 2004. № 8. S. 48–50. (rus.)

7. Muravyev V.I., Bakhmatov P.V., Frolov A.V., Yevstigneyev A.A., Butin A.V. Vliyaniye strukturnykh izmeneniy metalla trub na povrezhdeniya truboprovodnykh sistem pererabotki nefteproduktov. *Khimicheskoye i neftegazovoye mashinostroyeniye*. 2011. № 9. S. 43–47. (rus.)

8. **Chuvildeyev V.N.** Vliyaniye stareniya na ekspluatatsionnyye svoystva staley magistralnykh gazoprovodov. *Trudy nauchno-prakticheskogo seminar «Problemy stareniya staley magistralnykh truboprovodov»*. N. Novgorod, 2006. S. 80–85. (rus.)
9. **Nechayev Yu.S.** Novyye podkhody, rezultaty i metody dlya resheniya aktualnykh problem stareniya, vodorodnogo okhrupchivaniya i stress-korroziionnogo porazheniya staley (analitiche-skiy obzor). *Materialovedeniye*. 2009. № 3. S. 50–63. (rus.)
10. **Dobrotvorskiy A.M., Maslikova Ye.I., Andreyeva V.D.** Vliyaniye ekspluatatsionnykh faktorov na strukturu materiala zmeyevikov tekhnologicheskikh trubchatykh pechey. *Zavodskaya laboratoriya. Diagnostika materialov*. № 9. 2015. T. 81. S. 32–40. (rus.)
11. **Dobrotvorskiy A.M., Gyulikhandanov Ye.L., Maslikova Ye.I.** Degradatsiya struktury trub iz teplos-toykikh staley posle dlitelnoy ekspluatatsii na neftepererabatyvayushchikh predpriyatiyakh. *Nauchno-tekhnicheskoye vedomosti Cankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta*. 2016. № 1(238). S. 136–144. (rus.)
12. **Kuzyukov A.N., Borisenko V.A., Nikhayenko Yu.Ya.** Vodorodnaya korroziya oborudovaniya kondensatornykh stantsiy. *Khimicheskoye i neftegazovoye mashinostroyeniye*. 2004. № 8. S. 45–47. (rus.)
13. **Kuzyukov A.N., Borisenko V.A., Nikhayenko Yu.Ya., Tugolukov A.V.** Khimicheskaya korroziya i razrusheniye «goryachego» truboprovoda kolonny sinteza ammiaka. *FKhMM*. 2000. T. 36. № 3. S. 90–92. (rus.)
14. **Gyulikhandanov Ye.L., Kislenkov V.V., Khaydorov A.D.** Termicheskaya obrabotka metallov. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2014. 167 s. (rus.)
15. **Krishtal M.A.** Mekhanizm diffuzii v zheleznykh splavakh. [Diffusion mechanism in iron alloys.]. M.: Metallurgiya, 1972. 400 s. (rus.)
16. Fiziko-khimicheskiye svoystva elementov. Spravochnik / Pod red. G.V. Samsonova [Physical-chemical properties of elements. Directory]. Kiyev: Naukova dumka, 1965. 254 s. (rus.)

AUTHORS

DOBROTVORSKY Aleksandr M. — *St. petersburg state university*. Universitetskaya emb., 7–9, St. Petersburg, Russia, 199034. E-mail: alexmdob@gmail.com

GYULIHANDANOV Evgeniy L. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: bogomolova_ev@spbstu.ru

MASLIKOVA Elena I. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: lenamaslikova@inbox.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 08.02.2017.

DOI: 10.18721/JEST.230215

УДК 621.771.23:669.1:669.017.3:621.787

А.А. Кононов, М.А. Матвеев

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

ИЗМЕНЕНИЕ ФАЗОВОГО СОСТАВА ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ АНИЗОТРОПНОЙ СТАЛИ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ

Методами физического моделирования установлена зависимость доли аустенита в структуре электротехнической анизотропной стали от температуры. Методами математического моделирования исследовано изменение распределения температуры по толщине полосы электротехнической анизотропной стали в процессе горячей прокатки. На основании полученных данных установлено изменение фазового состава стали в процессе горячей прокатки. Показано, что наличие градиента температуры по толщине полосы электротехнической анизотропной стали вызывает неоднородное распределение аустенита в структуре стали. Различное содержание фазовых составляющих по толщине полосы может приводить к различному протеканию процессов структурообразования на различной толщине полосы (динамическая и статическая рекристаллизация, фазовое превращение). В результате этого при горячей прокатке электротехнической анизотропной стали может происходить формирование неоднородной по сечению полосы структуры.

ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКАЯ АНИЗОТРОПНАЯ СТАЛЬ; ГОРЯЧАЯ ПРОКАТКА; МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; ФАЗОВЫЕ ПРЕВРАЩЕНИЯ.

Ссылка при цитировании:

А.А. Кононов, М.А. Матвеев. Изменение фазового состава электротехнической анизотропной стали при горячей прокатке // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 166–174. DOI: 10.18721/JEST.230215

A.A. Kononov, M.A. Matveev

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Petersburg, Russian Federation

PHASE COMPOSITION CHANGE OF THE GRAIN-ORIENTED SILICON STEEL DURING HOT ROLLING

The austenite fraction dependence on temperature in grain-oriented silicon steel was determined by physical simulation. The change in the temperature distribution along strip thickness of grain-oriented silicon steel during the hot rolling process was studied by the finite element method. Based on the data obtained, the phase composition variation in the strip was determined. It is shown that the temperature gradient across the strip thickness of grain-oriented silicon steel leads to inhomogeneous distribution of austenite in the steel structure. The different contents of phase components across the strip thickness can lead to different processes of structure formation for different strip thicknesses (dynamic and static recrystallization, phase transformation). As a result, a structure that is heterogeneous across the strip thickness can form during hot rolling of grain-oriented silicon steel.

GRAIN-ORIENTED SILICON STEEL; HOT ROLLING; MATHEMATICAL MODELLING; PHASE TRANSFORMATIONS.

Citation:

A.A. Kononov, M.A. Matveev, Phase composition change of the grain-oriented silicon steel during hot rolling, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 166–174, DOI: 10.18721/JEST.230215

Введение

Электротехническая анизотропная сталь (ЭАС) — магнитомягкий материал, используемый для изготовления сердечников трансформаторов. ЭАС характеризуется высокой магнитной индукцией и низкими потерями на перемагничивание. Высокие магнитные свойства этой стали обусловлены кристаллографической текстурой Госсса $\{110\}<001>$ («ребровая» текстура), при которой направление легкого намагничивания совпадает с направлением прокатки.

Согласно современным представлениям формирование полномасштабной текстуры $\{110\}<001>$ в готовом листе ЭАС начинается на этапе горячей прокатки и происходит по механизму текстурной наследственности [1–4]. Непосредственное формирование текстуры $\{110\}<001>$ в листе ЭАС реализуется на этапе заключительного высокотемпературного отжига при производстве стали в процессе вторичной рекристаллизации за счет избирательного роста зерен с «ребровой» ориентировкой.

Во время горячей прокатки в поверхностных слоях полосы образуются зерна с госссовской ориентировкой [3, 5–8], которая частично сохраняется и при холодной прокатке. При высокотемпературном отжиге вторичная рекристаллизация начинается в поверхностном слое листа [9], и чем острее ориентировка $\{110\}<001>$ в горячекатаной полосе, тем совершеннее текстура развивается при высокотемпературном отжиге [10–12]. Удаление поверхностных слоев горячекатаной полосы, содержащих повышенную плотность ориентировки $\{110\}<001>$, приводит к неполному развитию вторичной рекристаллизации во время высокотемпературного отжига [13, 14]. Кроме того, во время горячей прокатки в металле происходит выделение частиц ингибиторной фазы (AlN , Cu_2S , MnS), сдерживающих нормальный рост зерен во время высокотемпературного отжига.

ЭАС содержит ~ 3 % масс. кремния и менее 0,004 % масс. углерода. Такой химический состав приводит к сужению температурной области существования аустенита в металле, в результате чего горячая прокатка этих сталей ведется в условиях двухфазного состава — $\alpha+\gamma$ [15]. Фазовый состав является важным параметром горячей прокатки ЭАС, влияющим на формирование структуры и текстуры, а также

на выделение частиц ингибиторной фазы. Управлять долей аустенита в структуре стали можно за счет содержания углерода, а также выбором температуры прокатки.

Целью работы было количественное исследование температурной зависимости фазового состава ЭАС и оценка изменения доли аустенита в полосе при горячей прокатке.

Материал и методика эксперимента

В работе исследовали электротехническую анизотропную сталь нитридно-медного варианта производства со следующим химическим составом (% масс): 0,035 C; 3,2 Si; 0,31 Mn; 0,015 Al; 0,52 Cu; 0,01 N. Исходная структура исследуемой стали представлена на рис. 1. Структура металла состоит из равноосных зерен со средним размером зерна ~ 200 мкм.

Фазовый состав стали определяли экспериментальным путем на установке Gleeble 3800. Исследования проводили на цилиндрических образцах диаметром 6 мм и длиной 85 мм. Образцы нагревали до температуры испытания 700–1250 °C со скоростью 5 °C/с, далее образцы выдерживали при температуре испытания 300 с, после чего охлаждали водой с максимально возможной скоростью для фиксации высокотемпературной структуры. На рис. 2 показана типичная кривая изменения температуры образца стали в процессе испытания.

На кривой охлаждения (см. рис. 2) можно выделить три участка. Вследствие инертности системы включение подачи воды на образец и выключение подогрева образца происходят

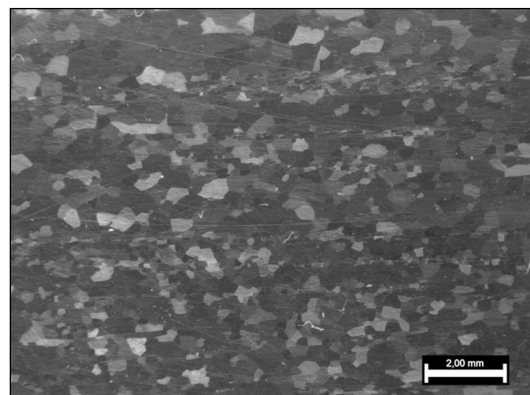


Рис. 1. Исходная структура исследуемой стали

Fig 1. Initial structure of the investigated steel

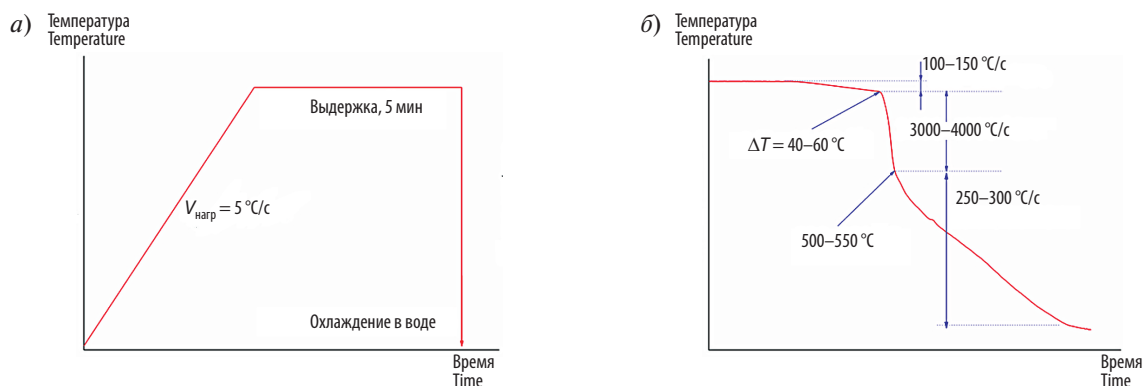


Рис. 2. Схематическое изображение кривой изменения температуры образцов ЭАС при испытаниях на установке Gleeble 3800

Fig 2. Schematic representation of the temperature change curve for test GOES at the Gleeble 3800

с некоторой конечной скоростью, и максимальная скорость охлаждения достигается не сразу. Поэтому на первом участке кривой скорость охлаждения ниже максимальной. Температура образца при этом успевает понизиться на ~ 50 °C. На втором участке кривой достигается максимальная скорость охлаждения, температура образца снижается до 300–500 °C. На третьем участке подача воды прекращается и охлаждение осуществляется за счет теплоотвода в захваты, поэтому скорость охлаждения уменьшается. Таким образом, ускоренное охлаждение образцов заканчивается ниже температуры конца фазового превращения $\gamma \rightarrow \alpha$, что позволяет зафиксировать высокотемпературное двухфазное ($\alpha + \gamma$)

состояние металла. На испытанных образцах исследовали микроструктуру и по площади, занимаемой продуктами распада аустенита, определяли объемную долю аустенита в структуре стали при температуре испытания, считая, что доля продуктов распада аустенита при комнатной температуре соответствует доле аустенита при температуре испытания.

Расчет температурных полей полосы ЭАС при горячей прокатке проводили в программе Deform-2D. Задачу решали в симметричной постановке (рис. 3) для рассматриваемого сечения. В качестве температурных граничных условий задавали отрицательный тепловой поток по поверхности слэба, который учитывал суммарные температурные потери полосы за счет излучения, конвекции, действия установок гидросбива окалины.

Решение задачи в пакете Deform-2D осуществляли с помощью анализа Лагранжа (Lagrangian incremental), который применяется для большинства процессов обработки металлов давлением (ОМД):ковки, прокатки, волочения, штамповки, а также для процессов термической обработки.

Теплофизические характеристики стали задавали как функции от температуры, приведенные в работе [16], (рис. 4). Из-за трудности определения коэффициента теплоотдачи на контакте «сляб — валок» при решении задачи этот параметр являлся подгоночным коэффициентом. Показатель трения на контакте «сляб — валок» при расчетах приняли постоянным и равным 0,8. Используемая модель трения — модель трения по Зибею. Калибровку температурной

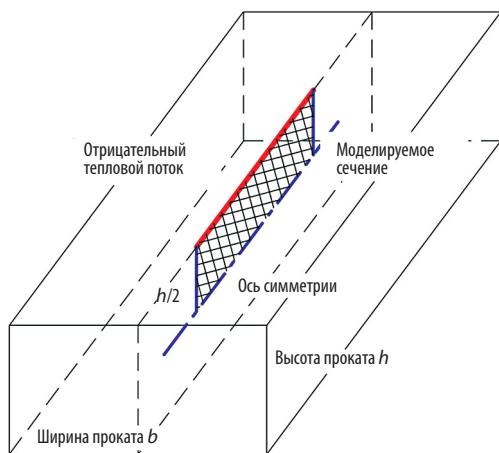


Рис. 3. Граничные условия в программе Deform-2D

Fig. 3. The boundary conditions in program Deform-2D

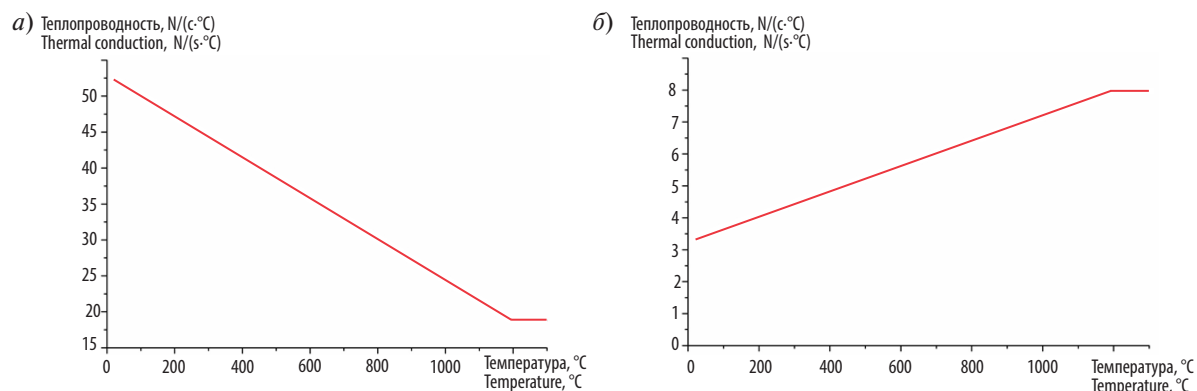


Рис. 4. Теплофизические характеристики исследованной стали:

a — теплопроводность; *б* — теплоемкость

Fig. 4. Thermophysical properties of investigated steel: *a* — thermal conduction; *б* — thermal capacity

задачи в пакете Deform-2D проводили по экспериментальным данным. Поскольку задачей моделирования было определение изменения температуры по толщине проката, то в расчетах не учитывали распределение температуры по ширине и длине сляба. Также в расчетах не учитывали тепловые потери за счет контакта раската с роликми рольганга.

Результаты и их обсуждение

На рис. 5 представлена структура стали после ускоренного охлаждения водой из двухфазной ($\alpha+\gamma$) области.

На месте аустенита после охлаждения сформировался мартенсит (рис. 5, б), что подтверж-

дается результатами измерения микротвердости структурных составляющих ($200\text{--}230\text{ }HV_{0.2}$ для ферритной матрицы и $350\text{--}370\text{ }HV_{0.2}$ и продукты распада). На панорамных снимках структуры стали после испытания (рис. 5, а) измеряли площадь продуктов распада. В результате получили объемную долю аустенита в структуре стали при температурах двухфазного состояния. Результаты исследования представлены на рис. 6.

Температурная область существования аустенита находится в интервале $\sim 750\text{--}1300\text{ }^\circ C$. Максимальная доля аустенита в структуре стали составляет $\sim 18\%$ объемн. и наблюдается при температуре $1100\text{--}1150\text{ }^\circ C$. Таким образом, горячая прокатка ЭАС начинается при невысоком

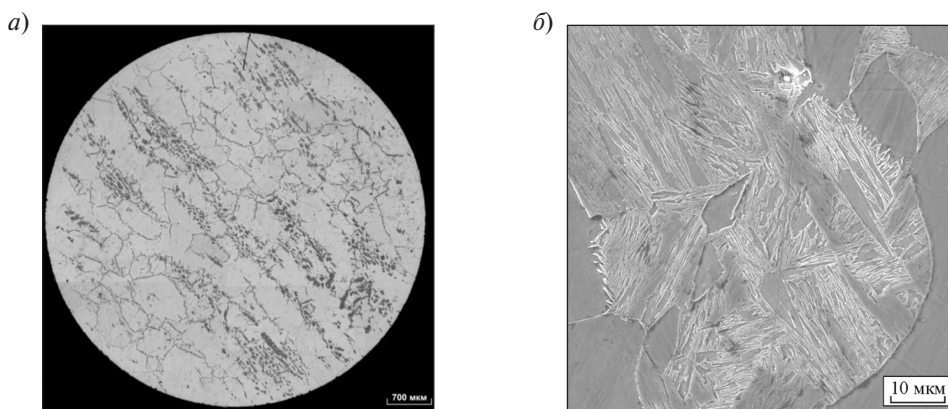


Рис. 5. Структура ЭАС после ускоренного охлаждения из двухфазной ($\alpha+\gamma$) области: *a* — панорамный снимок в поперечном сечении;

б — продукты распада аустенита

Fig. 5. Structure of GOES after quenching from $\alpha+\gamma$ area:

a — panorama in cross-section; *б* — martensitic

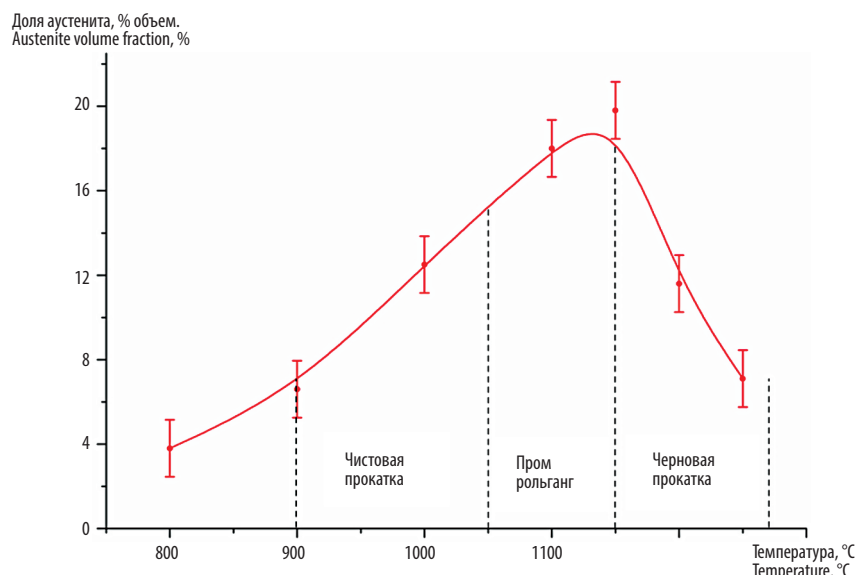


Рис. 6. Температурная зависимость объемной доли аустенита в исследуемых сталях

Fig. 6. Temperature dependence of the austenite volume fraction in the investigated steels

содержании аустенита в структуре стали (температура выдачи сляба из печи — 1200–1250 °C). В процессе черновой прокатки доля аустенита повышается и на промежуточном рольганге достигает максимальных значений; в процессе чистовой прокатки доля аустенита в металле снижается, достигая ~ 5 % объемн. на выходе из последней клетки.

Из-за неравномерности температуры по толщине раската фазовый состав стали также может

быть неравномерен по толщине. Для исследования этого явления провели расчет температуры полосы стали при горячей прокатке. Расчет горячей прокатки провели по режимам, представленным в табл. 1, 2.

Результаты расчетов распределения температуры по толщине полосы, прокатанной по указанным режимам, представлены на рис. 7. Во время черновой прокатки можно выделить две температурные зоны по толщине полосы:

Таблица 1

Режим расчетной черновой прокатки ЭАС

Table 1

Schedule of calculated rough rolling GOES

Номер клетки	Относительное обжатие, %	Толщина после клетки, мм	Абсолютное обжатие, мм	Скорость прокатки, м/с	Время пребывания раската между клетями, с
—	—	250	—	1,0	—
1	8,0	230	20	1,0	17,1
2	17,4	190	40	1,5	19,8
3	47,4	100	90	2,0	20,6
4	30,0	70	30	2,5	26,5
5	31,4	48	22	3,2	73,5

Таблица 2

Режим расчетной чистовой прокатки ЭАС

Table 2

Schedule of calculated final rolling GOES

Номер клетки	Относительное обжатие, %	Толщина после клетки, мм	Абсолютное обжатие, мм	Скорость прокатки, м/с	Время пребывания раската между клетями, с
6	35,4	31,0	17,0	1,0	6,2
7	41,0	18,3	12,7	1,7	3,6
8	40,0	11,0	7,8	2,8	2,2
9	38,0	6,8	4,2	4,4	1,4
10	34,0	4,5	2,3	6,7	0,9
11	29,0	3,2	1,3	9,5	0,6
12	22,0	2,5	0,7	12,7	0,5

захоложенные поверхностные слои толщиной ~30 мм и центральные слои, имеющие температуру начала прокатки (1270 °С). Температура поверхности полосы в процессе прокатки понижается до 1130 °С. Толщина захоложенного слоя металла практически не изменяется в процессе черновой прокатки, несмотря на то, что толщина сляба уменьшается более чем в 5 раз (с 250 до 40 мм). Таким образом, доля захоложенного металла увеличивается с 0,1 до 0,25 от толщины полосы.

Во время прохождения полосой промежуточного роллганга из-за наличия экранирую-

щей установки разница между температурой поверхности и центра не изменяется, т. е. полоса остывает равномерно. При чистовой прокатке толщина полосы изменяется от 48 до 2,5 мм. Чистовая прокатка начинается при температуре поверхности раската 1010–1020 °С, а из последней клетки чистовой группы полоса выходит с температурой поверхности 910–920 °С. С уменьшением толщины полосы градиент температуры по толщине полосы уменьшается: перед входом в шестую клетку он составляет ~170 °С, после выхода из двенадцатой клетки — ~20 °С.

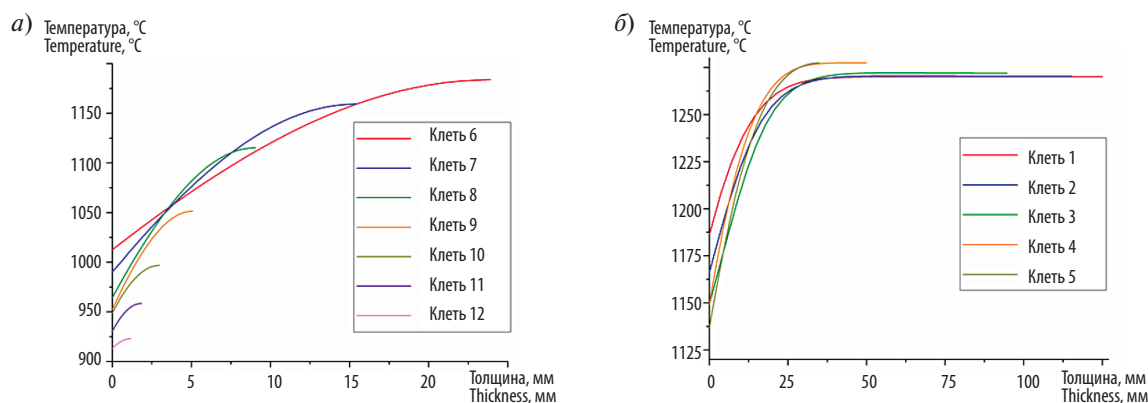


Рис. 7. Изменение температуры по толщине полосы стали при горячей прокатке: а — черновая, б — чистовая

Fig. 7. The temperature changing across the strip thickness of the steel strip during hot rolling: а — roughing, б — finishing

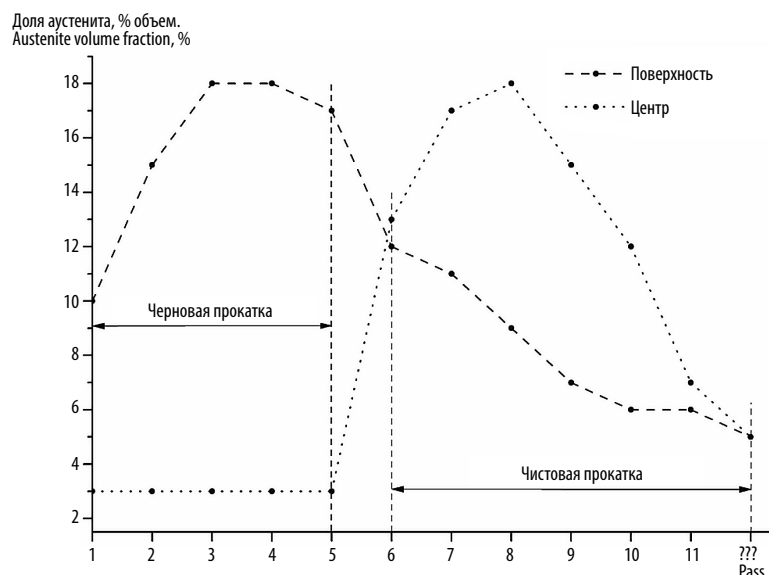


Рис. 8. Равновесная доля аустенита в структуре полосы ЭАС в процессе горячей прокатки

Fig. 8. The equilibrium austenite fraction in the GOES structure during hot rolling

Таким образом, максимальный перепад температур от центра к поверхности при горячей прокатке может достигать 200°C , и неоднородность фазового состава по толщине листа может быть значительной. Сопоставляя результаты расчета температуры полосы ЭАС при горячей прокатке (см. рис. 6) и температурную зависимость доли аустенита (см. рис. 7), получили данные о фазовом составе стали в процессе горячей прокатки. На рис. 8 представлена зависимость равновесного содержания аустенита в поверхностных и центральных слоях полосы ЭАС в процессе горячей прокатки.

В нагретых под прокатку слябах распределение аустенита равномерно по толщине: его доля составляет $\sim 3\%$ объемн. В процессе чистовой прокатки температура поверхностных слоев снижается; и содержание в них аустенита увеличивается, достигая практически максимальных значений в 3–5-й клетях. В то же время температура центральных слоев полосы остается неизменной, в результате чего доля аустенита в этих слоях также остается постоянной ($\sim 3\%$ объемн.).

На промежуточном роллганге между пятой и шестой клетями полоса остывает по всей толщине и количество аустенита в центральных слоях увеличивается, а в поверхностных —

уменьшается. В результате этого перед входом в первую клеть чистовой группы (шестая клеть стана) распределение аустенита по полосе почти равномерное, а его доля составляет $10\text{--}13\%$ объемн.

При чистовой прокатке температура металла продолжает снижаться. Соответственно уменьшается содержание аустенита в поверхностных слоях полосы стали; к концу прокатки оно составляет $3\text{--}5\%$ объемн. При этом в центральных слоях полосы количество аустенита сначала увеличивается до $16\text{--}18\%$ объемн. — перед входом в клеть № 8, а далее падает до $3\text{--}5\%$ объемн. — после выхода из 12 клетки.

Таким образом, на протяжении всего процесса горячей прокатки фазовый состав полосы ЭАС неравномерен по толщине. Это оказывает значительное влияние на процессы структурообразования в горячекатаной ЭАС. Как следствие, процессы структурообразования могут протекать неравномерно по толщине полосы, поскольку участки аустенита являются местами образования зародышей рекристаллизации. Кроме того, в результате фазовой перекристаллизации в структуре полосы образуются новые зерна феррита, размер которых также зависит от количества и характера распределения аустенита. С другой стороны, аустенит, образуя строчеч-



ную структуру, может препятствовать деформации зерен феррита. Следовательно, одной из основных причин образования неоднородной структуры по толщине горячекатаной полосы ЭАС является неоднородность ее фазового состава (соотношение аустенита и феррита) в процессе горячей прокатки, связанная с неравномерностью температурного поля по сечению.

Заключение

Математическое моделирование температурного поля по сечению полосы ЭАС в про-

цессе горячей прокатки позволило выявить, что распределение аустенита в структуре стали по толщине полосы неравномерно. Это обуславливает формирование по сечению полосы неоднородной структуры стали с различным соотношением феррита и аустенита, что оказывает существенное влияние на процессы динамической рекристаллизации и приводит к образованию неоднородной структуры готового проката.

Исследование выполнено при финансовой поддержке Гранта Президента РФ № МК-1587.2017.8.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Урицкий А.Г., Редикульцев А.А., Смирнов С.В., Лобанов М.Л., Русаков Г.М. Формирование структуры и текстуры по ширине полосы ферритной стали при горячей прокатке // Известия высших учебных заведений черная металлургия. 2014. Т. 57. № 10. С. 42–45.
2. Лобанов М.Л., Редикульцев А.А., Русаков Г.М., Данилов С.В. Влияние углерода на формирование текстуры в электротехнической стали Fe 3 %Si при горячей прокатке // Металловедение и термическая обработка. 2014. № 12. 12–15.
3. Suzuki S., Ushigami Y., Homma H., Takebayashi S., Kubota T. Influence of Metallurgical Factors on Secondary Recrystallization of Silicon Steel // Materials Transactions. 2001. Vol. 42, № 6. P. 994–1006.
4. Pease, N. C., Jones, D. W., Wise, M. H. L., Hutchinson, W. B. SEM study of origin of Goss texture in Fe-3.25 Si // Metal Science. 1981. Vol. 15. № 5. P. 203–209.
5. Yang P., Shao Y.Y., Mao W.M., Jiang Q.W., Jin W.X. Orientation Evolutions During Hot Rolling of Electrical Steel Containing Initial Columnar Grains // Materials Science Forum. 2012. Vol. 702–703. P. 754–757.
6. Гольдштейн В.Я., Пашенко С.В., Гражданкин С.Н. Структурообразование при горячей прокатке сплава Fe 3 % Si // ФММ. 1980. Т. 50. № 6. С. 1213–1217.
7. Lobanov M.L., Redikul'tsev A.A., Rusakov G.M., Danilov S.V. Interrelation between the orientations of deformation and recrystallization in hot rolling of anisotropic electrical steel // Metal Science and Heat Treatment. 2015. Vol. 57. № 7–8. P. 492–497.
8. Hong-Yu Song, Hai-Tao Liu, Hui-Hu Lu, Hao-Ze Li, Wen-Qiang Liu, Xiao-Ming Zhang, Guo-Dong Wang. Effect of hot rolling reduction on microstructure, texture and ductility of strip-cast grain-oriented silicon steel with different solidification structures // Materials Science & Engineering A. 2014. № 605. P. 260–269.
9. Shimizu Y., Ito Y., Iida Y. Formation of the Goss orientation near the surface of 3 pct silicon steel during hot rolling // Metallurgical Transactions A. 1986. Vol. 17a. № 8. P. 1323–1334.
10. Лобанов М.Л., Редикульцев А.А., Русаков Г.М., Данилов С.В. Взаимосвязь ориентировок деформации и рекристаллизации при горячей прокатке электротехнической анизотропной стали // МиТОМ. 2015. № 8. С. 44–49.
11. Hai-Tao Liu, Hua-Long Li, Juergen Schneider, Yi Liu, Guo-Dong Wang. Effects of Coiling Temperature after Hot Rolling on Microstructure, Texture, and Magnetic Properties of Non-Oriented Electrical Steel in Strip Casting Processing Route // Steel research int. 2016. № 9999. P. 1–8.
12. Shao Yuan-yuan, Yang Ping, Fu Yong-jun, Mao Wei-min. Texture Evolution of Columnar Grains in Electrical Steel During Hot Rolling // Journal of Iron and Steel Research, International. 2013. № 20. P. 99–106.
13. Dorner D., Zaefferer S., Raabe D. Retention of the Goss orientation between microbands during cold rolling of an Fe3 %Si single crystal // Acta Materialia. 2007. Vol. 55. P. 2519–2530.
14. Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю. Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов. СПб: Наука, 2006. 363 с.
15. Akta S., Richardson J., Sellars C.M. Hot Deformation and Recrystallization of 3 % Silicon Steel Part I: Microstructure, Flow Stress and Recrystallization Characteristics // ISIJ International. 2005. Vol. 45. P. 1666–1675.
16. Вол А.Е. Строение и свойства двойных металлических систем. Т. II. Москва: Государственное издательство физико-математической литературы, 1962. 982 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

КОНОНОВ Александр Александрович — инженер Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: kononov.alexandr@yahoo.com

МАТВЕЕВ Михаил Александрович — кандидат технических наук старший научный сотрудник Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: matveev_ma@inbox.ru

REFERENCES

1. Uritskiy A.G., Redikultsev A.A., Smirnov S.V., Lobanov M.L., Rusakov G.M. Formirovaniye struktury i tekstury po shirine polosy ferritnoy stali pri goryachey prokatke. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy Chernaya metallurgiya*. 2014. № 10. T. 57. S. 42–45. (rus.)
2. Lobanov M.L., Redikultsev A.A., Rusakov G.M., Danilov S.V. Vliyaniye ugleroda na formirovaniye tekstury v elektrotekhnicheskoy stali Fe 3 %Si pri goryachey prokatke. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka*. 2014. № 12. S. 12–15. (rus.)
3. Suzuki S., Ushigami Y., Homma H., Takebayashi S., Kubota T. Influence of Metallurgical Factors on Secondary Recrystallization of Silicon Steel. *Materials Transactions*. 2001. Vol. 42. № 6. P. 994–1006.
4. Pease N.C., Jones D.W., Wise M.H.L., Hutchinson W.B. SEM study of origin of Goss texture in Fe-3.25 Si. *Metal Science*. 1981. Vol. 15. № 5. P. 203–209.
5. Yang P., Shao Y.Y., Mao W.M., Jiang Q.W., Jin W.X. Orientation Evolutions During Hot Rolling of Electrical Steel Containing Initial Columnar Grains. *Materials Science Forum*. 2012. Vol. 702–703. P. 754–757.
6. Goldshteyn V.Ya., Pashchenko S.V., Grazhdan-kin S.N. Strukturoobrazovaniye pri goryachey prokatke splava Fe 3 % Si. *FMM*. 1980. T. 50. № 6. S. 1213–1217. (rus.)
7. Lobanov M.L., Redikul'tsev A.A., Rusakov G.M., Danilov S.V. Interrelation between the orientations of deformation and recrystallization in hot rolling of anisotropic electrical steel. *Metal Science and Heat Treatment*. 2015. Vol. 57. № 7–8. P. 492–497.
8. Hong-Yu Song, Hai-Tao Liu, Hui-Hu Lu, Hao-Ze Li, Wen-Qiang Liu, Xiao-Ming Zhang, Guo-Dong Wang. Effect of hot rolling reduction on microstructure, texture and ductility of strip-cast grain-oriented silicon steel with different solidification structures. *Materials Science & Engineering A*. 2014. № 605. P. 260–269.
9. Shimizu Y., Ito Y., Iida Y. Formation of the Goss orientation near the surface of 3 pct silicon steel during hot rolling. *Metallurgical Transactions A*. 1986. V. 17a. № 8. P. 1323–1334.
10. Lobanov M.L., Redikultsev A.A., Rusakov G.M., Danilov S.V. Vzaimosvyaz oriyentirovok deformatsii i rekristallizatsii pri goryachey prokatke elektrotekhnicheskoy anizotropnoy stali. *MiTOM*. 2015. № 8. S. 44–49. (rus.)
11. Hai-Tao Liu, Hua-Long Li, Juergen Schneider, Yi Liu, Guo-Dong Wang. Effects of Coiling Temperature after Hot Rolling on Microstructure, Texture, and Magnetic Properties of Non-Oriented Electrical Steel in Strip Casting Processing Route. *Steel research int*. 2016. № 9999. P. 1–8.
12. Shao Yuan-yuan, Yang Ping, Fu Yong-jun, Mao Wei-min. Texture Evolution of Columnar Grains in Electrical Steel During Hot Rolling. *Journal of Iron and Steel Research. International*. 2013. № 20. P. 99–106.
13. Dorner D., Zaefferer S., Raabe D. Retention of the Goss orientation between microbands during cold rolling of an Fe3 %Si single crystal. *Acta Materialia*. 2007. Vol. 55. P. 2519–2530.
14. Kolbasnikov N.G., Kondratyev S.Yu. Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov. SPb: Nauka, 2006. 363 s. (rus.)
15. Akta S., Richardson J., Sellars C.M. Hot Deformation and Recrystallization of 3 % Silicon Steel Part 1: Microstructure, Flow Stress and Recrystallization Characteristics. *ISIJ International*. 2005. Vol. 45. P. 1666–1675.
16. Vol A.Ye. Stroyeniye i svoystva dvoynykh metallicheskikh sistem, T. II. Moskva: Gosudarstvennoye izdatel'stvo fiziko-matematicheskoy literatury, 1962. 982 s. (rus.)

AUTHORS

KONONOV Aleksandr A. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: kononov.alexandr@yahoo.com

MATVEEV Mikhail A. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: matveev_ma@inbox.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 06.05.2017.



DOI: 10.18721/JEST.230216

УДК 678.073

И.А. Кобыхно, О.В. Толочко, О.Г. Климова-Корсмик

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

РАЗРАБОТКА МЕТАЛЛОПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ АЛЮМИНИЯ, БАЗАЛЬТОВОЙ ТКАНИ И ТЕРМОПЛАСТИЧНЫХ ПОЛИМЕРНЫХ МАТРИЦ

Разработаны слоистые металлополимерные композиционные материалы на основе базальтовой ткани и термопластичных полимерных связующих с использованием различных сплавов алюминия. Изучены механические свойства полученных образцов. Выявлено влияние различных компонентов системы на модуль упругости композиционного материала на различных участках диаграммы растяжения. Показано, что предел прочности и модуль упругости на начальном участке подчиняется правилу аддитивности. Изучены различные методы обработки поверхности алюминия для улучшения адгезионной прочности на границе алюминий-полимер.

ВОЛОКНИСТЫЕ КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ; БАЗАЛЬТОВЫЕ ВОЛОКНА; ТЕРМОПЛАСТИЧНЫЕ ПОЛИМЕРЫ; АЛЮМИНИЙ; АДГЕЗИЯ; СЛОИСТЫЕ МЕТАЛЛОПОЛИМЕРНЫЕ КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ.

Ссылка при цитировании:

И.А. Кобыхно, О.В. Толочко, О.Г. Климова-Корсмик. Разработка металлополимерных композиционных материалов на основе алюминия, базальтовой ткани и термопластичных полимерных матриц // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 175–183. DOI: 10.18721/JEST.230216

I.A. Kobychno, O.V. Tolochko, O.G. Klimova-Korsmik

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

DEVELOPMENT OF POLYMER METAL COMPOSITES BASED ON ALUMINUM, BASALT FABRIC AND THERMOPLASTIC POLYMER MATRICES

In present study, we developed laminate polymer metal composite materials based on basalt fabric and on thermoplastic polymer matrices using different aluminum alloys. The mechanical properties of the obtained samples were studied. The influence of different components on the elastic modulus of composite materials in various segments of the tension diagram has been established. Tensile strength and elastic modulus in the initial segment obey the additivity rule. Aluminum surface treatment methods were studied for improving the adhesion strength at the aluminum-polymer interface.

FIBRE REINFORCED COMPOSITES; BASALT FIBER; THERMOPLASTIC POLYMER; ALUMINUM; ADHESION; FIBER-METAL LAMINATE.

Citation:

I.A. Kobychno, O.V. Tolochko, O.G. Klimova-Korsmik, Development of polymer metal composites based on aluminum, basalt fabric and thermoplastic polymer matrices, cSt. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 175–183, DOI: 10.18721/JEST.230216

Введение

В течение последних десятилетий композиционные материалы являются предметом постоянного интереса исследователей во всем мире. Разработки в этой области позволили добиться значительного снижения веса конструкций при сохранении их высоких механических характеристик, а также обеспечить высокие усталостные свойства и коррозионную стойкость. Все эти преимущества способствовали расширению применения композиционных материалов в авиакосмической отрасли [1–3].

В конце 1970-х в Техническом университете Дельфта (Нидерланды) было показано, что при использовании вместо объемных монолитных материалов ламинатов, состоящих из тонких слоев разнородных материалов (Fiber Metal Laminate — FML), удастся добиться существенного снижения скорости роста трещины. При зарождении трещины в одном из слоев на границе раздела фаз происходит замедление ее роста и этот эффект продолжается до возникновения трещины в соседнем слое [4]. На основании этих исследований в 1978 году был разработан первый слоистый металлополимерный композиционный материал системы под названием ARALL (арамидно-армированный алюминиевый ламинат) — на основе арамидных волокон, пропитанных эпоксидной смолой, и алюминиевого сплава 2024-T3 толщиной 0,3 мм [3].

В последующие годы были разработаны три основных типа FML композиционных материалов: ARALL поколения 1–4 (на основе арамидных волокон), CARAL (на основе углеродных волокон) и GLARE поколения 1–6 (на основе стеклянных волокон), которые изготавливались на базе различных алюминиевых сплавов. Одной из особенностей этих материалов является то, что все они изготавливаются с применением эпоксидных связующих, которые обладают низкой вязкостью разрушения, что особенно критично для композиционных материалов системы FML [5].

Суперконструкционные термопластичные полимерные материалы (полисульфон, полифениленсульфид и полиэфирэфиркетон) представляют большой интерес для применения в авиакосмической промышленности из-за сочетания таких свойств, как высокая вязкость разруше-

ния, высокая механическая прочность, устойчивость к воздействию влаги и способность повторно перерабатываться. Все эти преимущества позволяют им постепенно вытеснять с рынка термореактивные связующие (в том числе эпоксидные смолы), которые используются в качестве матрицы для волокнистых композиционных материалов [6].

В последние годы показана возможность использования базальтовых волокон в качестве наполнителя при изготовлении полимерных волокнистых композиционных материалов. Базальтовые волокна обладают механическими характеристиками, которые сопоставимы с характеристиками стеклянных волокон (E-Glass). При этом базальтовые волокна более термостойки, что позволяет использовать их в качестве замены для стеклянных волокон при разработке композиционных материалов на основе суперконструкционных термопластичных полимеров (температура переработки которых выше 300 °C) [7, 8]. Но, несмотря на растущий интерес к базальтовым волокнам, объем работ, связанных с созданием FML композитов на их основе, остается очень ограниченным [9, 10].

Целями представляемой работы были разработка и изучение механических свойств новых композиционных материалов системы Fiber Metal Laminate на основе базальтовых волокон и полисульфона.

Материалы и методики

Для изготовления композиционных материалов (КМ) использовались препреги на основе базальтовой ткани марки ТБК-100 и полисульфона марки ПСФ-150, полисульфоновая пленка толщиной 200 мкм и листы алюминия сплавов АД0 (толщиной 0,1; 0,2 и 0,5 мм) и АМг6 (толщиной 0,5 мм). В табл. 1 приведены составы используемых сплавов алюминия.

Образцы композиционных материалов были изготовлены методом горячего прессования при температуре 325 °C и давлении 30 МПа. Принципиальная схема укладки КМ приведена на рис. 1. Для изготовления образцов с различным объемным содержанием алюминия при использовании сплава АД0 применялись листы различной толщины, а при использовании сплава АМг6 между листами алюминия укладывалось различное количество листов препрега.



Таблица 1

Химический состав используемых сплавов алюминия

Table 1

Chemical composition of used aluminum alloys

Сплав	Содержание, масс. %, элементов в сплаве								
	Al	Mg	Fe	Si	Mn	Ti	Cu	Be	Zn
АД0	99,5	до 0,03	до 0,3	до 0,3	до 0,025	до 0,1	до 0,02	—	до 0,07
АМг6	91,1–93,68	5,8–6,8	до 0,4	до 0,4	0,5–0,8	0,02–0,1	до 0,1	0,0002–0,005	До 0,2

Для изучения влияния обработки поверхности алюминия на адгезионную прочность с полисульфоном листы алюминия марки АМг6 обрабатывались по различным режимам (табл. 2). Перед каждой обработкой образцы подвергались травлению в растворе NaOH с концентрацией 100 г/л [11–12].

Исследование адгезионной прочности проводилось по стандарту ASTM D 1002 [5].

Полученные образцы исследовались методом сканирующей электронной микроскопии (СЭМ) на микроскопе Phenome ProX, а их механические свойства — на универсальной машине Zwick Roell Z050 методом испытания на растяжение при скорости деформации 10 мм/мин. Модуль упругости определялся по тангенсу угла наклона кривой «напряжение — деформация» на начальном и среднем участках кривой.

Результаты и обсуждение

Композиционные материалы на основе алюминиевого сплава АД0. За счет использования алюминия различной толщины были получены образцы с различным объемным содержанием алюминия в КМ. В табл. 3 приведены значения плотностей КМ и объемного содержания всех компонентов в зависимости от толщины алюминия.

На рис. 2 представлена структура композиционного материала ПСФ-Базальт-Al 0,2 при разном увеличении. На границе «алюминий — полимер» не наблюдается видимых дефектов, которые могут быть связаны с адгезионным разрушением (см. рис. 2, б).

Кривые «напряжение — деформация» для образцов с различным содержанием алюминия

представлены на рис. 3, а. Общий вид полученных зависимостей близок для всех образцов композиционных материалов. Это позволяет сделать вывод о том, что основной вклад в прочность материала вносит препрег на основе базальтовой ткани. На начальном участке кривой растяжения образца базальтопластика (по Al, рис. 3, а, б) виден участок выработки ткани, а на образцах с алюминием этот участок отсутствует и в целом наклон кривой резко возрастает при увеличении содержания алюминия в образце.

Модуль упругости на начальном участке резко возрастает при концентрации алюминия 21,5 % (рис. 3, в) и при дальнейшем увеличении объемной доли алюминия продолжает расти. При этом значение модуля упругости на начальном участке выше значения, рассчитанного по правилу аддитивности, что свидетельствует о большом влиянии алюминия на модуль упругости. На среднем участке кривой модуль упругости при объемном содержании алюминия меньше 50 % равен модулю упругости базальтопластика.

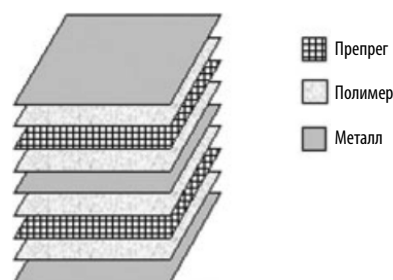


Рис. 1. Принципиальная схема укладки КМ

Fig. 1. Schematic draw of the stacking material layers

Таблица 2

Режимы обработки поверхности алюминия [11–12]

Table 2

Modes of surface treatment of aluminium

Режим обработки	Вид раствора. Концентрация, г/л	Параметры	Время, мин.	Температура
SAA-20	H_2SO_4 60	Анодирование $I = 1,5 \text{ A/дм}^2$	20	25 °C
SAA-40	$Al_2(SO_4)_3$ 200		40	
FPL	H_2SO_4 330 $K_2Cr_2O_7$ 50	Обработка в растворе	15	60 °C
P2	H_2SO_4 185 $Fe_2(SO_4)_3$ 127	Обработка в растворе	8	65 °C

Таблица 3

Плотности и объемное содержание компонентов в КМ с алюминием АД0

Table 3

The density and volumetric content of components of CM with AD0

Композиционный материал	Плотность, г/см ³	Al, об. %	Базальт, об. %	Полисульфон, об. %
ПСФ-Базальт-Al 0,1 мм	1,78	21,50	21,77	56,73
ПСФ-Базальт-Al 0,2 мм	1,92	35,39	17,92	46,69
ПСФ-Базальт-Al 0,5 мм	2,16	57,80	11,70	30,50

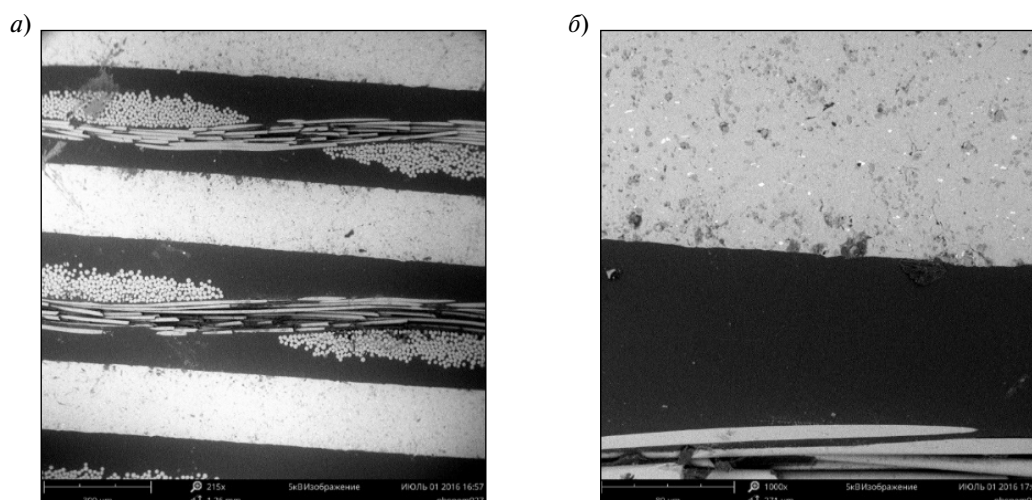


Рис. 2. СЭМ микрофотографии структуры полученных КМ ПСФ-Базальт-Al 0,2

Fig. 2. SEM image of the structure CM PSF-Basalt-Al 0.2

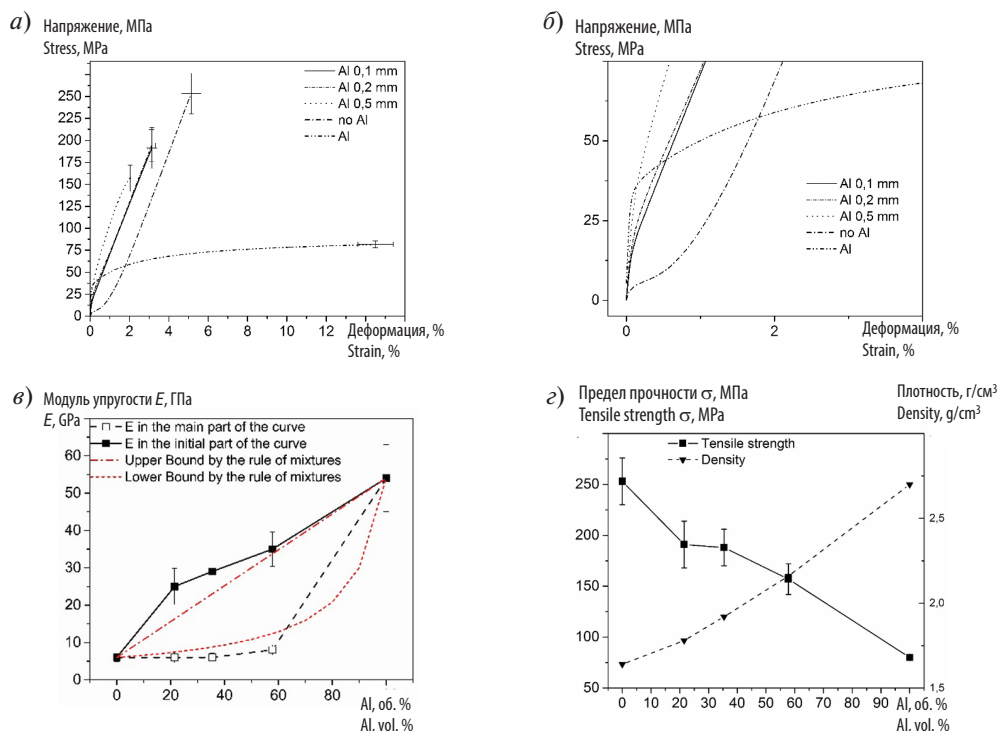


Рис. 3. Кривые «напряжение — деформация» для образцов КМ, полученных с алюминием АД0 различной толщины, алюминия АД0 и композиционного материала без алюминия (а, б); зависимости модуля упругости (в), а также предела прочности и плотности (г) от объемного содержания алюминия

Fig. 3. Strain-stress curves for CM samples obtained with the use of AD0 aluminium of different thickness, pure aluminium AD0 and composite material without aluminium (a, б); dependence of modulus of elasticity (в); tensile strength and density (г) the volumetric content of aluminium

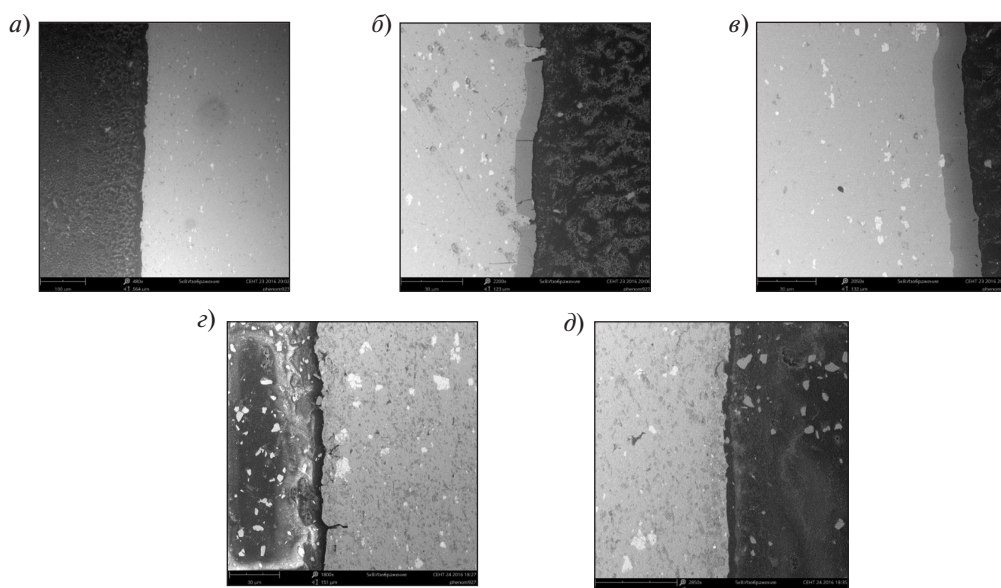


Рис. 4. Микрофотографии поперечного сечения поверхности образцов: а — без обработки; б — SAA-20; в — SAA-40; г — FPL; д — P2

Fig. 4 — SEM images of the cross section of the sample surface: а — not treatment; б — SAA-20; в — SAA-40; г — FPL; д — P2

При увеличении объемного содержания алюминия выше 50 % наблюдается незначительный рост модуля упругости; это свидетельствует о том, что на высоких нагрузках основной вклад в модуль упругости вносит базальтовая ткань.

Зависимости плотности и предела прочности от объемной доли алюминия в КМ близки к линейным (рис. 3, г).

Изучение влияние обработки поверхности алюминия на адгезионную прочность контакта алюминия с полисульфоном. На рис. 4 приведены СЭМ снимки микрошлифов образцов после различных режимов обработки. Видно, что при серно-кислом анодировании на поверхности алюминия растет оксидная пленка, причем размер оксидной пленки увеличивается с увеличением времени анодирования.

Результаты испытания по методу ASTM D 1002 на адгезионную прочность алюминия к полисульфону при различных режимах обработки поверхности алюминия следующие:

Режим	Прочность, МПа
Без обработки	$4,7 \pm 0,8$
SAA-20	$12,1 \pm 2$
SAA-40	$10,9 \pm 0,5$
FPL	$8 \pm 0,5$
P2	$11,5 \pm 2$

Наибольшее значение адгезионной прочности наблюдается при сернокислом анодировании алюминия в течение 20 минут (SAA-20) и обработке в горячем водном растворе сернокислого железа и серной кислоты (P2). Режим обработки P2 с точки зрения экономичности более предпочтителен для промышленного применения.

На рис. 5 приведены СЭМ снимки поверхности образцов после их испытания на адгезионную прочность. Видно, что на образцах алюминия, подвергшихся обработке сернокислым анодированием, происходит разрушение оксидной пленки с образованием большого количества продольных и поперечных трещин.

Композиционные материалы на основе алюминиевого сплава АМг6. При изготовлении композиционных материалов с использованием алюминия марки АМг6 его поверхность обрабатывалась по режиму P2 для достижения высокого значения адгезии на границе «алюминий — полисульфон».

В табл. 4 приведены значения плотностей и объемное содержание компонентов в КМ в зависимости от количества слоев препрега между слоями алюминия.

При анализе кривых «напряжение — деформация», полученных для композиционных материалов на основе сплава алюминия АМг6 (рис. 6, а, б), как и на образцах с алюминием АД0, модуль упругости резко возрастает по сравнению с образцом базальтопластика; при этом на средней части кривой ее наклон такой же, как и на кривых для базальтопластика. Это подтверждает, что на малых нагрузках алюминий вносит больший вклад в модуль упругости, а на высоких нагрузках основной вклад вносит базальтовая ткань. При этом значение модуля упругости на начальном участке не превышает значение, рассчитанное по правилу аддитивности (рис. 6, в).

Прочность и плотность полученных композиционных материалов возрастает вместе с объемным содержанием алюминия (рис. 6, г).

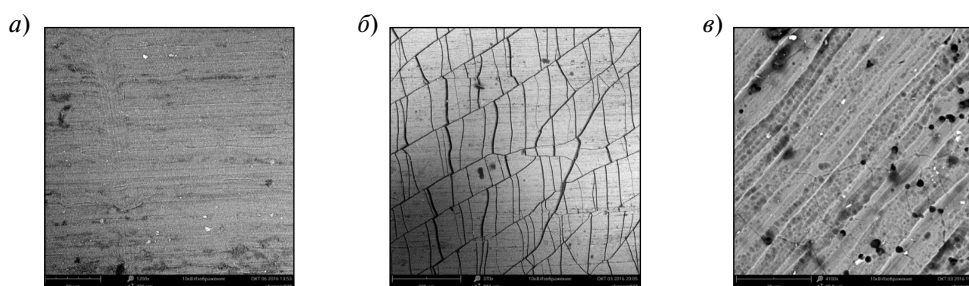


Рис. 5. Микрофотографии поверхности разрушения образцов после испытания на адгезионную прочность для различных режимов предварительной обработки поверхности: а — без обработки; б — SAA20; в — P2

Fig. 5. SEM images of fractured surfaces of samples after the test on the adhesion strength for various modes of surface treatment: а — not treatment; б — SAA20; в — P2

Таблица 4

Плотности и объемное содержание компонентов в КМ с алюминием АД0

Table 4

Density and volumetric content of components in CM with aluminum AD0

Композиционный материал	Плотность, г/см ³	Al, об. %	Базальт, об. %	Полисульфон, об. %
АМг6–5 БП-4	2,28	67,26	9,08	23,66
АМг6–5 БП-8	2,14	55,53	14,99	28,48

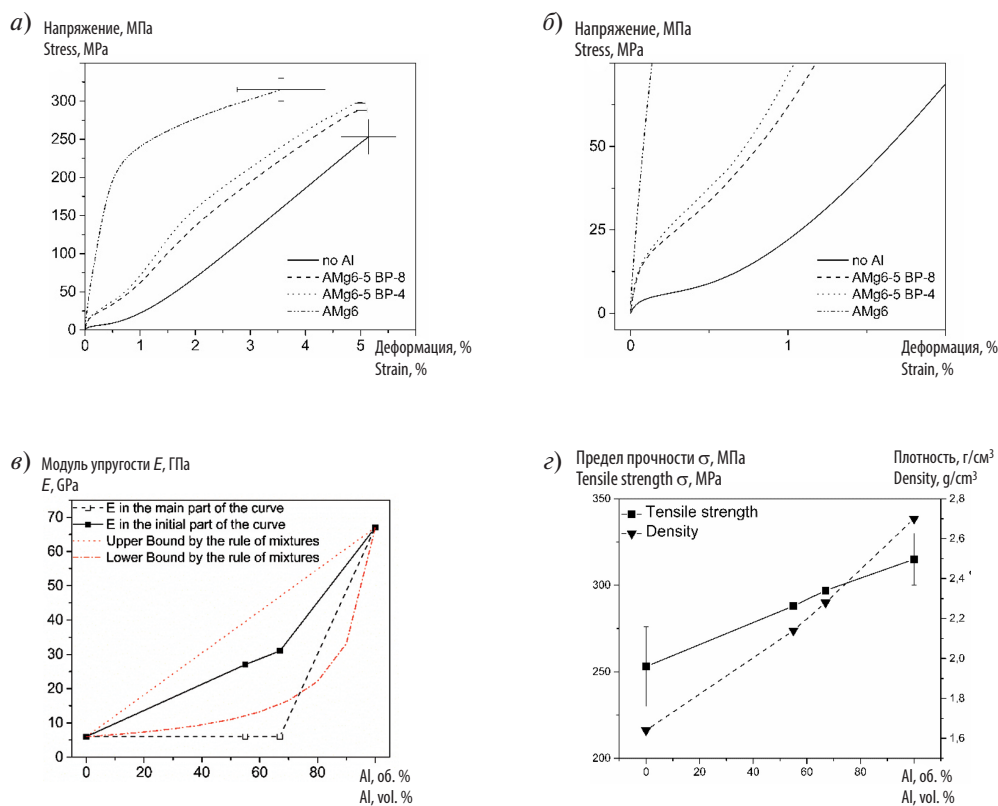


Рис. 6. Кривые «напряжение — деформация» для образцов КМ, полученных с алюминием АМг6 различной толщины, алюминия АМг6 и композиционно-го материала без алюминия (а, б); зависимости модуля упругости (в), а также предела прочности и плотности (г) от объемного содержания алюминия

Fig. 7. Strain-stress curves for CM samples obtained with the use of AMg6 aluminium of different thickness, pure aluminium AMg6 and composite material without aluminium (а, б); dependence of modulus of elasticity (в); tensile strength and density (г) the volumetric content of aluminium

Полученные КМ — высокопрочные и легкие конструкционные материалы, причем за счет регулирования объемного содержания компонентов можно получать у них заданную прочность и плотность.

Выводы

Показана возможность получения новых композиционных материалов на основе базальтовой ткани, полисульфона и двух алюминиевых сплавов (АД0 и АМгб). Исследованы их микроструктура и механические свойства, изучены режимы обработки поверхности алюминия, позволяющие повысить адгезионную прочность между алюминием и полисульфоном.

Показано, что зависимости модуля упругости, предела прочности и плотности композиционных материалов от объемного содержания компонентов в целом подчиняются правилу аддитивности, однако при малых нагрузках (на начальном участке кривой «напряжения — деформация») алюминий вносит больший вклад в прочностные свойства материала, а на высоких нагрузках основной вклад вносит базальтовая ткань.

Выявлены пути регулирования прочности и плотности КМ для получения материалов с заданными характеристиками.

Работа выполнена при финансовой поддержке проекта повышения конкурентоспособности ведущих российских университетов среди ведущих мировых научно-образовательных центров «5—100—2020».

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Botelho E.S., Silva R.A., Pardini L.C., Rezende M.C. A review on the development and properties of continuous fiber/epoxy/aluminum hybrid composites for aircraft structures // *Materials Research*. 2006. Vol. 9(3). P. 247—56.
2. Bernhardt S., Ramulu M., Kobayashi A.S. Low-velocity impact response characterization of a hybrid titanium composite laminate // *Journal of Engineering Materials and Technology*. 2007. Vol. 129. P. 220—226.
3. Villanueva G.R., Cantwell W.J. The high velocity impact response of composite and FML-reinforced sandwich structures // *Composites Science and Technology*. 2004. Vol. 64. P. 35—54.
4. Asundi A., Choi Alta Y.N. Fiber metal laminates: an advanced material for future aircraft // *Journal of Materials Processing Technology*. 1997. Vol. 63. P. 384—394.
5. Sinmazçelik T., Avcu E., Özgür Bora M., Çoban O. A review: Fibre metal laminates, background, bonding types and applied test methods // *Materials and Design*. 2011. Vol. 32. P. 3671—3685.
6. Qureshi Z., Swait T., Scaife R., El-Dessouky H.M. In-situ consolidation of thermoplastic prepreg tape using automated tape placement technology: potential and possibilities // *Composites: Part B: Engineering*. 2014. Vol. 66. P. 255—267.
7. Fiore V., Scalici T., Di Bella G., Valenza A. A review on basalt fibre and its composites // *Composites: Part B: Engineering*. 2015. Vol. 74 P. 74—94.
8. Dhand V., Mittal G., Rhee K.Y., Hui D. A short review on basalt fiber reinforced polymer composites // *Composites: Part B: Engineering*. 2014. Vol. 73. P. 166—180.
9. Sarasini F., Tirillò J., Valente M., Valente T., Cioffi S., Iannace S. Effect of basalt fiber hybridization on the impact behavior under low impact velocity of glass/basalt woven fabric / epoxy resin composites // *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2013. Vol. 47. P. 109—123.
10. Ferrante L., Sarasini F., Tirillò J., Lampari L., Valente T., Gaudenzi P. Low velocity impact response of basalt-aluminium fibre metal laminates // *Materials and Design*. 2016. Vol. 98. P. 98—107.
11. Prologo S.G., Uren A. Effect of surface pre-treatment on the adhesive strength of epoxy-aluminium joints // *International Journal of Adhesion & Adhesives*. 2009. Vol. 29. P. 23—31.
12. Lefebvre D.R., Ahn B.K., Dillard D.A., Dillard J.G. The effect of surface treatments on interfacial fatigue crack initiation in aluminum/epoxy bonds // *International Journal of Fracture*. 2002. Vol. 114. P. 191—202.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

КОБЫХНО Илья Александрович — инженер Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: ilya.kobykhno@gmail.com

ТОЛОЧКО Олег Викторович — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: ol_tol@hotmail.com



КЛИМОВА-КОРСМИК Ольга Геннадьевна — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: paniolia@list.ru

REFERENCES

1. Botelho E.S., Silva R.A., Pardini L.C., Rezende M.C. A review on the development and properties of continuous fiber/epoxy/aluminum hybrid composites for aircraft structures. *Materials Research*. 2006. Vol. 9(3). P. 247–56.
2. Bernhardt S., Ramulu M., Kobayashi A.S. Low-velocity impact response characterization of a hybrid titanium composite laminate. *Journal of Engineering Materials and Technology*. 2007. Vol. 129. P. 220–226.
3. Villanueva G.R., Cantwell W.J. The high velocity impact response of composite and FML-reinforced sandwich structures. *Composites Science and Technology*. 2004. Vol. 64. P. 35–54.
4. Asundi A., Choi Alta Y.N. Fiber metal laminates: an advanced material for future aircraft. *Journal of Materials Processing Technology*. 1997. Vol. 63. P. 384–394.
5. Sinmazçelik T., Avcu E., Özgür Bora M., Çoban O. A review: Fibre metal laminates, background, bonding types and applied test methods. *Materials and Design*. 2011. Vol. 32. P. 3671–3685.
6. Qureshi Z., Swait T., Scaife R., El-Dessouky H.M. In-situ consolidation of thermoplastic prepreg tape using automated tape placement technology: potential and possibilities. *Composites: Part B: Engineering*. 2014. Vol. 66. P. 255–267.
7. Fiore V., Scalici T., Di Bella G., Valenza A. A review on basalt fibre and its composites. *Composites: Part B: Engineering*. 2015. Vol. 74. P. 74–94.
8. Dhand V., Mittal G., Rhee K.Y., Hui D. A short review on basalt fiber reinforced polymer composites. *Composites: Part B: Engineering*. 2014. Vol. 73. P. 166–180.
9. Sarasini F., Tirillò J., Valente M., Valente T., Cioffi S., Iannace S. Effect of basalt fiber hybridization on the impact behavior under low impact velocity of glass/basalt woven fabric/epoxy resin composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2013. Vol. 47. P. 109–123.
10. Ferrante L., Sarasini F., Tirillò J., Lampagni L., Valente T., Gaudenzi P. Low velocity impact response of basalt-aluminium fibre metal laminates. *Materials and Design*. 2016. Vol. 98. P. 98–107.
11. Prolongo S.G., Uren A. Effect of surface pre-treatment on the adhesive strength of epoxy–aluminium joints. *International Journal of Adhesion & Adhesives*. 2009. Vol. 29. P. 23–31.
12. Lefebvre D.R., Ahn B.K., Dillard D.A., Dillard J.G. The effect of surface treatments on interfacial fatigue crack initiation in aluminum/epoxy bonds. *International Journal of Fracture*. 2002. Vol. 114. P. 191–202.

AUTHORS

КОБЫКНО Iliya A. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: ilya.kobykhno@gmail.com

ТОЛОЧКО Oleg V. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: ol_tol@hotmail.com

КЛИМОВА-КОРСМИК Olga G. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: paniolia@list.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 25.10.2016.

DOI: 10.18721/JEST.230217

УДК 621.224

Ю.С. Васильев¹, Ю.К. Петреня², Е.В. Георгиевская³

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

2 — ПАО «Силовые машины», Санкт-Петербург, Российская Федерация

3 — ОАО «НПО ЦКТИ», Санкт-Петербург, Российская Федерация

О РЕСУРСАХ ГИДРОТУРБИН: ОБЗОР ЗАРУБЕЖНОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

В статье приведен обзор за последние несколько лет зарубежных публикаций, касающихся проблем оценки ресурса, диагностирования повреждений элементов гидротурбин, а также оптимизации режимов работы и сроков проведения плановых ремонтно-восстановительных работ для обеспечения безаварийной работы агрегатов. На примере ряда аварий, зафиксированных на зарубежных ГЭС и нашедших отражение в открытых источниках информации, подтверждается усталостный характер повреждений, свойственный оборудованию после длительной эксплуатации. Особое внимание уделено влиянию на ресурсные характеристики непроектных режимов работы гидроагрегатов, учету конструктивных и технологических концентраторов напряжений, условиям образования и развития дефектов (трещины). Представлены используемые методы определения напряженно-деформированного состояния наиболее напряженных узлов и деталей гидротурбин как одного из основных этапов оценки ресурса. Отмечены особенности и проблемы их применения на практике, определяемые характерными условиями эксплуатации оборудования, техническими и финансовыми возможностями. В обзоре обозначены основные тенденции развития подходов к проблеме оценки ресурса гидрооборудования, которые следуют из высоких современных требований, предъявляемых к условиям использования гидроэнергетических мощностей. По тексту статьи приводятся принятые в англоязычных источниках устоявшиеся аббревиатуры, понятия и термины, касающиеся затрагиваемых в статье вопросов. На основе анализа отраженных в обзоре публикаций оценена возможность и целесообразность использования зарубежного опыта для оценки ресурса оборудования российских ГЭС за пределами проектного срока службы и намечены перспективы развития подходов к оценке ресурса гидротурбин на ближайшее время. ГИДРОТУРБИНА; РЕСУРС; ПОВРЕЖДЕНИЕ; КОНЦЕНТРАЦИЯ НАПРЯЖЕНИЙ; ТРЕЩИНА; СОБСТВЕННАЯ ЧАСТОТА; РЕЗОНАНС; ДЕМПФИРОВАНИЕ.

Ссылка при цитировании:

Ю.С. Васильев, Ю.К. Петреня, Е.В. Георгиевская. О ресурсах гидротурбин: обзор зарубежной литературы // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 184–204. DOI: 10.18721/JEST.230217

Yu.S. Vasiliev¹, Yu.K. Petrenya², E.V. Georgievskaya³

1 — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

2 — PJSC «POWER Machines», Saint-Peterburg, Russian Federation

3 — JSC «NPO CKTI», Saint-Peterburg, Russian Federation

LIFETIME OF HYDRO TURBINES: A REVIEW OF FOREIGN LITERATURE

The article presents a review of foreign literary sources over the past few years relating to problems of lifetime estimation, diagnostics of turbine damage, optimization of operation modes and planning of

repair works for ensuring trouble-free operation of units. The damages, typical for equipment after long operation, have a fatigue nature that is confirmed by the analysis of causes of several accidents at foreign hydroelectric power stations described in open sources of information. Particular attention is paid to the impact on the lifetimes of off-design operating conditions of hydraulic units, taking into account the constructive and technological stress concentrators, appearance and growth of defects (cracks). The article presents the methods currently used for stress-strain estimation of the most important turbine components as one of the main stages of lifetime estimation, the features and problems of their practical application, which are determined by typical operating conditions, technical and financial capabilities. The review highlights the main tendencies in developing the approaches to the problem of lifetime estimation of hydraulic equipment which determined by the highest modern requirements to the conditions of using the hydropower generation capacities. The established English abbreviations, concepts and terms relating to matters covered in this paper are given in the text. The possibility and feasibility of using foreign experience for lifetime estimation of Russian hydroelectric equipment outside the design lifetime are assessed based on the analysis of the publications discussed in this review. The prospects for developing the approaches to lifetime estimation of hydro turbines in the near future are also presented.

HYDROTURBINE; LIFETIME ESTIMATION; DAMAGE; STRESS CONCENTRATION; CRACK; EIGENFREQUENCY; RESONANCE; DAMPING.

Citation:

Yu.S. Vasiliev, Yu.K. Petrenya, E.V. Georgievskaya, Lifetime of hydro turbines: a review of foreign literature, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 184–204, DOI: 10.18721/JEST.230217

Введение

До недавнего времени как в России, так и за рубежом надежность и безопасность в гидроэнергетике ассоциировалась прежде всего с крупными плотинами, которые рассматривались как основной источник потенциальной крупномасштабной аварии. При этом вопросам оценки ресурса (lifetime/service life estimation) гидроагрегатов (ГА) не уделялось достаточного внимания, поскольку спроектированное более 40–50 лет назад гидрооборудование, как правило, имело значительные запасы по прочности, что позволяло его безаварийно эксплуатировать в течение десятков лет.

Однако далеко не полная статистика повреждений и отказов гидротурбин (ГТ) [1–17] показывает, что только за счет избыточной прочности конструкции обеспечить длительную безаварийную работу оборудования не представляется возможным.

На рис. 1 приведены некоторые примеры поврежденных узлов двух наиболее распространенных в России типов турбин: радиально-осевых (РО) и поворотно-лопастных (ПЛ). На рис. 2 показана типовая конструкция рабочих колес (РК) гидротурбин обоих типов.

В последние годы интерес к проблеме достоверной оценки ресурса гидротурбин неизменно возрастает, что объясняется следующими основными факторами:

значительным количеством мощных гидротурбин, отработавших уже более 40 лет [6, 18, 19, 20], истощение физического ресурса которых может привести к крупномасштабной аварии, представляющей серьезную опасность для населения, экономики и экологии целого региона;

существенным изменением режимов эксплуатации гидроагрегатов в связи с все более широким распространением возобновляемых источников энергии (ВИЭ) — солнечной, ветровой, приливной и т. п. [21–33], отличающихся высоким уровнем нестабильности выдаваемой мощности;

постоянно пополняющейся статистикой отказов и внеплановых остановов, вызванных повреждением или разрушением ответственных элементов ГТ, а также обнаружением при плановых обследованиях недопустимых для дальнейшей эксплуатации дефектов усталостного происхождения [1–16];

невозможностью объяснения многих из ранее зафиксированных отказов ГТ на основе имеющихся представлений о действующих механизмах повреждения гидрооборудования;

постоянно ужесточающимися требованиями к вновь проектируемому гидрооборудованию, которое должно совмещать высокие показатели эффективности, маневренности, надежности с низкой стоимостью изготовления

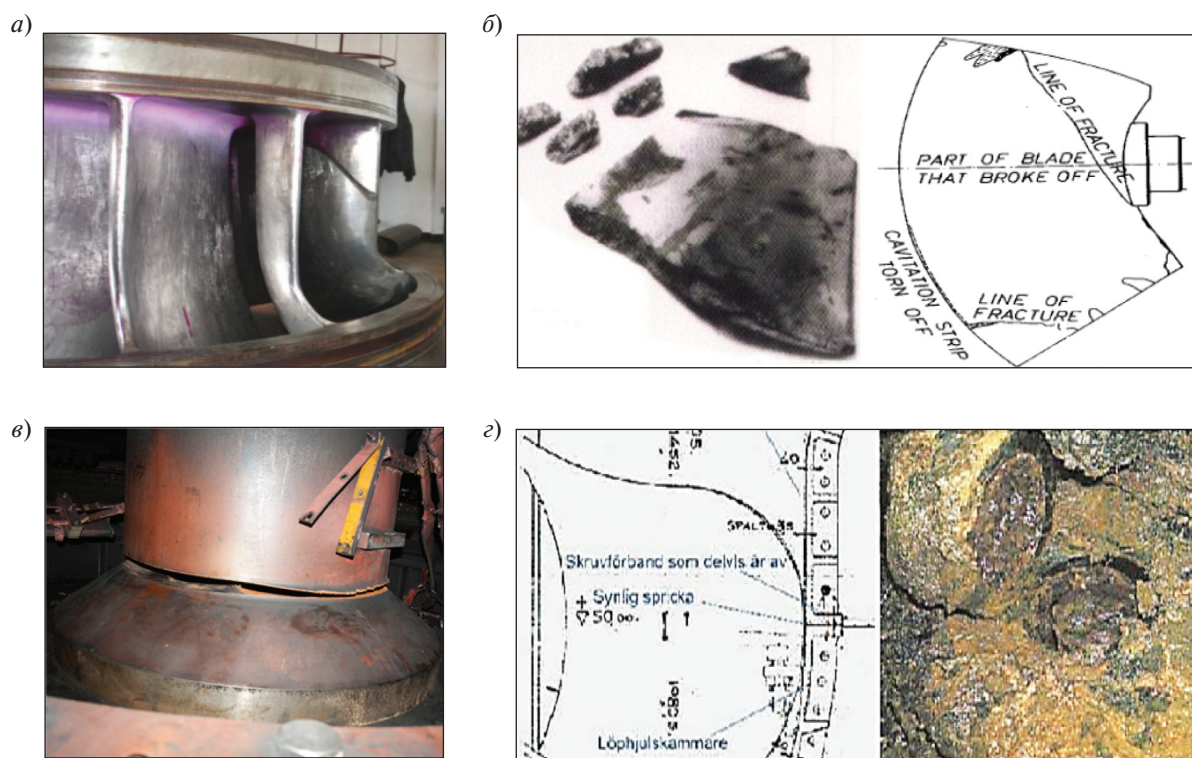


Рис. 1. Примеры повреждений и дефектов элементов гидротурбин: *a* — трещина на лопасти рабочего колеса РО-турбины [2]; *б* — разрушение лопасти рабочего колеса ПЛ-турбины [12]; *в* — разрушение вала ГА; *г* — разрушение крепежа фланца камеры рабочего колеса [3]

Fig. 1. Damage examples and defects of hydraulic turbines elements: *a* — crack on the runner blade of Francis turbines [2]; *б* — runner blade destruction of the Kaplan turbine [12]; *в* — destruction of the unit shaft; *г* — the fastener destruction on flange of the runner chamber [3]

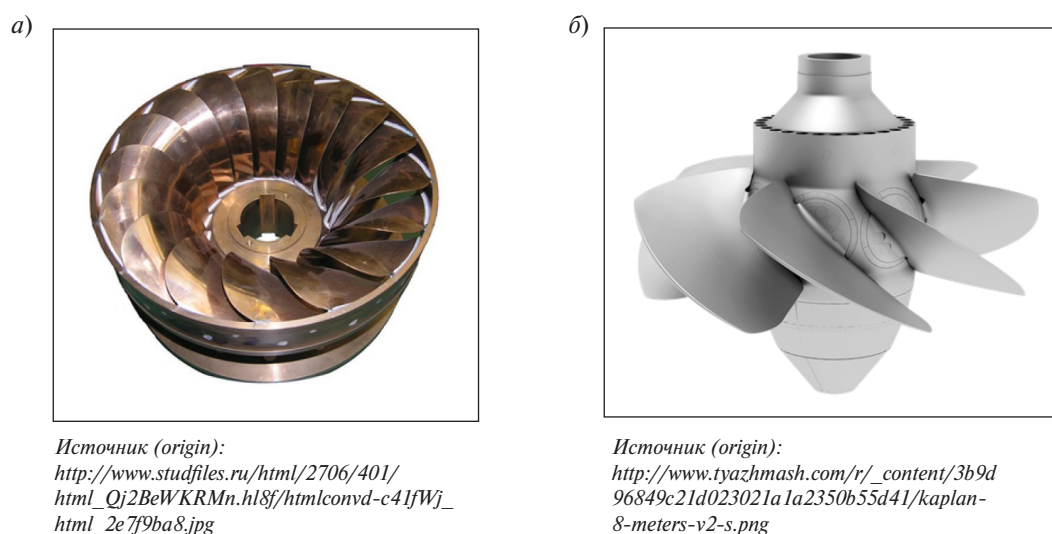


Рис. 2. Рабочее колесо гидротурбин РО (*a*) и ПЛ (*б*) типа

Fig. 2. The runner of Francis (*a*) and Kaplan (*б*) hydraulic turbines



и эксплуатации, минимальными весовыми характеристиками и длительным межремонтным периодом [2, 6, 24, 31–40];

появлением новых перспектив для изучения поведения и состояния ГТ, связанных с возможностями и достижениями современных экспериментальных и вычислительных технологий, а также бурным развитием диагностических методов.

В одном обзоре не представляется возможным охватить всю имеющуюся в зарубежных публикациях информацию. Поэтому авторы сконцентрировали внимание только на основных вопросах, представляющих интерес в **целях данного исследования**, — определении возможности и целесообразности использования зарубежного опыта для оценки ресурса отработавших проектный срок службы и остающихся в эксплуатации гидротурбин российских ГЭС.

Для этого на основании анализа материалов зарубежных публикаций и профильных международных конференций последних лет, в том числе симпозиумов МАГИ (IAHR¹ Symposium on Hydraulic Machinery and Systems) — Международной ассоциации по гидравлическим исследованиям [1–9, 12, 14–16, 21–23, 25–27, 29, 30, 33–36, 38, 39–65], ISROMAC (International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery) [11, 66–68], специализированных семинаров Francis-99 [28, 31, 32, 37, 69–76, 81], и информации, представленной на сайтах крупнейших изготовителей гидрооборудования [8, 20, 46, 77–79], были выявлены:

приоритетные тенденции развития методов оценки ресурса гидросилового оборудования;

используемые подходы к определению напряженно-деформированного состояния (НДС) основных ресурсопределяющих элементов гидротурбин как наиболее важного этапа в оценке ресурса;

применяемые методики оценки допустимой длительности эксплуатации оборудования с имеющимися повреждениями и дефектами; методы управления ресурсом.

Основные причины отказов гидротурбин

После длительной эксплуатации основной причиной исчерпания ресурса гидротурбин является накопление усталостных повреждений,

приводящее к нарушению целостности конструкции (появление и развитие трещин в рабочих колесах, водоводах, валах, колоннах статора, обрыв ответственных крепежных элементов) или существенному снижению ее несущей способности. Усталостная природа разрушений неоднократно была подтверждена соответствующими металлографическими исследованиями зон разрушений [2, 6, 10, 14, 41]. Ускорению процесса зарождения и роста трещин способствуют конструктивные и технологические концентраторы (галтели, остаточные напряжения, зоны термического влияния), неоднородность и исходная дефектность материала, связанная с технологией изготовления (литье, сварка), и резонансные явления.

Усталостные повреждения элементов ГТ, как отмечают многие авторы [2, 3, 6, 7, 15, 27, 33, 41, 43, 47, 73, 80], вызываются совокупностью низкочастотного (low cycle fatigue loads — LCF) и высокочастотного (high cycle fatigue loads — HCF) нагружения, что характерно для современных условий эксплуатации гидротурбин.

Низкочастотные нагрузки (с частотой ниже или равной оборотной) преимущественно действуют на так называемых непроектных режимах работы (off-design operating conditions) и опасны значительными амплитудами возникающих в узлах и деталях ГТ динамических напряжений [2, 14–16, 22, 28, 29, 31–33, 36, 37, 47, 51, 69–76, 80, 81]. К непроектным традиционно относят режимы пуска/останова, сброса нагрузки, низкой частичной мощности, холостого хода, когда возникают паразитные вихревые структуры, гидроудары, зоны неустойчивости потока вследствие существенной неоптимальности условий обтекания лопастей и движения воды по проточному тракту турбины.

Высокочастотными принято называть нагрузки, частота воздействия которых в несколько раз превышает оборотную. Амплитуда высокочастотных переменных напряжений может быть невелика (обычно меньше 10 МПа), но количество циклов нагружения за весь период эксплуатации составляет порядка 10^9 – 10^{12} , что и приводит в конечном итоге к образованию дефектов. Наиболее опасны с точки зрения ресурса напряжения, вызванные пульсациями давления вследствие взаимодействия между ротором и статорм (RSI — rotor-stator interaction)

¹ IAHR — International Association for Hydro-Environment Engineering and Research.

на лопаточной частоте $f_{\text{НА}} = f_{\text{об}} Z_{\text{НА}}$ ($f_{\text{об}}$ — номинальная частота вращения ГА, $Z_{\text{НА}}$ — количество лопаток направляющего аппарата — НА) для РО-турбин [3, 9, 11, 13–15, 21, 32–34, 36–38, 40, 43, 73, 76, 82], на лопастной частоте $f_{\text{Л}} = f_{\text{об}} \cdot Z_{\text{Л}}$ ($Z_{\text{Л}}$ — количество лопастей РК) для ПЛ-турбин [54, 58], а также вихрями Кармана, частота которых определяется скоростью обтекания лопасти и толщиной выходной кромки [1, 9, 11, 14, 16, 40, 41, 46, 80].

Отдельного внимания заслуживают случаи резонансных явлений, когда обнаруживается близость одной из собственных частот (СЧ) конструкции и частоты внешнего воздействия. Дополнительные сложности при этом вызывает учет присоединенных масс жидкости, демпфирования среды, условий сопряжения и закрепления элементов ГТ, влияния кавитирующего объема и пр. [11, 34, 39, 40, 43–45, 49, 53, 56, 61, 66–68, 82].

Особенности современных условий эксплуатации гидротурбин

Наращивание энергетических мощностей за счет ВИЭ и расширение требований по обеспечению надежной эксплуатации гидрооборудования в широком диапазоне режимов с возможностью

многократного и быстрого перехода из одной эксплуатационной точки в другую в последнее время приводят к значительному изменению режимных параметров эксплуатации (относительно проектных) гидроагрегатов за счет существенного увеличения:

количества пусков/остановов;

количества глубоких разгрузок (вплоть до 0–15 % от номинальной мощности);

времени работы на неоптимальных по КПД режимах, включая форсированные по мощности режимы (HL — high load) и работу на частичных нагрузках (PL — part load), особенно малых (LPL — low part load);

частоты и продолжительности эксплуатации на холостом ходу (SNL — speed-no-load) и в режиме синхронного компенсатора с отжатием воды из проточной части.

Как отмечают многие авторы [2, 6, 10, 14, 21–25, 27–29, 31–38, 40, 44, 46, 47, 50–52, 54, 56, 61, 64, 74, 80, 82], это вызывает появление вибрационных проблем, возникновение дополнительных динамических нагрузок, увеличение повреждаемости и, в конечном итоге, снижение ресурса гидротурбин.

На рис. 3 в качестве примера представлены сравнительные ресурсные характеристики различных режимов эксплуатации: степень повреждения для пяти характерных режимов работы по отношению к эксплуатации вблизи точки оптимума по КПД (режим 4 — ВЕР — best efficient point) для срененапорной гидротурбины РО-типа по результатам исследования [22]. Приведенная диаграмма наглядно демонстрирует опасность непроектных режимов эксплуатации (SNL, LPL, PL, HL) с точки зрения ресурса.

В настоящее время дополнительные сложности при выборе условий эксплуатации создаются в связи с проводимой на многих ГЭС модернизацией, заменой основных элементов агрегатов. Как правило, модернизированные ГА имеют отличные от изначально установленных характеристики и расширенный диапазон разрешенных режимов работы, что требует особого внимания при распределении внутростанционных нагрузок.

Оптимизация ресурса

Вопросы оптимизации на стадии проектирования ГТ касаются в первую очередь геометрии проточной части; они имеют целью улуч-



Рис. 3. Сравнительные ресурсные характеристики режимов эксплуатации. Режимы: 1 — холостой ход (SNL); 2 — малая частичная нагрузка (LPL); 3 — частичная нагрузка (PL); 4 — оптимум (VER); 5 — большая нагрузка (HL)

Fig. 3. Comparative lifetime characteristics of operation modes. Modes: 1 — SNL; 2 — LPL; 3 — PL; 4 — VER; 5 — HL

шение энергетических характеристик агрегата и снижение кавитационного воздействия на элементы проточной части [23, 35, 42, 83]. Пример кавитационного повреждения рабочего колеса РО турбины представлен на рис. 4.

На стадии проектирования ресурсные характеристики часто оцениваются лишь для режимов стабильной работы агрегата вблизи точки оптимума эксплуатационной характеристики (ВЕР); этого явно недостаточно для обеспечения надежной длительной эксплуатации в условиях частой смены режимов. Все более актуальными становятся вопросы управления ресурсом за счет оптимального выбора режимов эксплуатации и сценариев их реализации.

Большое количество публикаций затрагивает эту тему [3, 14, 18, 21–23, 25, 40, 47, 49, 61, 64, 79, 80], рассматривая различные аспекты оптимизации ресурса:

- продление срока службы;
- сокращение времени вынужденных простоев ГА;
- оптимальный выбор длительности межремонтного периода;
- изменение схемы пуска/останова ГА;
- использование средств диагностики для получения необходимых сведений о динамическом поведении натурных агрегатов;
- сопоставление опасности режимов эксплуатации с точки зрения истощения ресурса;
- периодичность контроля элементов ГТ для обеспечения надежности работы и сокращения эксплуатационных расходов;
- необходимость индивидуального подхода и невозможность распространения результатов исследований на аналогичные агрегаты и пр.

На рис. 5 приведен пример оптимизации ресурса путем изменения схемы пуска (по данным [47]): startup 1 — исходный пуск; startup 2 — модернизированный пуск. Как видно из приведенных данных, даже незначительное изменение пусковой схемы может существенно увеличить ресурс ГТ.

Диагностика и эксперимент

Один из основных этапов оценки ресурса гидрооборудования — определение внешних нагрузок на элементы оборудования и соответствующих им внутренних напряжений.

Несмотря на большой интерес к этой теме и значительные достижения последних лет [3,



Источник (origin):
Christopher Earls Brennen, *Hydrodynamics of Pumps*,
Cambridge University Press, 2011

Рис. 4. Кавитационные повреждения рабочего колеса РО турбины

Fig. 4. Cavitation damage of Francis turbine runner

4, 9, 10, 13, 14, 16, 21–23, 25, 27–29, 31–40, 42, 43, 46–52, 54–56, 58, 61, 63, 64, 67, 68, 70, 74–76, 78, 80–82], до конца не решена проблема корректного описания динамического поведения гидротурбины на режимах частичной мощности и при переходных процессах.

Экспериментальные методы изучения сложных пространственных конструкций, подвергающихся комбинации различных нагрузок, в том числе рабочих колес гидротурбин, вплоть до недавнего времени оставались основным инструментом получения достоверной информации об их напряженном состоянии.

В настоящее время тензометрирование по-прежнему является важной и весьма информативной частью исследований ответственного энергетического оборудования. При проведении диагностирования гидротурбинного оборудования, помимо тензометров, используются также датчики для измерения пульсаций давления, вибраций, перемещений, зазоров, аппаратура для визуализации процессов кавитации и пр., которые устанавливаются как на неподвижные части, так и на вращающиеся элементы ГТ. Современные натурные испытания позволяют получать достоверные сведения о техническом состоянии и динамических характеристиках исследуемого гидроагрегата в широком диапазоне режимов работы оборудования [9, 10, 14, 16, 21, 25, 27, 29–31, 33–36, 38, 42, 46–48, 55, 56,

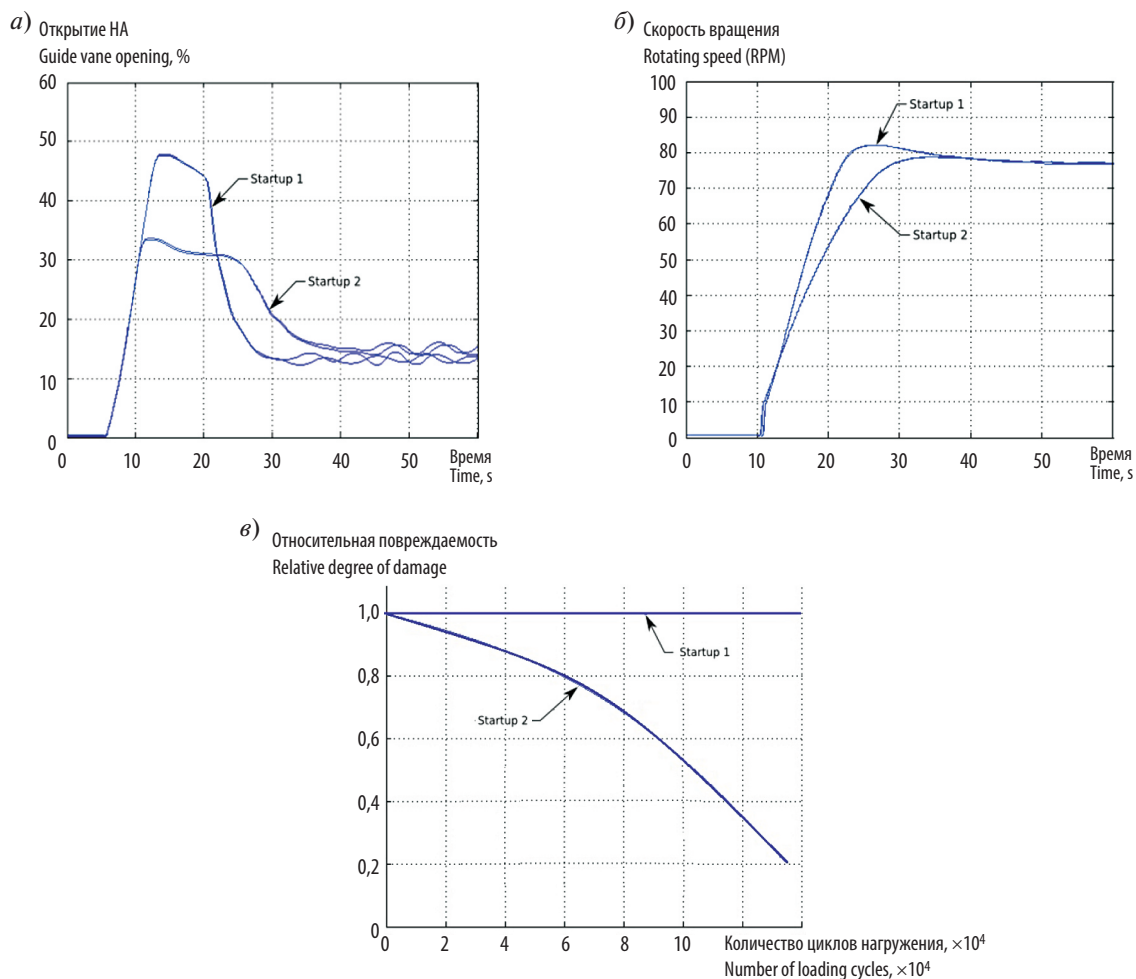


Рис. 5. Оптимизация пусковой схемы

Fig. 5. Optimization of the start-up scenario

61, 64, 70, 80, 84], отслеживать изменения и своевременно принимать необходимые меры, что является их несомненным достоинством. Кроме того, экспериментальные данные — единственный источник информации для верификации результатов, полученных расчетными (аналитические, численные) методами.

К отрицательным сторонам экспериментальных методов исследования ГТ можно отнести ограниченную информативность получаемых данных (только в местах установки датчиков, что не позволяет получить полную картину), а также высокую стоимость самих испытаний и необходимость длительного вывода оборудования из эксплуатации для проведения подготовительных работ.

Расчетные методы

С развитием компьютеров начиная с 60-х годов прошлого века все более широкое применение стали находить численные методы, которые к настоящему моменту активно применяются для решения различных задач гидроэнергетики, включая вопросы ресурса.

Любая расчетная (математическая) модель может быть представлена как совокупность трех основных элементов: геометрической модели, системы внешних нагрузок и граничных условий. Точность моделирования каждой из этих составляющих может оказать решающее влияние на результаты численных экспериментов, включая вопросы оценки ресурса.



Геометрия. Современный уровень развития компьютерной техники и вычислительных методов сняли с повестки дня проблему геометрической конфигурации рассчитываемой конструкции и позволили значительно расширить круг решаемых задач. В настоящее время практически любая по сложности механическая система может быть адекватно отражена в геометрии расчетной модели [2, 3, 9, 11, 13, 14, 21–23, 25, 28, 31–37, 39, 40, 42, 43, 46, 50–52, 54, 58, 59, 61–64, 67, 69, 70, 74–76, 80–82], хотя вопросы сопряжения отдельных элементов ГТ между собой и их взаимовлияния по-прежнему актуальны.

Граничные условия. Для оценки прочности и ресурса механической части гидротурбин важно правильно отразить условия закрепления структурных элементов с учетом фактических жесткостных характеристик опорных узлов, а также учесть влияние заполненных жидкостью узких зазоров между вращающимися и неподвижными частями ГТ, которые в условиях эксплуатации ограничивают радиальные перемещения ротора.

Проблема оценки влияния граничных условий на динамические характеристики гидротурбин в настоящее время недостаточно хорошо изучена, если судить по имеющейся в открытой печати информации, хотя некоторые ее аспекты отражены в публикациях [26, 39, 44, 45, 53, 57, 67, 68].

Приведенные в публикациях примеры показывают, что погрешность расчета может существенно превысить необходимую инженерную точность при оценке ресурса или даже дать неправильную качественную картину поведения ГТ, если не обращать должного внимания на тщательное моделирование граничных условий.

Нагрузки. Для гидравлических турбин основная нагрузка — это гидродинамическое воздействие потока в проточном тракте турбины, зависящее от основных режимных факторов — мощности, напора и расхода. Вопросы достоверного определения гидравлических нагрузок во всем диапазоне эксплуатационных режимов являются постоянной темой, обсуждаемой на профессиональных конференциях и отражаемой в публикуемых материалах по гидроэнергетической тематике [2–4, 9, 11, 13, 14, 21–23, 25, 28, 31, 32, 34–37, 40, 42–44, 46, 50–54, 58–64, 67, 69–76, 80–82].

Большинство исследователей для решения задач гидродинамики используют процедуру CFD²-анализа, реализованную в современных многофункциональных пакетах программ или специализированных модулях, адаптированных для решения конкретных задач: Ansys Fluent, Ansys CFX, SigmaFlow, OpenFOAM, Numeca FINE/Turbo и др. Уже стали доступны для моделирования процессы стационарной и нестационарной гидродинамики в сложных пространственных конструкциях, а также учет турбулентности, неравномерности, неоднородности и двухфазности потока обтекающей жидкости.

Необходимость учета несимметрии подводящего и отводящего трактов ГТ для адекватного определения нагрузок во всем диапазоне режимов и достоверной оценки ресурса требует построения «полных» моделей, включающих все (или почти все) элементы проточной части: от входного сечения водоподводящего тракта в верхнем бьефе до выходного сечения отсасывающей трубы в нижнем бьефе [9, 11, 13, 14, 21, 23, 25, 28, 32, 34, 36, 37, 40, 42, 43, 46, 50, 51, 54, 58, 59, 62–64, 67, 69–71, 73–75, 81]. Это приводит к очень большой размерности решаемых вычислительными методами задач: расчетные модели имеют десятки миллионов узлов. В совокупности с необходимостью использования малого шага по времени (до 10^{-5} с) для моделирования нестационарных процессов расчет гидродинамических нагрузок только для одной эксплуатационной точки занимает от нескольких часов до нескольких недель даже на мощных суперсовременных кластерах, что является сейчас основным сдерживающим фактором широкого применения численного моделирования для решения вопросов, связанных с ресурсом ГТ. Попытки упрощения расчетных моделей за счет использования симметрии и различных гипотез приводят к не всегда удовлетворительной точности результатов, а в ряде случаев — даже к качественному несовпадению с результатами эксперимента.

Другой существенный недостаток расчетных методов — их высокая чувствительность к выбору CFD-кода, модели турбулентности, качеству и размерности расчетных сеток, граничных

² CFD — Computational Fluid Dynamics (вычислительная гидродинамика)

условий, шага по времени, упрощающих предположений и других настроек [28, 32, 50, 56, 58–60, 62–64, 70–72, 74–76, 81, 80]. В совокупности с высокой стоимостью уточненных расчетов на «полных» моделях это до сих пор не позволяет целиком заменить натурный или модельный эксперимент численным.

Расчет НДС. Одним из важных шагов оценки ресурса является определение напряженно-деформированного состояния элементов ГТ. В настоящее время основной интерес привлекают следующие проблемы [3, 4, 6, 9, 11, 13–16, 20–22, 26, 33, 34, 39, 40, 43–45, 49, 53, 54, 57, 61, 64–68, 80, 82]:

динамические напряжения в лопастях РК во всем спектре эксплуатационных режимов, особенно «off-design operating conditions»;

расчет НДС с учетом влияния дефектов (трещин) и остаточных сварочных напряжений;

взаимодействие жидкости и структурных элементов (FSI — fluid structural interaction);

формы и частоты собственных колебаний узлов ГТ с учетом влияния присоединенных масс жидкости, демпфирующих свойств среды, узких зазоров, условий сопряжения и закрепления, скорости вращения ГА и пр.;

возможность возникновения и отстройки от резонанса;

верификация результатов и погрешность численного расчета.

Большим достоинством современных вычислительных технологий является возможность подробного изучения динамического поведения гидротурбин за счет удобных инструментов визуализации расчетных параметров в любой точке модели, что выгодно отличает их от экспериментальных методов.

Второе отличие от эксперимента заключается в возможности прогнозирования процессов роста трещин, что в настоящее время является важным направлением развития расчетных методов [4, 6, 9, 11–14, 16, 20, 27, 40, 41, 47, 54, 65, 80, 82, 85].

Прослеживаемая в последнее время тенденция к повышению точности проводимых расчетов за счет использования возможностей 3D-моделирования, уточнения гидродинамических нагрузок и применения современных расчетных процедур на основе метода конечных элементов (FEA — finite element analysis) [2–4,

9, 11, 13–16, 18, 21, 33, 34, 39, 40, 43, 44, 48, 61, 64, 67, 77, 80, 82, 84–86] приводит к существенному удорожанию расчетных операций как в финансовом, так и во временном аспектах, что не всегда приемлемо.

Сейчас качественный расчет НДС с учетом всех необходимых особенностей поведения ГТ для достоверной оценки ресурса с учетом всех режимов эксплуатации могут позволить себе только крупные производители оборудования, такие, как Andritz Hydro, Voith Hydro, Alstom, в сотрудничестве с передовыми научно-исследовательскими институтами, университетами и лабораториями либо солидные генерирующие компании. Большинство проведенных исследований выполнено при технической и финансовой поддержке национальных научных фондов и научно-исследовательских советов, академических научных программ, министерств энергетики, промышленности и образования, крупных собственников оборудования. Такой расчет целесообразен на стадии проектирования новых турбин или масштабной модернизации с заменой основных элементов ГТ в целях минимизации объема модельных испытаний на стадии выбора оптимальной конструкции и возможности внесения конструктивных изменений на ранних стадиях проектирования.

Оценка ресурса

В отличие от других широко освещаемых аспектов гидроэнергетики (оптимизация, гидродинамика, кавитация, диагностика и мониторинг, модернизация, гидроаккумуляция и пр.), вопросам оценки ресурса не уделяется достаточного внимания. Авторам не удалось найти среди зарубежных публикаций последних лет ни систематических исследований на тему ресурса ГТ, ни аналитических обзоров опубликованных данных на эту тему, ни отдельных секций на профильных конференциях и семинарах, хотя интерес к отдельным вопросам оценки ресурса ГТ проявляют многие.

Накопление усталостных повреждений в элементах гидротурбин происходит под действием комбинации нагрузок периодического и случайного характера, действующих на протяжении всего жизненного цикла. Основными проблемами на сегодняшний день являются [4, 6, 15, 21, 22, 33, 41, 47, 65, 82, 83, 85, 87]:

учет дефектов, концентрации напряжений, остаточных напряжений в сварных соединениях и зонах термического влияния;

недостаточность базы данных по характеристикам материалов для достоверной оценки ресурса;

механизм суммирования повреждений с учетом значительной неопределенности внешних нагрузок на непроектных режимах работы;

прогнозирование роста трещин (оценка долговечности при наличии дефекта) в условиях фактической эксплуатации.

В большинстве работ авторы опираются на два основных подхода к оценке усталостных повреждений:

линейное суммирование повреждаемости (правило Майнера — Miner's rule) на основе усталостной кривой в координатах «напряжение — количество циклов» (S-N curve) и/или соотношений типа формулы Серенсена с целью определения времени появления трещин;

оценку долговечности на основе линейной механики разрушений (соотношения типа уравнений Пэриса), что позволяет определять период до следующего обследования/ремонта на основе расчетной зависимости между длиной трещины (crack length) и остаточным ресурсом (временем до достижения трещиной критической длины — critical length), пример которой приведен на рис. 6 [4].

Для определения предельного состояния с учетом имеющихся дефектов некоторые авторы используют диаграмму Китагавы — Такахашии (Kitagawa — Takahashi (KT) diagram), впервые построенную в 1976 году и представляющую собой

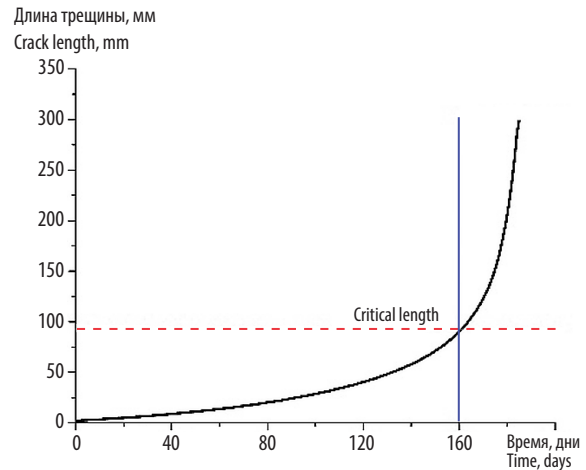


Рис. 6. Зависимость допустимой продолжительности эксплуатации (в днях) от длины трещины (мм) [4]

Fig. 6. Dependence permissible time of operation (days) from length of crack (mm) [4]

границу на плоскости «длина трещины — напряжение», которая разделяет области распространения (красная зона) и нераспространения (зеленая зона) трещин. Пример такой диаграммы приведен на рис. 7 [6].

Обращает на себя внимание факт, что в большинстве статей приведены лишь относительные ресурсные характеристики (относительное суммарное повреждение, относительная опасность режима, относительная усталостная прочность), но нигде не приводятся нормативные или рекомендуемые для широкого использования коэффициенты запаса по усталостной прочности,

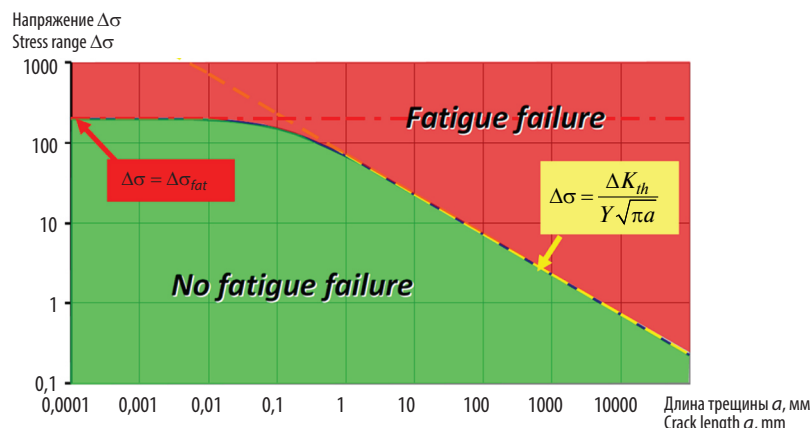


Рис. 7. Диаграмма Китагавы — Такахашии [6]

Fig. 7. Kitagawa — Takahashi diagram [6]

критерии выбора предельно допустимой длины трещин, что в первую очередь необходимо для количественной оценки ресурса.

Обобщая все выше сказанное, можно выделить следующие основные **тенденции** развития методов оценки ресурса гидротурбин на современном этапе:

- 1) усиление интереса к проблеме ресурса в связи с нарастающей необходимостью и появлением технических возможностей;
- 2) стремление к увеличению достоверности и точности решения задач на всех этапах работ по оценке ресурса ГТ;
- 3) учет влияния на ресурс непроектных эксплуатационных режимов в связи с необходимостью повышения гибкости использования ГА;
- 4) прогнозирование динамики роста трещин в процессе эксплуатации с целью определения оптимальных межремонтных сроков эксплуатации;
- 5) увеличение доли численного эксперимента за счет частичного замещения модельного и натурного экспериментов;
- 6) попытки управления ресурсом за счет выбора оптимальных режимных параметров с учетом возможностей энергосистемы;
- 7) направленность на индивидуальную экспертную оценку ресурса ГТ в связи с отсутствием нормативных требований, рекомендуемых методик, критериев допустимости эксплуатации, критических величин трещин, нормативных сроков службы и коэффициентов запаса;
- 8) отсутствие систематических исследований на тему ресурса, например таких, как в свое время это было сделано для турбин тепловых и атомных станций.

Заключение

В середине XX века гидротурбиностроение в Советском Союзе заняло лидирующее положение в мире. Опираясь на этот опыт гидротурбиностроение в Российской Федерации продолжает быть конкурентоспособным. Продукция Ленинградского металлического завода пользуется спросом во многих странах.

Вопросам надежности, прочности и ресурса гидроагрегатов уделяется большое внимание во многих странах.

Результаты выполненных зарубежных исследований и фактически сложившаяся ситуация с оборудованием российских ГЭС указывают на необходимость развития более совершенных расчетных методов оценки ресурса гидрооборудования за пределами проектного срока службы. Целесообразно применять специальные расчетно-экспериментальные технологии.

Эти технологии должны основываться на сочетании инженерных расчетных моделей, учитывающих индивидуальные особенности ГА по данным штатного мониторинга и диагностики и системы обоснованных коэффициентов запаса (по усталости, по длине трещины и т. п.), отражающих с необходимой степенью точности неопределенность задания расчетных нагрузок, свойств материалов и режимов работы.

На ГЭС в стадии модернизации гидроагрегатов необходимо больше внимания уделять внутростанционному распределению нагрузок.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Gajić A., Manžalović P., Predić Z. Modification of the trailing edges of the large stay vanes and their influence on dynamic stresses // 25th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 12 (2010) 012055. DOI:10.1088/1755-1315/12/1/012055
2. Frunzăverdel D., Muntean S., Mărginean G., Câmpiani V., Marşavina L., Terzi R., Şerban V. Failure analysis of a Francis turbine runner // 25th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 12 (2010) 012115. DOI:10.1088/1755-1315/12/1/012115
3. Brekke H. Performance and safety of hydraulic turbines // 25th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 12 (2010) 012061. DOI:10.1088/1755-1315/12/1/012061
4. Liu X., Luo Y.Y., Wang Z.W. Fatigue Analysis of the Piston Rod in a Kaplan Turbine Based on Crack Propagation under Unsteady Hydraulic Loads // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 1. P. 12017-12026(10). DOI:10.1088/1755-1315/22/1/012017

5. **Boukani H., Habibzadeh, Viens M., Tahan S.A., Gagnon M.** On the performance of nondestructive testing methods in the hydroelectric turbine industry // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 1. P. 12018–12025(8). DOI:10.1088/1755–1315/22/1/012018
6. **Thibault D., Gagnon M., Godin S.** Bridging the gap between metallurgy and fatigue reliability of hydraulic turbine runners // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 1. P. 12019–12029(11). DOI:10.1088/1755–1315/22/1/012019
7. **Storli P.-T., Nielsen T.K.** Dynamic load on a Francis turbine runner from simulations based on measurements // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. Vol. 22, № 3. 2014. P. 32056–32064(9). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032056
8. **Pejovic S., Karney B.** Guidelines for transients are in need of revision // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 4. P. 42006–42016(11). DOI:10.1088/1755–1315/22/4/042006
9. **Müller C., Staubli T., Baumann R., Casartelli E.** A case study of the fluid structure interaction of a Francis turbine // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 22 (2014) 032053. DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032053
10. **Gammer J.H., Etter S.** Cracking of Francis runners during transient operation // Hydropower and Dams. 2008. Issue Four. C. 81–84.
11. **Xin Liu, Zhengwei Wang, Lingjiu Zhou, Xavier Escaler, Yongyao Luo.** Failure investigation of a Francis turbine under the cavitation conditions // ISROMAC 2016 International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery. Hawaii, Honolulu. April 10–15, 2016.
12. **Pejovic S., Gajic A., Zhang Q.** Smart design requires updated design and analysis guidelines // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 4. P. 42008–42017(10). DOI:10.1088/1755–1315/22/4/042008
13. **Egusquiza E., Valero C., X. Huang, Jou E., Guardo A., Rodriguez C.** Failure investigation of a large pump-turbine runner // Engineering Failure Analysis. 23 (2012). P. 27–34.
14. **Zouhar J., Obrovsky J., Feilhauer M., Skotak A.** Case Study and Numerical Analysis of Vibration and Runner Cracks for the Lipno I Hydroelectric Project // 28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 49 (2016) 072011. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072011
15. **Lyutov A., Kryukov A., Cherny S., Chirkov D., Salienko A., Skorospelov V., Turuk P.** Modelling of a Francis Turbine Runner Fatigue Failure Process Caused by Fluid-Structure Interaction // 28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 49 (2016) 072012. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072012
16. **Neto A.D., Gissoni H., Gonçalves M., Cardoso R., Jung A., Meneghini J.** Engineering diagnostics for vortex-induced stay vanes cracks in a Francis turbine // 28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science 49 (2016) 072017. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072017
17. **Электроэнергетика в современном мире** // <http://myelectro.com.ua/98-gidroenergetika/132-samyekrupnye-avarii-na-ges> (дата обращения 13.01.17);
18. **Andritz Hydro: сервисное обслуживание и реконструкция** // <http://www.andritz.com/hy-srbrochure.ru.pdf> (дата обращения 13.01.17).
19. **Hydroelectric Power. A Guide for Developers and Investors** // http://www.ifc.org/wps/wcm/connect/06b2df8047420bb4a4f7ec57143498e5/Hydropower_Report.pdf?MOD=AJPERES (дата обращения 13.01.17).
20. **Voiht. Modernization: A «plus» for both operators and the environment** // <http://voiht.com/en/markets-industries/industries/hydro-power/modernization-547.html> (дата обращения 01.02.17).
21. **Huang X., Chamberland-Lauzon J., Oram C., Klopfer A., Ruchonnet N.** Fatigue analyses of the prototype Francis runners based on site measurements and simulations // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 1. P. 12014–12021(8). DOI:10.1088/1755–1315/22/1/012014
22. **Seidel U., Mende C., Hübner B., Weber W., Otto A.** Dynamic loads in Francis runners and their impact on fatigue life // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 3. P. 32054–32062(9). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032054
23. **Lewis B.J., Cimbala J.M., Wouden A.M.** Wicket gate trailing-edge blowing: A method for improving off-design hydroturbine performance by adjusting the runner inlet swirl angle // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 1. P. 12021–12031(11). DOI:10.1088/1755–1315/22/1/012021
24. **Sick M., Oram C., Braum O., Nenneman B., Coutu A.** Hydro projects delivering regulating power: Technical challenges and cost of operation // Hydro. October 7–9, 2013. Innsbruck, Austria.
25. **Nicolle J., Morissette J.F., Giroux A.M.** Transient CFD simulation of a Francis turbine startup // 26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP

Conference Series: Earth and Environmental Science. 15 (2012) 062014. DOI:10.1088/1755–1315/15/6/062014

26. **Zhang L.K., Ma Z.Y.** Numerical analysis of a rub-impact rotor-bearing system for hydraulic generating set // 26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 15 (2012) 072015. DOI:10.1088/1755–1315/15/7/072015

27. **Amiri K., Mulu B., Raisee M., Cervantes M.J.** Load variation effects on the pressure fluctuations exerted on a Kaplan turbine runner // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 22 (2014) 032005. DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032005

28. **Nicolle J., Cupillard S.** Prediction of dynamic blade loading of the Francis-99 turbine // Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines // Journal of Physics: Conference Series 579 (2015) 012001. DOI:10.1088/1742–6596/579/1/012001

29. **Müller A., Favrel A., Landry C., Yamamoto K., Avellan F.** On the physical mechanisms governing self-excited pressure surge in Francis turbines // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 3. P. 32034–32041(8). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032034

30. **Yamamoto K., Müller A., Favrel A., Landry C., Avellan F.** Pressure measurements and high speed visualizations of the cavitation phenomena at deep part load condition in a Francis turbine // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 2. P. 22011–22018(8). DOI:10.1088/1755–1315/22/2/022011

31. **Mössinger P., Jester-Zürker R., Jung A.** Francis-99: Transient CFD simulation of load changes and turbine shutdown in a model sized high-head Francis turbine // Francis-99 Workshop 2: transient operation of Francis turbines // IOP Conference Series: Journal of Physics: Conf. Series 782 (2017) 012001. DOI:10.1088/1742–6596/782/1/012001

32. **Jakobsen K-R.G., Holst M.A.** CFD simulations of transient load change on a high head Francis turbine // Francis-99 Workshop 2: transient operation of Francis turbines // IOP Conference Series: Journal of Physics: Conf. Series 782 (2017) 012002. DOI:10.1088/1742–6596/782/1/012002

33. **Monette C., Marmont H., Chamberland-Lauzon J., Skagerstrand A., Coutu A., Carlevi J.** Cost of enlarged operating zone for an existing Francis runner // 28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 49 (2016) 072018. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072018

34. **Huang X., Oram C., Sick M.** Static and dynamic stress analyses of the prototype high head Francis runner based on site measurement // 27th IAHR Symposium on

Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 3. P. 32052–32061(10). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032052

35. **Maiwald M., Magnoli M.V.** Influence of Hydraulic Design on Stability and on Pressure Pulsations in Francis Turbines at Overload, Part Load and Deep Part Load based on Numerical Simulations and Experimental Model Test Results // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 3. P. 32013–32020(8) DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032013

36. **Gong R.Z., Wang H.G., Yao Y., Shu L.F., Huang Y.J.** Numerical simulation of pressure fluctuation in 1000MW Francis turbine under small opening condition // 26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 15 (2012) 062038. DOI:10.1088/1755–1315/15/6/062038

37. **Stoessel L., Nilsson H.** Steady and unsteady numerical simulations of the flow in the Tokke Francis turbine model, at three operating conditions // Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines // Journal of Physics: Conference Series. 2015. Vol. 579, № 1. P. 12011–12024(14). DOI:10.1088/1742–6596/579/1/012011

38. **Boulloc F., Guillozet J., Duparchy F., Lowys P.Y., Duparchy A.** Mechanical risks prediction on Francis runner by Spatial Harmonic Decomposition // 28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 49 (2016) 072015. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072015

39. **Valentin D., Ramos D., Bossio M., Presas A., Egusquiza E., Valero C.** Influence of the boundary conditions on the natural frequencies of a Francis turbine // 28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 49 (2016) 072004. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072004

40. **Hübner B., Weber W., Seidel U.** The role of fluid-structure interaction for safety and life time prediction in hydraulic machinery // 28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 49 (2016) 072007. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072007

41. **Trudel A., Sabourin M.** Metallurgical and fatigue assessments of welds in cast welded hydraulic turbine runners // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 1. P. 12015–12025(11). doi.org/10.1088/1755–1315/22/1/012015

42. **Obrovsky J., Zouhar J.** Experiences with the hydraulic design of the high specific speed Francis turbine // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environ-



mental Science. 2014. Vol. 22, № 1. P. 12027–12035(9). DOI:10.1088/1755–1315/22/1/012027

43. **He L.Y., Wang Z.W., Kurosawa S., Nakahara Y.** Resonance investigation of pump-turbine during startup process // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 3. P. 32024–32031(8). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032024

44. **Valentín D., Presas A., Egusquiza E., Valero C.** Influence of the added mass effect and boundary conditions on the dynamic response of submerged and confined structures // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 3. P. 32042–32051(10). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032042

45. **Presas A., Valentín D., Egusquiza E., Valero C., Seidel U.** Experimental analysis of the dynamic behavior of a rotating disk submerged in water // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 3. P. 32043–32050(8). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032043

46. **Nennemann B., Morissette J.F., Chamberland-Lauzon J., Monette C., Braun O., Melot M., Coutu A., Nicolle J., Giroux A.M.** Challenges in Dynamic Pressure and Stress Predictions at No-Load Operation in Hydraulic Turbines // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 3. P. 32055–32064(10). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032055

47. **Gagnon M., Tahan S.A., Bocher P., Thibault D.** Impact of startup scheme on Francis runner life expectancy // 25th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 12 (2010) 012107. DOI:10.1088/1755–1315/12/1/012107

48. **Arpin-Pont J., Gagnon M., Tahan S.A., Coutu A., Thibault D.** Strain gauge measurement uncertainties on hydraulic turbine runner blade // 26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 15 (2012) 062042. DOI:10.1088/1755–1315/15/6/062042

49. **Monette C., Nennemann B., Seeley C., Coutu A., Marmont H.** Hydro-dynamic damping theory in flowing water // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 22 (2014) 032044. DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032044

50. **Côté P., Dumas G., Moisan É., Boutet-Blais G.** Numerical investigation of the flow behavior into a Francis runner during load rejection // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 3. P. 32023–32033(11). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032023

51. **Feng J.J., Li W.F., Wu H., Lu J.L., Liao W.L., Luo X.Q.** Investigation on pressure fluctuation in a Francis turbine with improvement measures // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 3. P. 32006–32014(9). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032006

52. **Yang J., Gao L., Wang Z.W., Zhou X.Z., Xu H.X.** The flow field investigations of no load conditions in axial flow fixed-blade turbine // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 3. P. 32028–32035(8). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032028

53. **Pochylý P., Fialová S., Kozubková M., Bojko M.** Tensors of added damping, stiffness and mass in a thin gap of hydrodynamic machine // 26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. Vol. 15, (2012) 072027–072034. DOI:10.1088/1755–1315/15/7/072027

54. **Zheng X.B., Guo P.C., Luo X.Q.** Numerical simulation of fluid-structure interaction for axial flow blade based on weak coupling // 26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 15 (2012) 062012. DOI:10.1088/1755–1315/15/6/062012

55. **Bucur D.M., Dunca G., Călinoiu C.** Experimental vibration level analysis of a Francis turbine // 26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 15 (2012) 062056. DOI:10.1088/1755–1315/15/6/062056

56. **Favrel A., Landry C., Müller A., Avellan F.** Experimental identification and study of hydraulic resonance test rig with Francis turbine operating at partial load // 26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 15 (2012) 062064. DOI:10.1088/1755–1315/15/6/062064

57. **Bai B., Zhang L.X., Zhao L.** Influences of the guide bearing stiffness on the critical speed of rotation in the main shaft system // 26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 15 (2012) 072028. DOI:10.1088/1755–1315/15/7/072028

58. **Javadi A., Nilsson H.** Unsteady numerical simulation of the flow in the U9 Kaplan turbine model // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 22 (2014) 022001. DOI:10.1088/1755–1315/22/2/022001

59. **Mangani L., Buchmayr M., Darwish M.** A block coupled solver development for hydraulic machinery applications // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 22 (2014) 022002. DOI:10.1088/1755–1315/22/2/022002

60. **Zhang Y.L., Yuan S.Q., Zhang J.F., Feng Y.N., Lu J.X.** Numerical investigation of the effects of splitter blades on the cavitation performance of a centrifugal pump // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 22 (2014) 052003. DOI:10.1088/1755-1315/22/5/052003
61. **Moisan É., Giacobbi D.-B., Gagnon M., Léonard F.** Self-excitation in Francis runner during load rejection // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Publishing IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 22 (2014) 032025. DOI:10.1088/1755-1315/22/3/032025
62. **Meng L., Zhang S.P., Zhou L.J., Wang Z.W.** Study on the Pressure Pulsation inside Runner with Splitter Blades in Ultra-High Head Turbine // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22, № 3. P. 32012–32018(7). DOI:10.1088/1755-1315/22/3/032012
63. **Ko P., Kurosawa S.** Numerical simulation of turbulence flow in a Kaplan turbine — Evaluation on turbine performance prediction accuracy // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 22 (2014) 022006. DOI:10.1088/1755-1315/22/2/022006
64. **Morissette J.F., Chamberland-Lauzon J., Nennemann B., Monette C., Giroux A.M., Coutu A., Nicole J.** Stress predictions in a Francis turbine at no-load operating regime // 28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 49 (2016) 072016. DOI:10.1088/1755-1315/49/7/072016
65. **Sabourin M., Thibault D., Bouffard D.A., Lévesque M.** New parameters influencing hydraulic runner lifetime // 25th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 12 (2010) 012050. DOI:10.1088/1755-1315/12/1/012050
66. **Huang X., Escaler X.** Added mass effects of attached cavitation on the blades of a Francis runner // ISROMAC 2016 International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery. Hawaii, Honolulu April 10–15, 2016.
67. **Zhongyu Mao, Zhengwei Wang.** Structural Characteristic in Prototype Runner of Francis Turbine Analysis // ISROMAC 2016 International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery. Hawaii, Honolulu April 10–15, 2016.
68. **Zhenyue Ma, Qianqian Wu.** Study on Dynamic Characteristics of Rotor-bearing Model in the Hydraulic-mechanical-electric Coupled System of Hydro Generator Unit // ISROMAC 2016 International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery Hawaii, Honolulu. April 10–15, 2016.
69. **Čelič D., Ondráčka H.** The influence of disc friction losses and labyrinth losses on efficiency of high head Francis turbine // Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines // Journal of Physics: Conference. Series 579 (2015) 012007. DOI:10.1088/1742-6596/579/1/012007.
70. **Mössinger P., Jester-Zürker R., Jung F.** Investigation of different simulation approaches on a high-head Francis turbine and comparison with model test data: Francis-99 // Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines // IOP Conference Series: Journal of Physics: Conference. Series 579. (2015) 012005–012019. DOI:10.1088/1742-6596/579/1/012005
71. **Jošt D., Škerlavaj A., Morgut M., Mežnar P., Nobile E.** Numerical simulation of flow in a high head Francis turbine with prediction of efficiency, rotor stator interaction and vortex structures in the draft tube // Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines // Journal of Physics: Conference Series. 2015. Vol. 579, № 1. P. 12006–12025(20). DOI:10.1088/1742-6596/579/1/012006
72. **Zhao Yaping, Liao Weili, Ruan Hui, Luo Xingqi.** Performance study for Francis-99 by using different turbulence models // Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines // Journal of Physics: Conference. Series 579. (2015) 012012. DOI:10.1088/1742-6596/579/1/012012
73. **Buron J.D., Houde S., Lestriez R., Deschênes C.** Application of the non-linear harmonic method to study the rotor-stator interaction in Francis-99 test case // Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines // Journal of Physics: Conference. Series 579. (2015) 012013. DOI:10.1088/1742-6596/579/1/012013
74. **Minakov A., Platonov D., Sentyabov A., Gavrilov A.** Francis-99 turbine numerical flow simulation of steady state operation using RANS and RANS/LES turbulence model // Francis-99 Workshop 2: transient operation of Francis turbines // IOP Conference Series: Journal of Physics: Conf. Series 782. (2017) 012005. DOI:10.1088/1742-6596/782/1/012005
75. **Gavrilov A., Dekterev A., Minakov A., Platonov D., Sentyabov A.** Steady state operation simulation of the Francis-99 turbine by means of advanced turbulence models // Francis-99 Workshop 2: transient operation of Francis turbines // IOP Conference Series: Journal of Physics: Conf. Series 782. (2017) 012006. DOI:10.1088/1742-6596/782/1/012006
76. **Østby P.T.K., Billdal J.T., Haugen B., Dahlhaug O.G.** On the relation between friction losses and pressure pulsations caused by Rotor Stator interaction on the Francis-99 turbine // IOP Conference Series: Journal of Physics: Conf. Series 782. (2017) 012010. DOI:10.1088/1742-6596/782/1/012010
77. **Andritz Hydro:** Research and development // http://www.andritz.com/hy-rd_en.pdf (дата обращения 01.02.17).
78. **Andritz Hydro:** DIA TECH Monitoring and Diagnosis System // <http://www.andritz.com/hy-diatech-monitoring-diagnosis.pdf> (дата обращения 01.02.17).



79. Voith. Service: HyService. Keep your energy flowing // <http://voith.com/en/markets-industries/industries/hydro-power/service-546.html> (дата обращения 01.02.17).

80. Hans Günther Poll, Jose Carlos Zanutto, Walter Ponge-Ferreira. Hydraulic power plant machine dynamic diagnosis // *Shock and Vibration*. 13 (2006). P. 409–427.

81. Aakti B., Amstutz O., Romanelli G., Mangani L., Casartelli E. On the performance of a high head Francis turbine at design and off-design conditions // *Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines* // *Journal of Physics: Conference Series*. Vol. 579, № 1. 2015, P. 12010–12021(12). DOI:10.1088/1742-6596/579/1/012010

82. Flores M., Urquiza G., Rodríguez J.M. A Fatigue Analysis of a Hydraulic Francis Turbine Runner // *World Journal of Mechanics*. 2012. 2. P. 28–34. DOI:10.4236/wjm.2012.21004.

83. Čačko J. Modelling of a material degradation and damage mechanics in machine structures under service

loading // *Facta universitatis. Series: Mechanics, Automatic Control and Robotics*. 2003. Vol. 3. No 13. P. 707–714.

84. Arpin-Pont J., Gagnon M., Tahan S.A., Coutu A., Thibault D. Methodology for estimating strain gauge measurement biases and uncertainties // *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*. Vol. 50, № 1. P. 40–50.

85. Sedmak A., Bosnjak S., Arsic M., Sedmak S.A., Savic Z. Integrity and life estimation of turbine runner cover in a hydro power plant // *Frattura ed Integrità Strutturale (Fracture and Structural Integrity)*. 36 (2016) 63–68. DOI:10.3221/IGF-ESIS.36.07

86. Nedelcu D., Câmpian V.C., Pădurean I. Service life estimation for runner's blade of an axial turbine // *Rev. Roum. Sci. Techn. Méc. Appl.* T. 53, № 1. P. 9–18, Bucarest, 2008.

87. Chirag Trivedi, Bhupendra Gandhi, Cervantes Michel. Effect of transients on Francis turbine runner life: a review // *Journal of Hydraulic Research*. 2013. Iss. First, 1–12. DOI: 10.1080/00221686.2012.732971

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

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

ПЕТРЕНЯ Юрий Кирилович — доктор физико-математических наук заместитель генерального директора-генеральный конструктор ПАО «Силовые машины», член-корреспондент РАН. 195009, Санкт-Петербург, ул. Ватутина, 3А. E-mail: Petrenya_YK@power-m.ru

ГЕОРГИЕВСКАЯ Евгения Викторовна — кандидат физико-математических наук заведующая лабораторией ОАО «НПО ЦКТИ». 191167, Санкт-Петербург, Атаманская ул. 3/6. E-mail: GeorgievskaiaEV@ckti.ru

REFERENCES

1. Gajić A., Manžalović P., Predić Z. Modification of the trailing edges of the large stay vanes and their influence on dynamic stresses. *25th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 12 (2010) 012055. DOI:10.1088/1755-1315/12/1/012055

2. Frunzăverdel D., Muntean S., Mărginean G., Câmpiani V., Marşavina L., Terzi R., Şerban V. Failure analysis of a Francis turbine runner. *25th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 12 (2010) 012115. DOI:10.1088/1755-1315/12/1/012115

3. Brekke H. Performance and safety of hydraulic turbines. *25th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 12 (2010) 012061. DOI:10.1088/1755-1315/12/1/012061

4. Liu X., Luo Y.Y., Wang Z.W. Fatigue Analysis of the Piston Rod in a Kaplan Turbine Based on Crack Propagation under Unsteady Hydraulic Loads. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 1. 2014. P. 12018–12025(8). DOI:10.1088/1755-1315/22/1/012018

5. Boukani H., Habibzadeh, Viens M., Tahan S.A., Gagnon M. On the performance of nondestructive testing methods in the hydroelectric turbine industry. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 1. 2014. P. 12018–12025(8). DOI:10.1088/1755-1315/22/1/012018

6. Thibault D., Gagnon M., Godin S. Bridging the gap between metallurgy and fatigue reliability of hydraulic turbine runners. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 1. 2014. P. 12019–12029(11). DOI:10.1088/1755-1315/22/1/012019

7. Storli P.-T., Nielsen T.K. Dynamic load on a Francis turbine runner from simulations based on measurements. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 1. 2014. P. 12019–12029(11). DOI:10.1088/1755-1315/22/1/012019

Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. Volume 22, Number 3. 2014. P. 32056–32064(9). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032056

8. **Pejovic S., Karney B.** Guidelines for transients are in need of revision. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 4. 2014. P. 42006–42016(11). DOI:10.1088/1755–1315/22/4/042006

9. **Müller C., Staubli T., Baumann R., Casartelli E.** A case study of the fluid structure interaction of a Francis turbine. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 22 (2014) 032053. DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032053

10. **Gammer J.H., Etter S.** Cracking of Francis runners during transient operation. *Hydropower and Dams. Issue Four*, 2008. S. 81–84.

11. **Xin Liu, Zhengwei Wang, Lingjiu Zhou, Xavier Escaler, Yongyao Luo.** Failure investigation of a Francis turbine under the cavitation conditions. *ISROMAC 2016 International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery*. Hawaii, Honolulu April 10–15, 2016.

12. **Pejovic S., Gajic A., Zhang Q.** Smart design requires updated design and analysis guidelines. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 4. 2014. P. 42008–42017(10). DOI:10.1088/1755–1315/22/4/042008

13. **Egusquiza E., Valero C., Huang X., Jou E., Guardo A., Rodriguez C.** Failure investigation of a large pump-turbine runner. *Engineering Failure Analysis*. 23 (2012), p. 27–34.

14. **Zouhar J., Obrovsky J., Feilhauer M., Skotak A.** Case Study and Numerical Analysis of Vibration and Runner Cracks for the Lipno I Hydroelectric Project. *28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 49 (2016) 072011. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072011

15. **Lyutov A., Kryukov A., Cherny S., Chirkov D., Salienko A., Skorospelov V., Turuk P.** Modelling of a Francis Turbine Runner Fatigue Failure Process Caused by Fluid-Structure Interaction. *28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 49 (2016) 072012. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072012

16. **Neto A.D., Gissoni H., Gonçalves M., Cardoso R., Jung A., Meneghini J.** Engineering diagnostics for vortex-induced stay vanes cracks in a Francis turbine. *28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 49 (2016) 072017. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072017

17. **Elektroenergetika v sovremennom mire.** <http://myelectro.com.ua/98-gidroenergetika/132-samyie-krupnyie-avarii-na-ges> (data obrashcheniya 13.01.17);

18. **Andritz Hydro:** servisnoye obsluzhivaniye i rekonstruktsiya. <http://www.andritz.com/hy-srbrochure-ru.pdf> (data obrashcheniya 13.01.17).

19. **Hydroelectric Power.** A Guide for Developers and Investors. http://www.ifc.org/wps/wcm/connect/06b2df8047420bb4a4f7ec57143498e5/Hydropower_Report.pdf?MOD=AJPERES (data obrashcheniya 13.01.17).

20. **Voiht.** Modernization: A «plus» for both operators and the environment. <http://voiht.com/en/markets-industries/industries/hydro-power/modernization-547.html> (data obrashcheniya 01.02.17).

21. **Huang X., Chamberland-Lauzon J., Oram C., Klopfer A., Ruchonnet N.** Fatigue analyses of the prototype Francis runners based on site measurements and simulations. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 1. 2014. P. 12014–12021(8). DOI:10.1088/1755–1315/22/1/012014

22. **Seidel U., Mende C., Hübner B., Weber W., Otto A.** Dynamic loads in Francis runners and their impact on fatigue life. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 3. 2014. P. 32054–32062(9). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032054

23. **Lewis B.J., Cimbala J.M., Wouden A.M.** Wicket gate trailing-edge blowing: A method for improving off-design hydroturbine performance by adjusting the runner inlet swirl angle. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 1. 2014. P. 12021–12031(11). DOI:10.1088/1755–1315/22/1/012021

24. **Sick M., Oram C., Braum O., Nenneman B., Coutu A.** Hydro projects delivering regulating power: Technical challenges and cost of operation. *Hydro*. October 7–9, 2013, Innsbruck, Austria.

25. **Nicolle J., Morissette J.F., Giroux A.M.** Transient CFD simulation of a Francis turbine startup. *26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 15 (2012) 062014. DOI:10.1088/1755–1315/15/6/062014

26. **Zhang L.K., Ma Z.Y.** Numerical analysis of a rub-impact rotor-bearing system for hydraulic generating set. *26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 15 (2012) 072015. DOI:10.1088/1755–1315/15/7/072015

27. **Amiri K., Mulu B., Raisee M., Cervantes M.J.** Load variation effects on the pressure fluctuations exerted on a Kaplan turbine runner. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 22 (2014) 032005. DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032005

28. **Nicolle J., Cupillard S.** Prediction of dynamic blade loading of the Francis-99 turbine. Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines. *Journal of Physics: Conference Series* 579. (2015) 012001. DOI:10.1088/1742–6596/579/1/012001



29. Müller A., Favrel A., Landry C., Yamamoto K., Avellan F. On the physical mechanisms governing self-excited pressure surge in Francis turbines. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 3. 2014. P. 32034–32041(8). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032034
30. Yamamoto K., Müller A., Favrel A., Landry C., Avellan F. Pressure measurements and high speed visualizations of the cavitation phenomena at deep part load condition in a Francis turbine. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 2. 2014. P. 22011–22018(8). DOI:10.1088/1755–1315/22/2/022011
31. Mössinger P., Jester-Zürker R., Jung A. Francis-99: Transient CFD simulation of load changes and turbine shutdown in a model sized high-head Francis turbine. *Francis-99 Workshop 2: transient operation of Francis turbines. IOP Conference Series: Journal of Physics: Conf. Series* 782 (2017) 012001. DOI:10.1088/1742–6596/782/1/012001
32. Jakobsen K-R.G., Holst M.A. CFD simulations of transient load change on a high head Francis turbine. *Francis-99 Workshop 2: transient operation of Francis turbines. IOP Conference Series: Journal of Physics: Conf. Series* 782. (2017) 012002. DOI:10.1088/1742–6596/782/1/012002
33. Monette C., Marmont H., Chamberland-Lauzon J., Skagerstrand A., Coutu A., Carlevi J. Cost of enlarged operating zone for an existing Francis runner. *28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 49 (2016) 072018. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072018
34. Huang X., Oram C., Sick M. Static and dynamic stress analyses of the prototype high head Francis runner based on site measurement. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 3, 2014. P. 32052–32061(10). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032052
35. Maiwald M., Magnoli M.V. Influence of Hydraulic Design on Stability and on Pressure Pulsations in Francis Turbines at Overload, Part Load and Deep Part Load based on Numerical Simulations and Experimental Model Test Results. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 3, 2014. P. 32013–32020(8) DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032013
36. Gong R.Z., Wang H.G., Yao Y., Shu L.F., Huang Y.J. Numerical simulation of pressure fluctuation in 1000MW Francis turbine under small opening condition. *26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 15 (2012) 062038. DOI:10.1088/1755–1315/15/6/062038
37. Stoessel L., Nilsson H. Steady and unsteady numerical simulations of the flow in the Tokke Francis turbine model, at three operating conditions. *Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines. Journal of Physics: Conference Series*. Volume 579, Number 1. 2015, P. 12011–12024(14). DOI:10.1088/1742–6596/579/1/012011
38. Bouloc F., Guillozet J., Duparchy F., Lowys P.Y., Duparchy A. Mechanical risks prediction on Francis runner by Spatial Harmonic Decomposition. *28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 49 (2016) 072015. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072015
39. Valentín D., Ramos D., Bossio M., Presas A., Egusquiza E., Valero C. Influence of the boundary conditions on the natural frequencies of a Francis turbine. *28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 49 (2016) 072004. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072004
40. Hübner B., Weber W., Seidel U. The role of fluid-structure interaction for safety and life time prediction in hydraulic machinery. *28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 49 (2016) 072007. DOI:10.1088/1755–1315/49/7/072007
41. Trudel A., Sabourin M. Metallurgical and fatigue assessments of welds in cast welded hydraulic turbine runners. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 1. 2014. P. 12015–12025(11). doi.org/10.1088/1755–1315/22/1/012015
42. Obrovsky J., Zouhar J. Experiences with the hydraulic design of the high specific speed Francis turbine. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 1. 2014. P. 12027–12035(9). DOI:10.1088/1755–1315/22/1/012027
43. He L.Y., Wang Z.W., Kurosawa S., Nakahara Y. Resonance investigation of pump-turbine during startup process. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 3. 2014. P. 32024–32031(8). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032024
44. Valentín D., Presas A., Egusquiza E., Valero C. Influence of the added mass effect and boundary conditions on the dynamic response of submerged and confined structures. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 3. 2014. P. 32042–32051(10). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032042
45. Presas A., Valentín D., Egusquiza E., Valero C., Seidel U. Experimental analysis of the dynamic behavior of a rotating disk submerged in water. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22,

Number 3. 2014. P. 32043–32050(8). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032043

46. **Nennemann B., Morissette J.F., Chamberland-Lauzon J., Monette C., Braun O., Melot M., Coutu A., Nicolle J., Giroux A.M.** Challenges in Dynamic Pressure and Stress Predictions at No-Load Operation in Hydraulic Turbines. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 3. 2014. P. 32055–32064(10). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032055

47. **Gagnon M., Tahan S.A., Bocher P., Thibault D.** Impact of startup scheme on Francis runner life expectancy. *25th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 12 (2010) 012107. DOI:10.1088/1755–1315/12/1/012107

48. **Arpin-Pont J., Gagnon M., Tahan S.A., Coutu A., Thibault D.** Strain gauge measurement uncertainties on hydraulic turbine runner blade. *26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 15 (2012) 062042. DOI:10.1088/1755–1315/15/6/062042

49. **Monette C., Nennemann B., Seeley C., Coutu A., Marmont H.** Hydro-dynamic damping theory in flowing water. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 22 (2014) 032044. doi:10.1088/1755–1315/22/3/032044

50. **Côté P., Dumas G., Moisan É., Boutet-Blais G.** Numerical investigation of the flow behavior into a Francis runner during load rejection. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 3. 2014. P. 32023–32033(11). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032023

51. **Feng J.J., Li W.F., Wu H., Lu J.L., Liao W.L., Luo X.Q.** Investigation on pressure fluctuation in a Francis turbine with improvement measures. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 3. 2014. P. 32006–32014(9). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032006

52. **Yang J., Gao L., Wang Z.W., Zhou X.Z., Xu H.X.** The flow field investigations of no load conditions in axial flow fixed-blade turbine. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 3. 2014. P. 32028–32035(8). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032028

53. **Pochylý P., Fialová S., Kozubková M., Bojko M.** Tensors of added damping, stiffness and mass in a thin gap of hydrodynamic machine. *26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 15, (2012) 072027–072034. DOI:10.1088/1755–1315/15/7/072027

54. **Zheng X.B., Guo P.C., Luo X.Q.** Numerical simulation of fluid-structure interaction for axial flow blade based on weak coupling. *26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 15 (2012) 062012. DOI:10.1088/1755–1315/15/6/062012

55. **Bucur D.M., Dunca G., Călinoiu C.** Experimental vibration level analysis of a Francis turbine. *26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 15 (2012) 062056. DOI:10.1088/1755–1315/15/6/062056

56. **Favrel A., Landry C., Müller A., Avellan F.** Experimental identification and study of hydraulic resonance test rig with Francis turbine operating at partial load. *26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 15 (2012) 062064. DOI:10.1088/1755–1315/15/6/062064

57. **Bai B., Zhang L.X., Zhao L.** Influences of the guide bearing stiffness on the critical speed of rotation in the main shaft system. *26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 15 (2012) 072028. DOI:10.1088/1755–1315/15/7/072028

58. **Javadi A., Nilsson H.** Unsteady numerical simulation of the flow in the U9 Kaplan turbine model. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 22 (2014) 022001. DOI:10.1088/1755–1315/22/2/022001

59. **Mangani L., Buchmayr M., Darwish M.** A block coupled solver development for hydraulic machinery applications. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 22 (2014) 022002. DOI:10.1088/1755–1315/22/2/022002

60. **Zhang Y.L., Yuan S.Q., Zhang J.F., Feng Y.N., Lu J.X.** Numerical investigation of the effects of splitter blades on the cavitation performance of a centrifugal pump. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 22 (2014) 052003. DOI:10.1088/1755–1315/22/5/052003

61. **Moisan É., Giacobbi D-B., Gagnon M., Léonard F.** Self-excitation in Francis runner during load rejection. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Publishing IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 22 (2014) 032025. DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032025

62. **Meng L., Zhang S.P., Zhou L.J., Wang Z.W.** Study on the Pressure Pulsation inside Runner with Splitter Blades in Ultra-High Head Turbine. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Volume 22, Number 3. 2014. P. 32012–32018(7). DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032012

63. **Ko P., Kurosawa S.** Numerical simulation of turbulence flow in a Kaplan turbine — Evaluation on turbine



performance prediction accuracy. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 22 (2014) 022006. DOI:10.1088/1755-1315/22/2/022006

64. **Morissette J.F., Chamberland-Lauzon J., Nennemann B., Monette C., Giroux A.M., Coutu A., Nicolle J.** Stress predictions in a Francis turbine at no-load operating regime. *28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 49 (2016) 072016. DOI:10.1088/1755-1315/49/7/072016

65. **Sabourin M., Thibault D., Bouffard D.A., Lévesque M.** New parameters influencing hydraulic runner lifetime. *25th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 12 (2010) 012050. DOI:10.1088/1755-1315/12/1/012050

66. **Huang X., Escaler X.** Added mass effects of attached cavitation on the blades of a Francis runner. *ISROMAC 2016 International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery*. Hawaii, Honolulu April 10–15, 2016.

67. **Zhongyu Mao, Zhengwei Wang.** Structural Characteristic in Prototype Runner of Francis Turbine Analysis. *ISROMAC 2016 International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery*. Hawaii, Honolulu April 10–15, 2016.

68. **Zhenyue Ma, Qianqian Wu.** Study on Dynamic Characteristics of Rotor-bearing Model in the Hydraulic-mechanical-electric Coupled System of Hydro Generator Unit. *ISROMAC 2016 International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery*. Hawaii, Honolulu April 10–15, 2016.

69. **Čelič D., Ondráčka H.** The influence of disc friction losses and labyrinth losses on efficiency of high head Francis turbine. *Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines. Journal of Physics: Conference Series* 579(2015)012007. DOI:10.1088/1742-6596/579/1/012007.

70. **Mössinger P., Jester-Zürker R., Jung F.** Investigation of different simulation approaches on a high-head Francis turbine and comparison with model test data: Francis-99. *Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines. IOP Conference Series: Journal of Physics: Conference Series* 579 (2015) 012005–012019. DOI:10.1088/1742-6596/579/1/012005

71. **Jošt D., Škerlavaj A., Morgut M., Mežnar P., Nobile E.** Numerical simulation of flow in a high head Francis turbine with prediction of efficiency, rotor stator interaction and vortex structures in the draft tube. *Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines. Journal of Physics: Conference Series*. Volume 579, Number 1. 2015, P. 12006–12025(20). DOI:10.1088/1742-6596/579/1/012006

72. **Zhao Yaping, Liao Weili, Ruan Hui, Luo Xingqi.** Performance study for Francis-99 by using different turbulence models. *Francis-99 Workshop 1: steady operation*

of Francis turbines. Journal of Physics: Conference Series. 579 (2015) 012012. DOI:10.1088/1742-6596/579/1/012012

73. **Buron J.D., Houde S., Lestriez R., Deschênes C.** Application of the non-linear harmonic method to study the rotor-stator interaction in Francis-99 test case. *Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines. Journal of Physics: Conference Series*. 579 (2015) 012013. DOI:10.1088/1742-6596/579/1/012013

74. **Minakov A., Platonov D., Sentyabov A., Gavrillov A.** Francis-99 turbine numerical flow simulation of steady state operation using RANS and RANS/LES turbulence model. *Francis-99 Workshop 2: transient operation of Francis turbines. IOP Conference Series: Journal of Physics: Conf. Series*. 782 (2017) 012005. DOI:10.1088/1742-6596/782/1/012005

75. **Gavrillov A., Dekterev A., Minakov A., Platonov D., Sentyabov A.** Steady state operation simulation of the Francis-99 turbine by means of advanced turbulence models. *Francis-99 Workshop 2: transient operation of Francis turbines. IOP Conference Series: Journal of Physics: Conf. Series* 782 (2017) 012006. DOI:10.1088/1742-6596/782/1/012006

76. **Østby P.T.K., Billdal J.T., Haugen B., Dahlhaug O.G.** On the relation between friction losses and pressure pulsations caused by Rotor Stator interaction on the Francis-99 turbine. *IOP Conference Series: Journal of Physics: Conf. Series* 782 (2017) 012010. DOI:10.1088/1742-6596/782/1/012010

77. Andritz Hydro: Research and development. http://www.andritz.com/hy-rd_en.pdf (data obrashcheniya 01.02.17).

78. Andritz Hydro: DIA TECH Monitoring and Diagnosis System. <http://www.andritz.com/hy-diatech-monitoring-diagnosis.pdf> (data obrashcheniya 01.02.17).

79. Voith. Service: HyService. Keep your energy flowing. <http://voith.com/en/markets-industries/industries/hydro-power/service-546.html> (data obrashcheniya 01.02.17).

80. **Hans Günther Poll, Jose Carlos Zanutto, Walter Ponge-Ferreira.** Hydraulic power plant machine dynamic diagnosis. *Shock and Vibration* 13 (2006) 409–427.

81. **Aakti B., Amstutz O., Romanelli G., Mangani L., Casartelli E.** On the performance of a high head Francis turbine at design and off-design conditions. *Francis-99 Workshop 1: steady operation of Francis turbines. Journal of Physics: Conference Series*. Volume 579, Number 1. 2015, P. 12010–12021(12). DOI:10.1088/1742-6596/579/1/012010

82. **Flores M., Urquiza G., Rodríguez J.M.** A Fatigue Analysis of a Hydraulic Francis Turbine Runner. *World Journal of Mechanics*, 2012, 2, P. 28–34. DOI:10.4236/wjm.2012.21004.

83. **Čačko J.** Modelling of a material degradation and damage mechanics in machine structures under service loading. *Facta universitatis. Series: Mechanics, Automatic Control and Robotics*. Vol.3, No 13, 2003, P. 707–714.

84. **Arpin-Pont J., Gagnon M., Tahan S.A., Coutu A., Thibault D.** Methodology for estimating strain gauge mea-

surement biases and uncertainties. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*. Volume 50, № 1. P. 40–50.

85. **Sedmak A., Bosnjak S., Arsic M., Sedmak S.A., Savic Z.** Integrity and life estimation of turbine runner cover in a hydro power plant. *Frattura ed Integrità Strutturale (Fracture and Structural Integrity)*. 36 (2016) 63–68. DOI:10.3221/IGF-ESIS.36.07

86. **Nedelcu D., Sâmpian V.C., Răducean I.** Service life estimation for runner's blade of an axial turbine. *Rev. Roum. Sci. Techn. – Méc. Appl.*, T. 53, № 1, P. 9–18, Bucarest, 2008.

87. **Chirag Trivedi, Bhupendra Gandhi, Cervantes Michel.** Effect of transients on Francis turbine runner life: a review. *Journal of Hydraulic Research*. Issue First. 2013. 1–12. DOI: 10.1080/00221686.2012.732971

AUTHORS

VASILIEV Yuri S. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: president@spbstu.ru

PETRENYA Yuri K. — *PJSC «Power Machines»*. 3A, Vatutina str., St. Petersburg, Russia, 195009.. E-mail: Petrenya_YK@power-m.ru

GEORGIEVSKAIA Evgeniia V. — *JSC «NPO CKTI»*. 3/6, Atamanskaya st., St. Petersburg, 191167. E-mail: GeorgievskaiyaEV@ckti.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 02.03.2017.



DOI: 10.18721/JEST.230218

УДК 621.22.-225: 532.5

*А.И. Латухина, Е.А. Локтионова,
Д.Р. Мифтахова, Ю.Р. Полупанова*

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

СОПРОТИВЛЕНИЕ И ПРОНИЦАЕМОСТЬ НАПОРНЫХ ГИДРОЛИНИЙ С СЕТКАМИ

Короткие гидравлические линии работают преимущественно в условиях неравномерного движения жидкости. Наличие сеток, решеток, лопаток и других устройств в гидродинамических линиях приводит к резкому изменению характеристик потока и к дополнительным потерям энергии при их обтекании. Несмотря на широкое использование сеток и решеток, данных по пропускной способности каналов недостаточно. В работе исследованы плоские пластиковые перфорированные сетки разной степени проницаемости на выходе из трубопровода. Экспериментально определены коэффициенты сопротивления сеток. Показана тождественность двух способов определения коэффициентов сопротивления — по расходу и по перепаду давления на сетках. Установлено влияние сеток на пропускную способность напорного трубопровода. Получена зависимость относительного расхода в трубе от поверхностной пористости сеток. Предложен альтернативный переход от коэффициентов сопротивления к коэффициентам фильтрации и проницаемости трубопровода с сетками.

ПЕРФОРИРОВАННЫЕ СЕТКИ; КОЭФФИЦИЕНТ РАСХОДА; КОЭФФИЦИЕНТ СОПРОТИВЛЕНИЯ; ПОВЕРХНОСТНАЯ ПОРИСТОСТЬ; КОЭФФИЦИЕНТ ФИЛЬТРАЦИИ; КОЭФФИЦИЕНТ ПРОНИЦАЕМОСТИ.

Ссылка при цитировании:

А.И. Латухина, Е.А. Локтионова, Д.Р. Мифтахова, Ю.Р. Полупанова. сопротивление и проницаемость напорных гидродинамических линий с сетками // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 205–214. DOI: 10.18721/JEST.230218

*A.I. Latukhina, E.A. Loktionova,
D.R. Miftakhova, J.R. Polupanova*

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

THE RESISTANCE AND PERMEABILITY OF THE PRESSURE HYDROLINE WITH GRIDS

Short hydraulic lines operate mainly in the conditions of nonuniform fluid flow. The presence of grids, blades and other structures in hydraulic lines leads to a sharp change in the flow characteristics and to additional energy losses during the flow. Despite the extensive use of grids, there is insufficient information on the throughput of channels. In this article, flat plastic perforated grids of different degrees of permeability, installed at the outlet of the pipeline, have been investigated. The resistance coefficients of the grids have been determined experimentally. It has been demonstrated that the two methods for determining the resistance coefficient (by flow and by differential pressure on the grids) are identical. The influence of the grids on the capacity of the pipeline has been established. The dependence of the relative flow rate in the pipe on the surface porosity of the grids has been obtained. An alternative transition from the resistance coefficients to the filtration coefficients and permeability of the pipeline with grids has been proposed.

PERFORATED GRIDS; DISCHARGE COEFFICIENT; RESISTANCE COEFFICIENT; EXPOSED POROSITY; FILTRATION COEFFICIENT; PERMEABILITY COEFFICIENT.

Citation:

A.I. Latukhina, E.A. Loktionova, D.R. Mifkhatova, J.R. Polupanova, the resistance and permeability of the pressure hydroline with grids, cSt. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 205–214, DOI: 10.18721/JEST.230218

Введение

Основная задача при расчете систем и конструкций, оборудованных сетками, — определение коэффициентов сопротивления этих устройств и оценка их вклада в общие потери напора [1–7, 12, 16, 17, 21]. Картина течения жидкости или газа через разного рода сопротивления чрезвычайно сложна и определяется многими факторами, поэтому точная гидромеханическая оценка потерь напора и расчет коэффициентов сопротивления не представляются возможными. Их значения устанавливаются, как правило, опытным путем [3, 5, 10, 11, 13, 14] или с помощью математических моделей [18], достоверность и надежность которых также проверяются на физических моделях [9].

В данной работе приводятся результаты гидравлических испытаний напорного водовода, на выходе из которого при свободном истечении устанавливались перфорированные пластиковые сетки. Как показал анализ литературных источников, сведений по коэффициентам сопротивления сеток указанного типа недостаточно. Поэтому проведенные опыты, являясь продолжением экспериментов [7], дают более представительный материал для обработки данных измерений и проверки достоверности полученных результатов. Исследования проведены на расширенном диапазоне сеток разной степени перфорации с заменой проточной части водовода при одном и том же отношении длины к диаметру ($l/D = 20$).

Целями исследования было:

определение значений коэффициентов сопротивления сеток для трубопровода с измененной шероховатостью внутренней поверхности на основе измерения расхода; сравнение их с данными работы [7];

определение значений коэффициентов сопротивления сеток по перепаду давления и сопоставление их с данными серии опытов по расходу;

установление зависимости относительного расхода в трубе с сетками от поверхностной пористости сеток и сравнение результатов с аппроксимацией, предложенной в [7];

выявление связи между сопротивлением и проницаемостью трубопровода с сетками.

Методика эксперимента

Первая серия опытов совпадала по методике измерений с принятой в [7], где при фиксированных напорах объемным способом определялся расход Q на выходе из горизонтального трубопровода постоянного сечения, в конце которого помещались исследуемые сетки (рис.1). Значения коэффициентов μ расхода трубопровода, а также коэффициентов ζ_f сопротивления трубы и ζ_c сетки находились расчетом по формулам

$$\mu = \frac{Q}{\omega_0 \sqrt{2gH}}, \quad \zeta_f = \frac{1}{\mu^2} - 1, \quad \zeta_c = \zeta_f - \zeta_0, \quad (1)$$

где ω_0 — площадь сечения трубы; H — напор над центром выходного сечения; ζ_0 — опытный коэффициент сопротивления трубопровода без сетки.

Во второй серии опытов фиксировались показания $\Delta p/\gamma$ пьезометров, установленных по длине трубопровода (см. рис. 1). По перепаду давления Δp непосредственно на сетке (по аналогии с [1, 3–5, 23]) вычислялись коэффициенты сопротивления устройств

$$\zeta_c = \frac{\Delta p/\gamma}{v_0^2/2g} = \frac{2\Delta p}{\rho v_0^2}, \quad (2)$$

где v_0 — средняя скорость в трубопроводе.

Результаты и их обсуждение

По данным экспериментов первой серии опытов на рис. 2 построен график зависимости коэффициентов сопротивления сеток ζ_c от их поверхностной пористости $n_\omega = \frac{\omega_\Pi}{\omega_0}$ (ω_Π — суммарная площадь отверстий сетки (площадь просвета), ω_0 — площадь сечения трубы). На графике треугольными маркерами показаны экспериментальные точки, а результаты опытов [7] представлены осредненными значениями для каждой сетки (квадратные маркеры) и в виде аппроксимации

$$\zeta_c = 3((1/n_\omega)^{1,6} - 1). \quad (3)$$

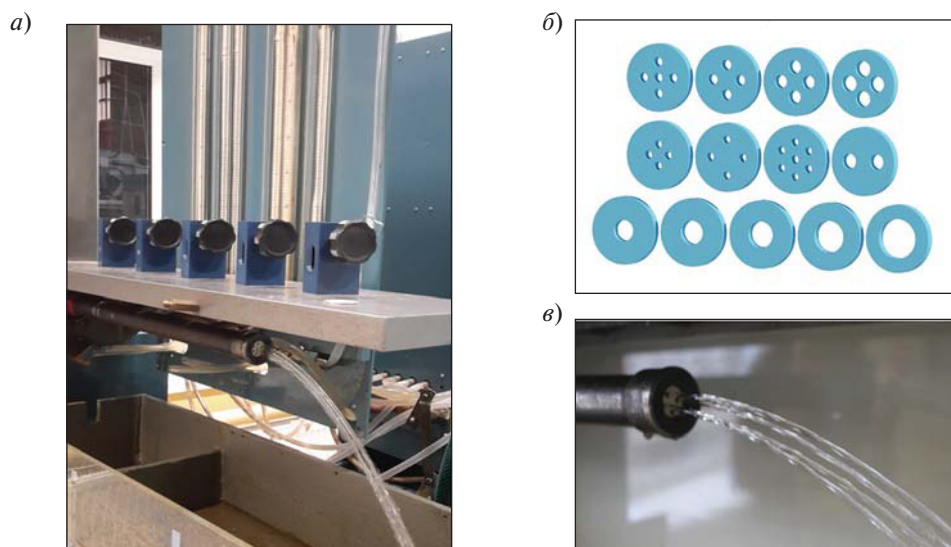


Рис. 1. Элементы физической модели (*a* — экспериментальная установка; *б* — образцы пластиковых сеток) и картина течения на выходе из трубопровода (*в*)

Fig. 1. Elements of the physical model and flow pattern: *a* — experimental assembly; *б* — examples of plastic grids; *в* — image of the flow on the outlet of the pipeline

Коэффициент сопротивления, ζ_c
Resistance coefficient, ζ_c

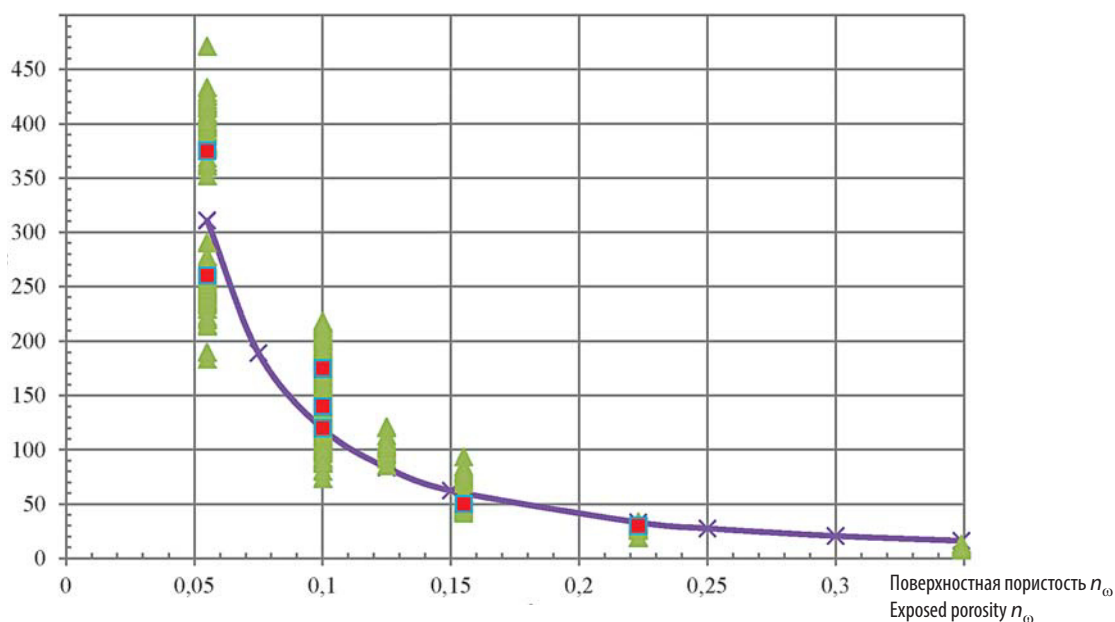


Рис.2. График зависимости $\zeta_c = f(n_{\omega})$ (серия опытов по расходу в трубе) (\times — аппроксимация опытных значений; \blacktriangle — опытные точки на новом водоводе; \blacksquare — осредненные значения на старом водоводе [7])

Fig. 2. Dependency diagram $\zeta_c = f(n_{\omega})$ (series of experiments on the flow in the pipeline) (\times — approximation of experimental data; \blacktriangle — experimental points on the new water line; \blacksquare — average values on the old water line [7])

Как видно из рис. 2, опытные значения коэффициентов сопротивления сеток, полученные в условиях новой проточной части, также соответствуют аппроксимации (3), принятой в [7]. Эту аппроксимацию можно рекомендовать как приближенную эмпирическую зависимость для использования в практических расчетах. Расположение опытных точек на рис. 2 относительно линии аппроксимации и осредненных значений опытов [7] позволяет утверждать, что численные значения коэффициентов сопротивления зависят только от геометрических особенностей сетки (поверхностная пористость, число отверстий, их взаимное расположение и т. п.) и не зависят от состояния внутренней поверхности проточной части трубы. Разброс экспериментальных точек на рис. 2 (как и в [7]) при одной и той же поверхностной пористости ото-

бражает, главным образом, влияние числа отверстий и их взаимного расположения в пределах сечения сетки (при $n_w = \text{const}$ исследованы несколько сеток) и, как показали расчеты, в меньшей степени связан с точностью проведенных измерений. Единый доверительный интервал эксперимента в данных условиях задать весьма проблематично, т. к. для различного расположения и числа отверстий в пределах одной пористости доверительные интервалы пересекаются.

По данным второй серии опытов на рис. 3 построен аналогичный график $\zeta_c = f(n_w)$.

Сравнение рис. 2 и 3 показывает, что коэффициенты сопротивления, найденные по измерению расхода и по перепаду давления, с приемлемой погрешностью совпадают. Словосочетание «приемлемая погрешность»

Коэффициент сопротивления, ζ_c
Resistance coefficient, ζ_c

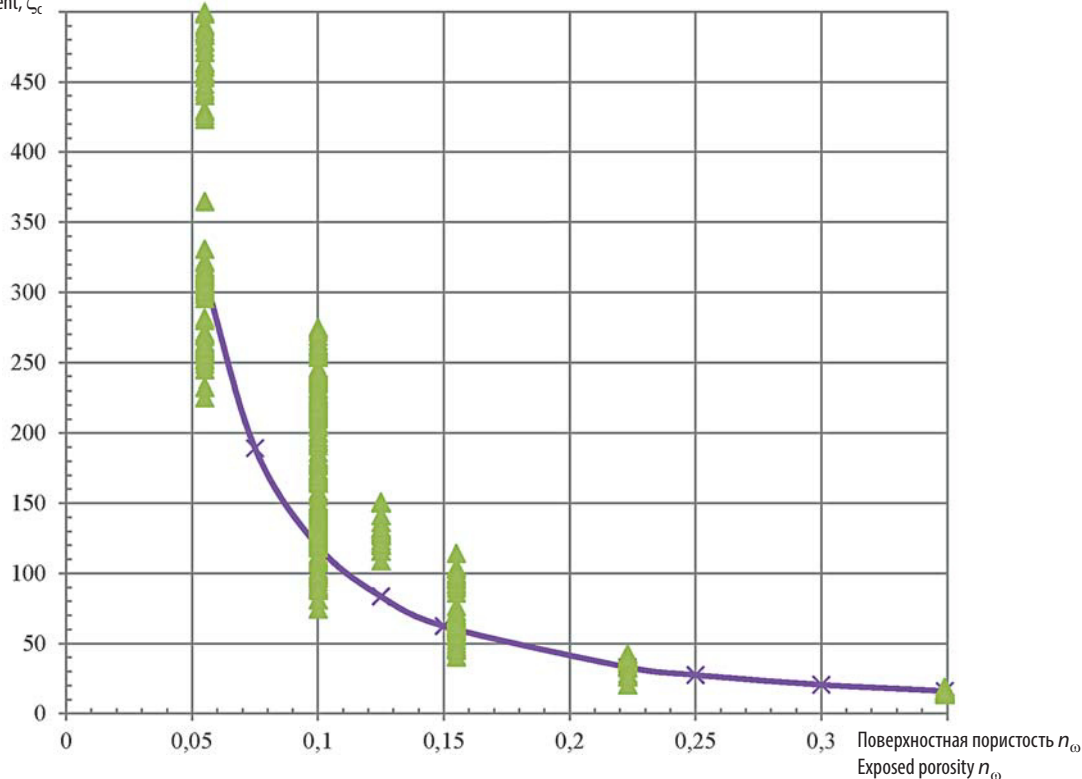


Рис. 3. График зависимости $\zeta_c = f(n_w)$ (серия опытов по перепаду давления на сетках) (—x— — аппроксимация коэффициентов сопротивления по формуле 3; ▲ — опытные коэффициенты сопротивления по перепаду давления)

Fig. 3. Dependency diagram $\zeta_c = f(n_w)$ (series of experiments of the pressure drop on grids) (—x— — approximation of the resistance coefficient by the formula; ▲ — experimental resistance coefficient of the pressure drop)

в данном случае означает, что в пределах имеющейся статистики (порядка 10–15 опытов на один типоразмер сетки) и в условиях, когда идентичность в изготовлении входных и выходных кромок сеток практически невозможна, вряд ли позволительно применять для оценки погрешности измерений и установления надежного доверительного интервала измерений плотности распределения по закону Гаусса. Аналогичная ситуация возникла в работе [4], в которой проводились систематические исследования перфорированных сеток и, чтобы уменьшить разброс опытных точек при представлении результатов измерений, использовались приемы теории подобия. Заметный разброс точек имелся и в работе [22], где результаты некоторых серий опытов трактовались лишь как «тенденция изменения» соответствующих величин.

На основании данных опытов установлена также зависимость между относительным расходом в трубе с сетками и поверхностной пористостью устройств (рис. 4):

$$Q_c/Q_0 = f(n_w),$$

где Q_c — расход в трубе при наличии сетки; Q_0 — расход в трубе без сетки, измеренный предварительно при том же напоре, что и Q_c . Сплошная линия на рис. 4 построена с учетом аппроксимации (3), то есть

$$\begin{aligned} Q_c/Q_0 &= \frac{\mu_c}{\mu_0} = \sqrt{\frac{1+\zeta_0}{1+\zeta_0+\zeta}} = \\ &= \sqrt{\frac{1+\zeta_0}{1+\zeta_0+3((1/n_w)^{1,6}-1)}}, \end{aligned} \quad (4)$$

где μ_c и μ_0 — коэффициенты расхода трубопровода соответственно при наличии сетки и без нее; ζ_0 — опытный коэффициент сопротивления трубы без сетки. Продолжение линии аппроксимации за пределы экспериментальных точек на правом конце допустимо, поскольку очевидно, что при $n_w = 1$ (сетка отсутствует) $Q_c = Q_0$, как непосредственно следует из (4).

Рис. 4 дает приближенную оценку снижения пропускной способности трубы при наличии сеток той или иной конфигурации. Так, например, видно, что установка сетки с поверхностной пористостью $n_w = 0,3$ приведет к снижению расхода в трубопроводе примерно в два раза.

Следует отметить, что приведенные выше результаты экспериментов носят частный характер. Однако полученная для других случаев сопротивлений в трубах зависимость относительного расхода от геометрических характеристик этих устройств может быть с некоторой осторожностью рекомендована в практических расчетах (наряду с коэффициентами расхода и сопротивления или вместо них).

Относительный расход в трубе Q_c/Q_0
Relative discharge rate Q_c/Q_0

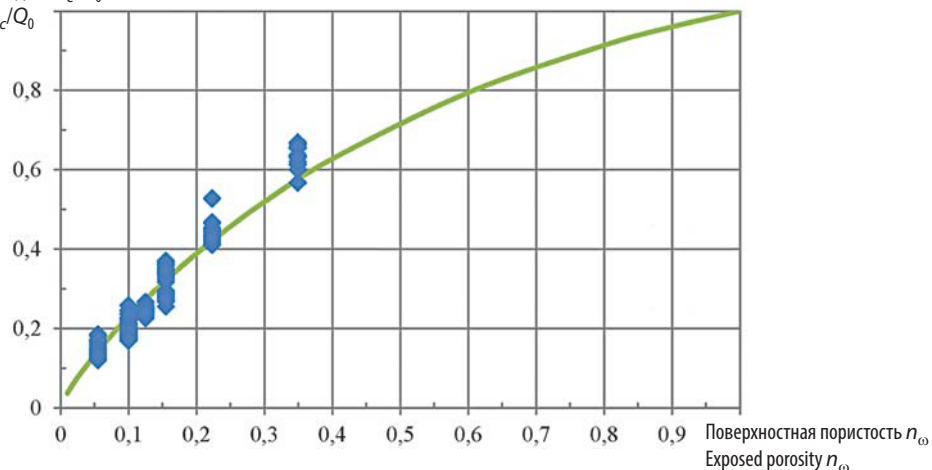


Рис. 4. График зависимости $Q_c/Q_0 = f(n_w)$
(— — аппроксимация; ◆ — опытные точки)

Fig. 4. Dependency diagram $Q_c/Q_0 = f(n_w)$
(— — approximation; ◆ — experimental data)

В качестве альтернативного подхода к оценке пропускной способности трубы можно предложить использовать интегральные фильтрационные характеристики трубопровода с сетками. Если поток жидкости в трубопроводе, гидравлические характеристики которого определяются в основном наличием сетки, представить как фильтрационный поток, то среднюю скорость v_0 в трубе можно интерпретировать как скорость фильтрации, определяемую соотношением

$$v_0 = k\sqrt{J}, \quad (5)$$

где k — коэффициент фильтрации; J — гидравлический уклон.

Равенство (5) представляет собой закон турбулентной фильтрации [8, 19, 20].

Поскольку для v_0 справедливо

$$v_0 = \mu_c \sqrt{2gH} = \frac{1}{\sqrt{1 + \zeta_0 + \zeta_c}} \sqrt{2gH}, \quad (6)$$

где H — напор над центром выходного сечения трубопровода, то, приравнявая (5) и (6), получим

$$\mu_c \sqrt{2gH} = k\sqrt{J}, \text{ или } k = \frac{\mu_c \sqrt{2gH}}{\sqrt{J}}. \quad (7)$$

Подставляя в (7) гидравлический уклон $J = \frac{p/\gamma}{\delta}$ (δ — толщина сетки), придем к выражению для k :

$$k = \mu_c \sqrt{\frac{2gH\delta}{p/\gamma}} = \sqrt{\frac{2gH\delta}{(1 + \zeta_0 + \zeta_c) p/\gamma}} = \sqrt{\frac{2g\delta}{(1 + \zeta_0 + \zeta_c)}} \sqrt{\frac{H}{p/\gamma}} = C \sqrt{\frac{H}{p/\gamma}}, \quad (8)$$

где $C = \sqrt{\frac{2g\delta}{(1 + \zeta_0 + \zeta_c)}} = \sqrt{\frac{2g\delta}{\mu}}$ — постоянная величина, имеющая размерность скорости, для трубы с фиксированной сеткой.

Рис. 5 показывает связь коэффициентов фильтрации трубопровода с поверхностной пористостью сеток в соответствии с (8), где коэффициент ζ_c определен по формуле (3).

Если по принятому в теории фильтрации определению [15, 19, 20] ввести в расчетную зависимость (8) вместо коэффициента фильтрации k коэффициент проницаемости сетки $k_0 = k \frac{v}{g}$, где v — кинематический коэффициент вязкости жидкости, то полученный комплекс будет иметь размерность площади. При этом k_0 представляет собой величину площади сечения каналов пористой среды, т. е. площадь, через которую происходит действительная

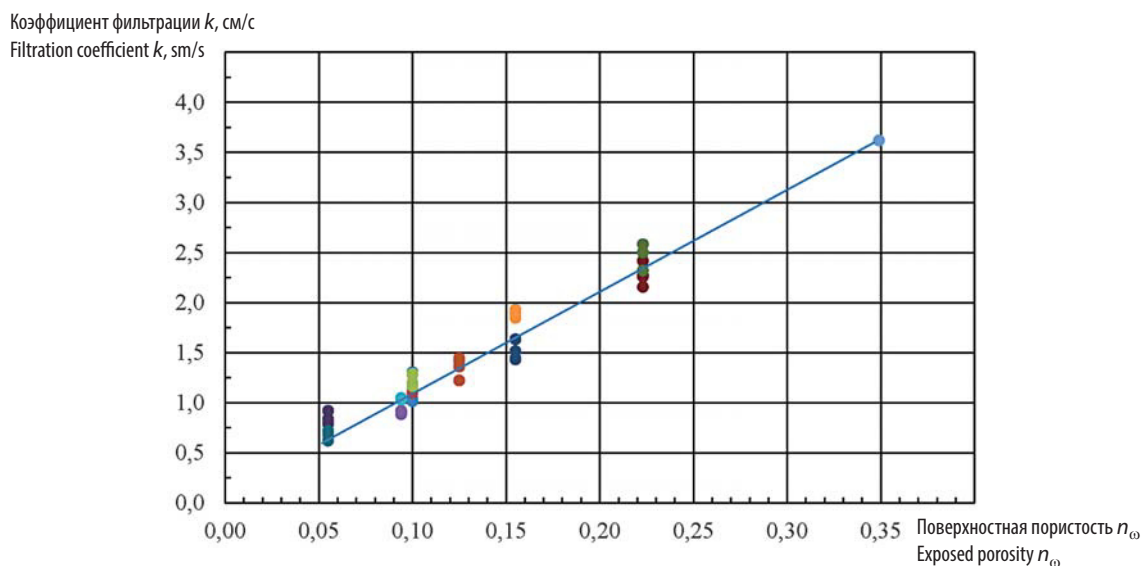


Рис. 5. График зависимости коэффициентов фильтрации от поверхностной пористости сеток $k = f(n_\omega)$

Fig. 5. Dependency diagram of filtration coefficient from exposed porosity $k = f(n_\omega)$

фильтрация (в нашем случае — это площадь отверстий сетки). Таким образом, коэффициент проницаемости можно интерпретировать как меру фильтрационной проводимости трубопровода с сеткой.

На рис. 6 представлен график зависимости коэффициентов проницаемости, отнесенных к площади сечения трубы, от поверхностной пористости сеток.

Сравнивая рис. 2 и 6 (или 3 и 6), легко заметить, что при переходе от коэффициентов сопротивления ζ_c к коэффициентам проницаемости сеток k_0 предложенная зависимость (3) превращается в линейную функцию от поверхностной пористости, где безразмерный коэффициент $k' = (k_0/\omega_0)10^{-5} \approx 2n_\omega$.

Коэффициент 2 — приближенный, и значения k' при одном и том же n_ω зависят также от числа отверстий сетки и их взаимного расположения по сечению, однако разброс точек на рис. 6 при фиксированной пористости значительно меньше, чем на рис. 2 (или 3). Поэтому параметр k_0 можно считать более удобной и более универсальной характеристикой трубопровода с сетками.

По результатам дополнительных экспериментальных исследований переход к коэффициентам проницаемости может быть предложен

также для оценки пропускной способности напорных гидролиний с другими устройствами.

Выводы

Значения коэффициентов сопротивления сеток не зависят от шероховатости поверхности трубы. Их величины определяются геометрическими особенностями сеток (поверхностная пористость, число отверстий, их взаимное расположение и т. п.).

Методы определения коэффициентов сопротивления сеток по измерению расхода в трубопроводе и по перепаду давления на сетках эквивалентны.

Зависимость величины относительного расхода трубопровода от поверхностной пористости сеток, полученная экспериментально, совпадает с аппроксимацией работы [7]. Найденная зависимость дает приближенную оценку снижения пропускной способности трубопровода при установке сеток.

Альтернативой коэффициентам расхода и сопротивления для оценки пропускной способности трубы является коэффициент проницаемости. Коэффициент проницаемости пропорционален коэффициенту фильтрации гидролинии и представляет собой меру фильтрационной проводимости трубы с сеткой.

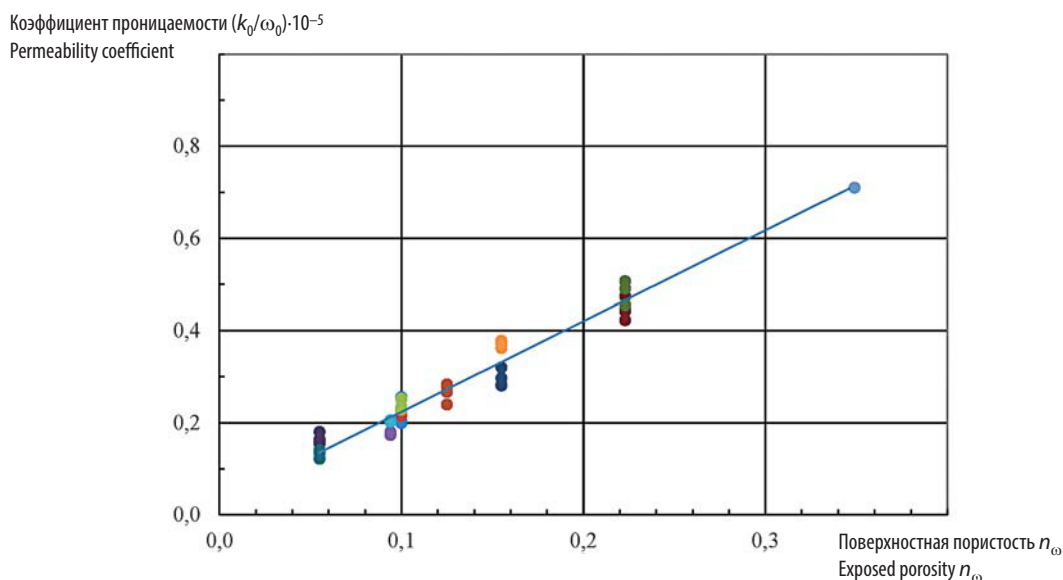


Рис. 6. График зависимости коэффициентов проницаемости от поверхностной пористости сеток $k_0/\omega_0 = f(n_\omega)$

Fig. 6. Dependency diagram of permeability coefficient from exposed porosity $k_0/\omega_0 = f(n_\omega)$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Идельчик И.Е.** Справочник по гидравлическим сопротивлениям. М.: Машиностроение, 1992. 672 с.
2. **Idel'chik I.E.** Handbook of hydraulic resistance 4th ed. rev. and augment-ed. United States: Begell House in Redding, CT, 2008. 881 p.
3. **Дербунович Г.И., Земская А.С., Репик Е.У., Соседко Ю.П.** К вопросу о гидравлическом сопротивлении сеток // Ученые записки ЦАГИ. 1980. Т. XI. № 2. С. 133–136.
4. **Дербунович Г.И., Земская А.С., Репик Е.У., Соседко Ю.П.** Гидравлическое сопротивление перфорированных решеток. // Ученые записки ЦАГИ. 1984. Т. XV. № 2. С. 114–118.
5. **Великанов Н.Л., Корягин С.И., Наумов В.А.** Гидродинамическое сопротивление решеток и сеток в прямом трубопроводе // Вестник машиностроения. 2014. № 6 С. 44–47.
6. **Великанов Н.Л., Наумов В.А., Примак Л.В.** Гидродинамическое сопротивление сеток // Механизация строительства. 2014. № 11 (845) С. 28–31.
7. **Латухина А.И., Локтионова Е.А., Полупанова Ю.Р.** Гидродинамическое сопротивление сеток в напорных водоводах // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2016. № 2 (243). С. 174–180.
8. **Дашенко Е.Н., Васильев Н.И., Авакимян Н.Н., Савенко О.В., Кошелев А.Т.** Гидравлическое сопротивление течению жидкости через пористую среду // Строительство нефтяных и газовых скважин на суше и на море. 2014. № 12. С. 18–20.
9. **Пильгунов В.Н., Ефремова К.Д.** 77–48211/645605 Верификации математических моделей типовых местных гидравлических сопротивлений // Инженерный вестник. 2013. № 11. С. 29–56.
10. **Калякин А.М., Чеснокова Е.В.** Новая зависимость для определения коэффициента гидравлического сопротивления в переходной зон сопротивления (от ламинарного к турбулентному) // Инженерно-строительный журнал. 2012. № 2. С. 51–55.
11. **Макарович В.И., Комисарова Л.А., Герашенко Е.К.** Гидравлическое сопротивление пористого сетчатого конструкционного материала (ПСКМ), полученного методом горячей прокатки металлических сеток // Вестник МГУПИ. 2009. № 27. С. 8–13.
12. **Репик Е.У., Соседко Ю.П.** Разработка детурбулизирующих сеток с малым гидравлическим сопротивлением для аэродинамических труб // Ученые записки ЦАГИ. 2011. Т. XLII. № 3. С. 84–91.
13. **Самохвалов Н.М., Нестерова Т.Ю., Виноградов В.В.** Гидравлическое сопротивление щелевой фильтрующей перегородки // Вестник Иркутского государственного технического университета. 2013. № 10 (81). С. 235–239.
14. **Лобанов И.Е.** Гидравлическое сопротивление в трубах с непостоянной шероховатостью // Известия высших учебных заведений. Авиационная техника. 2015. № 3. С. 52–56.
15. **Петриченко М.Р.** Термодинамические тождества и уравнения неизотермической фильтрации в изотропной пористой среде // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 2 (171). С. 188–192.
16. **Ханжонков В.И.** Сопротивление сеток // Промышленная аэродинамика. 1944. № 3 С. 210–214.
17. **Schlichting H.** Ergebnisse und Probleme von Gitteruntersuchungen // ZFW. 1, 109–122 (1953).
18. **Chemezov D.** The character of the fluid flow in the pipelines with the local hydraulic resistances. ISJ Theoretical & Applied Science, 12 (44): 62–68.
19. **Полубаринова-Кочина П.Я.** Теория движения грунтовых вод. М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1977. — 664 с.
20. **Muskat M.** The flow of homogeneous fluid through porous media // Ann Arbor. Michigan, J.W. Edwards Inc. Publ., 1946, 753 p. [In Russian: **Masket M.** Tечenie odnorodnykh zhidkostey v poristoy srede. Moscow, Izhevsk, NTC «Regulyarnaya i khaoticheskaya dinamika» Publ., 2004, 628 p.].
21. **Абдулаев Д.А., Маркелова Е.А., Сабирзянов А.Р., Миронов Н.Ю.** Гидравлическая устойчивость тепловой сети // Строительство уникальных зданий и сооружений. 2017. № 1 (52). С. 67–85.
22. **Брянская Ю.В.** Уточнение кинематических характеристик турбулентного течения // Инженерно-строительный журнал. 2013. № 6. С. 31–38.
23. **Михалев А.Д.** Гидравлический расчет напорных трубопроводов // Инженерно-строительный журнал. 2012. № 2. С. 20–28.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ЛАТУХИНА Анастасия Игоревна — студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: lai-03@mail.ru

ЛОКТИОНОВА Елена Анатольевна — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: elena.lokt@yandex.ru

МИФТАХОВА Динара Робертовна — студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: dinara.miftakhova@gmail.com

ПОЛУПАНОВА Юлия Руслановна — студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: julyapolup@mail.com

REFERENCES

1. **Idel'chik I.E.** Spravochnik po gidravlicheskim soprotivlenijam. [Handbook of hydraulic resistance]. Moscow; Mashinostroenie, 1992. 672 p. (rus.)
2. **Idel'chik I.E.** Handbook of hydraulic resistance 4th ed. rev. and augmented. United States: Begell House in Redding, CT, 2008. 881 p.
3. **Derbunovich G.I., Zemskaja A.S., Repik E.U., Sosedko Ju.P.** K voprosu o gidravlicheskom soprotivlenii setok. [About hydraulic resistance of the grids] *Uchenye zapiski TsAGI*, 1980. Vol. HI. № 2. P. 133–136. (rus.)
4. **Derbunovich G.I., Zemskaja A.S., Repik E.U., Sosedko Ju.P.** Gidravlichesкое soprotivlenie perforirovannyh reshetok. [Hydraulic resistance of the perforated grids] *Uchenye zapiski TsAGI*, 1984. Vol. XV. № 2. P. 114–118. (rus.)
5. **Velikanov N.L., Korjagin S.I., Naumov V.A.** Gidrodinamicheskoe soprotivlenie reshetok i setok v prjamom truboprovode. [Hydraulic resistance of grids and networks in the supply pipelines]. *Vestnik mashinostroyeniya*, 2014. № 6. P. 44–47. (rus.)
6. **Velikanov N.L., Naumov V.A., Primak L.V.** Gidrodinamicheskoe soprotivlenie setok. [Hydraulic resistance of the grid]. *Mehanizatsiya stroitel'stva*, 2014. № 11 (845). P. 28–31. (rus.)
7. **Latuhina A.I., Loktionova E.A., Polupanova Ju.R.** Gidrodinamicheskoe soprotivlenie setok v napornyyh vodovodah. [Hydraulic resistance of the grid in the pressure water conduit]. *St. Petersburg State Polytechnical University Journal*, 2016. № 2 (243). P. 174–180. (rus.)
8. **Dacenko E.N., Vasil'ev N.I., Avakimjan N.N., Save-nok O.V., Koshelev A.T.** Gidravlichesкое soprotivlenie techeniya zhidkosti cherez poristuyu sredu. [Hydraulic resistance to flow of liquid through a porous medium]. *Stroitel'stvo neftyanyh i gazovyh skvazhin na sushe i na more*, 2014. № 12. P. 18–20. (rus.)
9. **Pil'gunov V.N., Efremova K.D.** 77–48211/645605 Verifikatsii matematicheskikh modelej tipovyh mestnyh gidravlicheskih soprotivlenij. [Verifications of mathematical models of typical local hydraulic resistances]. *Inzhenernyy vestnik*, 2013. № 11. P. 29–56. (rus.)
10. **Kaljakin A.M., Chesnokova E.V.** Novaya zavisimost' dlja opredeleniya koefitsienta gidravlicheskogo soprotivleniya v perehodnoy zon soprotivleniya (ot laminarnogo k turbulentnomu). [A new functional connection for determining the coefficient of hydraulic resistance in the transition resistance zone (from laminar to turbulent)]. *Magazine of Civil Engineering*. 2012. № 2. P. 51–55. (rus.)
11. **Makarochnik V.I., Komisarova L.A., Gerashenko E.K.** Gidravlichesкое soprotivlenie poristogo setchatogo konstrukcionnogo materiala (PSKM), poluchennogo metodom gorjachej prokatki metallicheskih setok. [Hydraulic resistance of a porous netted construction material (PSKM), produced of the hot rolling of metal]. *Vestnik MGUPI*, 2009. № 27, P. 8–13. (rus.)
12. **Repik E.U., Sosedko Ju.P.** Razrabotka deturbulizirujushchih setok s malym gidravlicheskim soprotivleniem dlja ajerodinamicheskikh trub. [Development of turbulence screen with a small hydraulic resistance for wind tunnels]. *Uchenye zapiski TsAGI*, 2011. Vol. XLII. № 3. P. 84–91. (rus.)
13. **Samohvalov N.M., Nesterova T.Ju., Vinogradov V.V.** Gidravlichesкое soprotivlenie shhelevoj fil'trujushhej peregorodki. [Hydraulic resistance of the slotted filter diaphragm]. *Vestnik Irkutskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*, 2013. № 10 (81). P. 235–239. (rus.)
14. **Lobanov I.E.** Gidravlichesкое soprotivlenie v trubah s nepostoynnoj sherohovatost'ju. [Hydraulic resistance in pipes with variable roughness]. *Izvestiya vysshikh uchebnyh zavedenij. Avionnaya tekhnika*. 2015. № 3. P. 52–56.
15. **Petrichenko M.R.** Termodinamicheskie tozhdestva i uravneniya neizotermicheskoy fil'tracii v izotropnoj poristoy srede. [Thermodynamic identities and equations of n-isothermal filtration in an isotropic porous medium]. *St. Petersburg State Polytechnical University Journal*. 2013, № 2 (171). P. 188–192. (rus.)
16. **Hanzhonkov V.I.** Soprotivlenie setok. [Resistance of grids]. *Promyshlennaya ajerodinamika*. 1944. № 3. P. 210–214. (rus.)
17. **Schlichting H.** Ergebnisse und Probleme von Gitteruntersuchungen. *ZFW* 1. 109–122 (1953).
18. **Chemezov D.** The character of the fluid flow in the pipelines with the local hydraulic resistances. *ISJ Theoretical & Applied Science*. 12 (44): 62–68.
19. **Polubarinova-Kochina P.Ja.** Teoriya dvizheniya gruntovyh vod. [Theory of ground water motion]. Moscow; Nauka. Glavnaya redaktsiya fiziko-matematicheskoy literatury, 1977. 664 p. (rus.)
20. **Muskat M.** The flow of homogeneous fluid through porous media. Ann Arbor, Michigan, J.W. Edwards Inc. Publ., 1946, 753 p. [In Russian: Masket M. Tchenie odnorodnykh zhidkostey v poristoy srede.

Moscow, Izhevsk, NIC «Regulyarnaya i khaoticheskaya dinamika» Publ., 2004, 628 p.].

21. **Abdulaev D.A., Markelova E.A., Sabirzyanov A.R., Mironov N.Yu.** Gidravlicheskaja ustojchivost' teplovoj seti. [The hydraulic stability of the heating network]. *Construction of Unique Buildings and Structures*. 2017. № 1 (52). P. 67–85. (rus.)

22. **Brjanskaja Ju.V.** Utochnenie kinematicheskikh harakteristik turbulentnogo techenija. [Refinement of the kinematic characteristics of turbulent flow]. *Magazine of Civil Engineering*. 2013. № 6. P. 31–38.

23. **Mihalev A.D.** Gidravlicheskij raschet napornyh truboprovodov. [Hydraulic calculation of pressure pipelines]. *Magazine of Civil Engineering*. 2012. № 2. P. 20–28.

AUTHORS

LATUKHINA Anastasiia I. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: lai-03@mail.ru

LOKTIONOVA Elena A. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: elena.lokt@yandex.ru

MIFTAKHOVA Dinara R. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: dinara.miftakhova@gmail.com

POLUPANOVA Juliia R. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: julyopolup@mail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 29.03.2017.



DOI: 10.18721/JEST.230219

УДК 658.512.4.07

И.Н. Хрусталева, С.А. Любомудров, П.И. Романов

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

ИМИТАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКИ ПРОИЗВОДСТВА ЦЕХА МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Описана имитационная модель технологической подготовки производства цеха механической обработки, позволяющая оценить эффективность производственного процесса механической обработки исходя из анализа экономических показателей и показателей качества продукции. Оценка качества продукции производится на основе теоретического расчета суммарной погрешности обработки. Приведена математическая модель расчета точности механической обработки.

ИМИТАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ; ТОЧНОСТЬ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ; МЕХАНИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА; ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБОРУДОВАНИЕ; РЕЖИМЫ РЕЗАНИЯ.

Ссылка при цитировании:

И.Н. Хрусталева, С.А. Любомудров, П.И. Романов. Имитационная модель технологической подготовки производства цеха механической обработки // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 215–222. DOI: 10.18721/JEST.230219

I.N. Khrustaleva, S.A. Lyubomudrow, P.I. Romanov

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

SIMULATION MODEL OF TECHNOLOGICAL PREPARATION OF PRODUCTION OF THE MACHINING SHOP

We have described a simulation model for the technological preparation of the production of a machining shop. The described simulation model allows to estimate the efficiency of the production process of machining based on the analysis of economic indicators and product quality indicators. The evaluation of product quality is based on the theoretical calculation of the total processing error. We have described a mathematical model for calculating the accuracy of machining.

SIMULATION MODEL; ACCURACY OF MECHANICAL TREATMENT; MACHINING; TECHNOLOGICAL EQUIPMENT; CUTTING MODES.

Citation:

I.N. Khrustaleva, S.A. Lyubomudrow, P.I. Romanov, Simulation model of technological preparation of production of the machining shop, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 215–222, DOI: 10.18721/JEST.230219

Машиностроение — одна из крупнейших отраслей промышленности, продукция которой отличается большим разнообразием конструкторских решений и применяемых материалов. Обработка одной и той же номенклатуры деталей может иметь множество технологических решений в зависимости от применяемых методов обработки и средств технологического оснащения.

Технологическая подготовка производства — неотъемлемый этап выпуска продукции, кото-

рый позволяет организовать производственный процесс с оптимальным соотношением экономических показателей и показателей качества.

Согласно ГОСТ 14.004–83 технологическая подготовка производства — это совокупность мероприятий, обеспечивающих технологическую готовность производства. К основным решаемым при этом задачам: относятся выбор оптимальных методов получения заготовки, методов формообразования поверхностей детали; выбор средств

технологического оснащения (технологическое оборудование, режущий и мерительный инструмент, установочно-зажимное приспособление); разработка маршрутов обработки деталей; назначение технологических параметров процесса обработки (скорости и глубины резания, подачи), обеспечивающих выполнения заданной параметров точности; определение оптимальной последовательности запуска деталей в производство; расчет количества и сроков поставок режущего инструмента и вспомогательных материалов. Реализация всех возможных вариантов производственного процесса на практике невозможна. Поэтому наиболее рациональным методом для решения поставленных задач является имитационное моделирование. Оно позволяет оценить поведение системы при изменении внешних условий [1]. В ряде литературных источников [2–13] описываются модели производственного процесса, в которых выбор оптимального варианта производится на основе анализа только экономических показателей и не учитывает параметры качества продукции (точность обработки).

Постановка задачи исследования

Целью работы — создание имитационной модели технологической подготовки производства цеха механической обработки для выбора наиболее рационального варианта производственного процесса обработки заданной номенклатуры деталей. Выбор рационального варианта производится на основе анализа двух групп показателей:

экономических показателей (коэффициент загрузки оборудования, длительность производственного цикла, минимизация вспомогательного времени на переналадку оборудования и др.); показателей качества продукции (качество оценивается на основе расчета точности окончательной механической обработки для каждой партии деталей).

Имитационная модель технологической подготовки производства цеха механической обработки

Моделирование технологической подготовки производства цеха механической обработки включает четыре этапа:

анализ номенклатуры деталей и технологического оборудования цеха;

оптимизацию загрузки технологического оборудования цеха;

разработку производственного графика для каждой группы технологического оборудования; моделирование работы каждой единицы технологического оборудования.

Схема имитационной модели технологической подготовки производства представлена на рис. 1.

Описание этапов моделирования

Этап 1. Анализ номенклатуры деталей и технологического оборудования цеха. Формирование отдельных групп деталей и групп технологического оборудования.

Анализ заданной номенклатуры деталей производится с целью определения необходимой точности технических параметров поверхностей деталей и допустимых методов их формообразования для достижения заданных параметров точности. В отдельную группу объединяются детали, для формообразования которых могут быть применены схожие методы обработки и средства технологического оснащения (технологическое оборудование, режущий инструмент, установочно-зажимные приспособления).

Анализ технологического оборудования цеха производится с целью выявления технологических возможностей каждой единицы оборудования. По результатам формируются группы технологического оборудования (ГТО). В одну группу объединяются станки, имеющие схожие технические характеристики и являющиеся взаимозаменяемыми в пределах своей группы.

Этап 2. Оптимизация загрузки технологического оборудования цеха.

Производственная мощность предприятия (цех, участок) — это максимально возможный выпуск продукции за определенный период и в определенных количественных соотношениях заданной номенклатуры при наиболее эффективном использовании набора производственных ресурсов (производственное оборудование и площади)¹.

Задачей второго этапа моделирования является оптимальное распределение деталей между группами технологического оборудования с учетом их максимальных производственных мощностей. Выбор оптимального варианта произво-

¹ Производственный менеджмент: Учебник / Под ред. В.А. Козловского. М.: ИНФРА-М, 2003. 574 с.

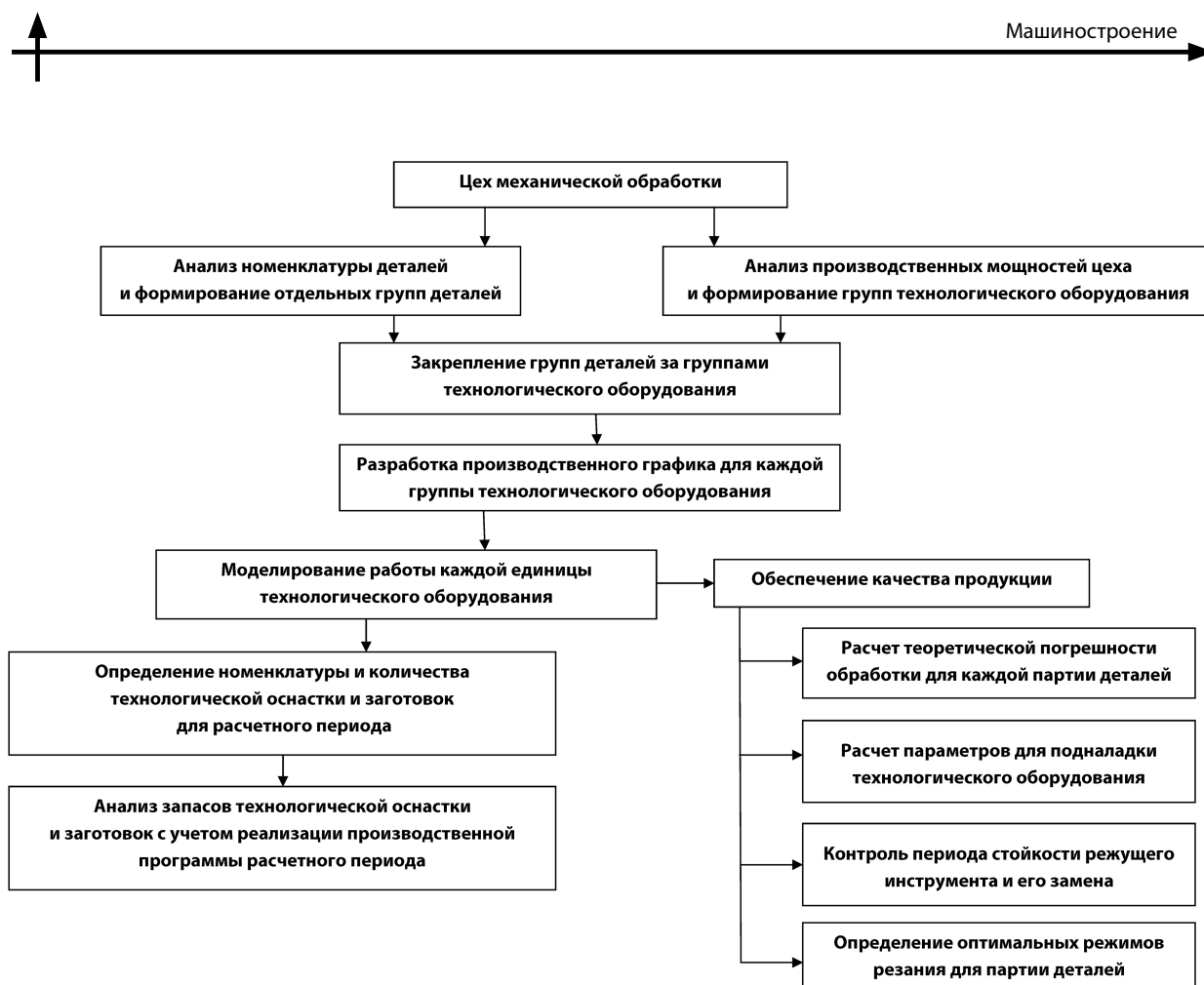


Рис. 1 Схема имитационной модели технологической подготовки производства цеха механической обработки
Fig. Diagram of simulation model of technological preparation of production of the machining shop

дится на основе расчета коэффициента загрузки группы технологического оборудования (рис. 2).

Этап 3. Разработка производственного графика для каждой группы технологического оборудования. Задача данного этапа моделирования — разработка оптимальной последовательности обработки деталей для каждой единицы технологического оборудования с учетом длительности изготовления каждой партии деталей, сроков сдачи готовой продукции и минимизации вспомогательного времени на переналадку технологического оборудования (рис. 3).

Этап 4. Моделирование работы каждой единицы технологического оборудования. Задачи четвертого этапа — определение номенклатуры и количества технологической оснастки и заготовок, необходимых для обработки деталей в расчетном периоде, и обеспечение качества выпускаемой продукции на основе прогнозирования точности обработки. Закупка необходимых наименований режущего инструмента

и заготовительного материала производится с учетом допустимых объема склада и сроков поставки.

Обеспечение качества изготавливаемой продукции производится на основе теоретического расчета точности механической обработки, которая оценивается суммарной погрешностью обработки для партии деталей. По результатам расчета определяются оптимальные режимы резания и параметры для подналадки технологического оборудования. Обеспечение качества выпускаемой продукции производится также за счет контроля периода стойкости режущего инструмента и его своевременной заменой.

Математическая модель технологической подготовки производства

При реализации разработанной имитационной модели технологической подготовки производства цеха механической обработки были использованы следующие математические модели:

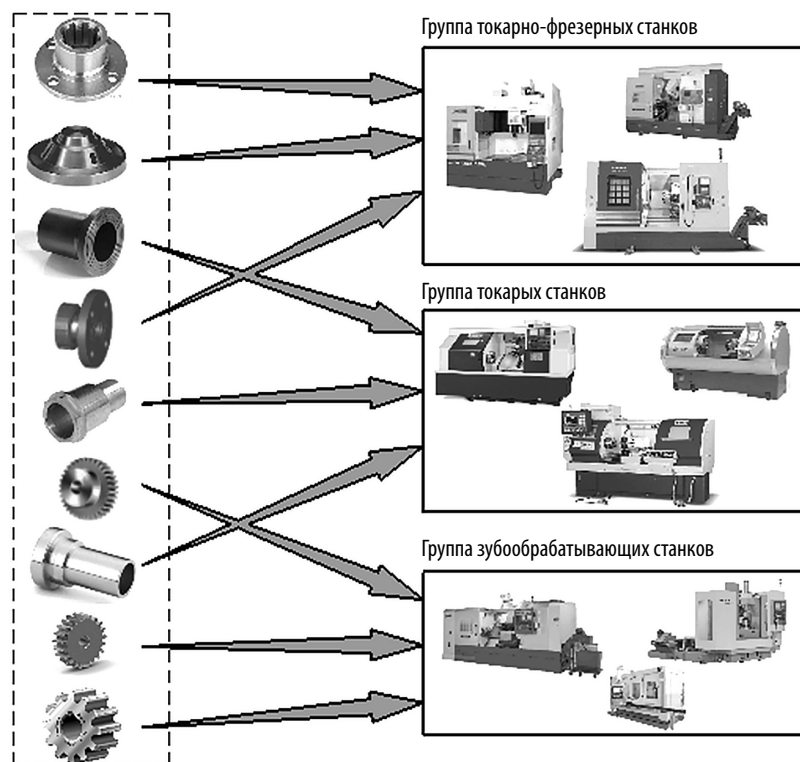


Рис. 2. Схема второго этапа моделирования

Fig. 2. Scheme of the second stage modeling

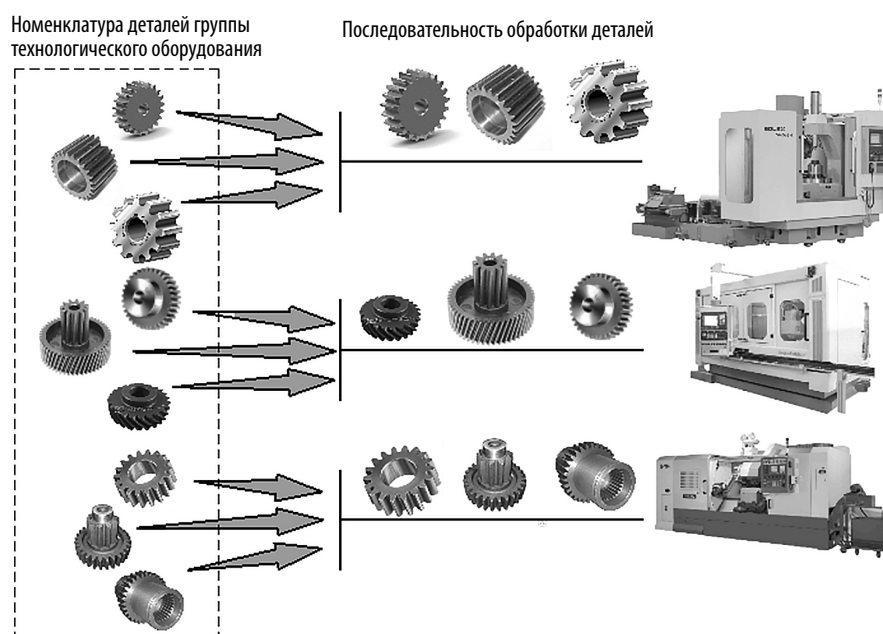


Рис. 3. Схема третьего этапа моделирования

Fig. 3. Scheme of the third stage modeling

определение суммарной погрешности обработки.

определение коэффициента загрузки группы технологического оборудования.

Определение суммарной погрешности обработки. В общем виде уравнение для расчета суммарной погрешности обработки можно представить следующей зависимостью [14]:

$$Y_i = f_1(x_1, x_2, \dots) + f_2(x_1, x_2, \dots) + \varepsilon_i,$$

где f_1, f_2 — составляющие погрешности (тепловые и силовые деформации технологической системы, износ режущего инструмента и т. д.); x_1, x_2 — входные параметры и возмущающие воздействия, которые характеризуют состояние обрабатываемых заготовок, режущего инструмента и станка, режимы резания и т. д.

Определение суммарной погрешности обработки производится на основе расчета отдельных погрешностей, к которым относятся размерный износ режущего инструмента ($\Delta_{\text{и}}$), упругие деформации технологической системы ($\Delta_{\text{упр}}$) и тепловые деформации технологической системы (ξ). Расчет значений данных погрешностей обработки производится по формулам [15]

$$\begin{aligned} \Delta_{\text{и}} &= \frac{2u3,14Dl}{s}; \\ \Delta_{\text{упр}} &= \frac{jC_z V^{az} S^{bz} t^{dz}}{C_y V^{ay} S^{by} t^{dy} C_p S^{0,75}}; \\ P_y &= C_y V^{ay} S^{by} R^{dy}; \\ P_z &= C_z V^{az} S^{bz} R^{dz}; \\ \xi &= K(\tau + A)(1 - e^{-\alpha\tau}); \\ A &= C_A V^{aA} S^{bA} R^{dA}; \\ K &= C_K V^{aK} S^{bK} R^{dK}; \\ \alpha &= C_\alpha V^{a\alpha} S^{b\alpha} R^{d\alpha}, \end{aligned}$$

где u — относительный размерный износ режущего инструмента, мкм; D — диаметр заготовки, мм; l — длина обработки, мм; S — подача, мм/об; R — радиус при вершине режущей пластины, мм;

V — скорость резания; j — жесткость системы, Н/мм²; P_y, P_z — составляющие силы резания, Н; C_p — поправочный коэффициент, зависящий от материала детали; C_y, C_z — поправочные коэффициенты, зависящие от геометрии и материала инструмента; ay, by, dy, az, bz, dz — показатели степени; K, A — коэффициенты, зависящие от режимов резания, материала детали, материала и формы резца; τ — расчетный момент времени, мин; α — коэффициент, зависящий от материала и формы режущего инструмента; e — основание натурального логарифма.

Расчет коэффициента загрузки группы оборудования. Коэффициент загрузки группы технологического оборудования рассчитывается по формулам [14]

$$\begin{aligned} K_3 &= \frac{q_p}{q_{\text{ф}}}; \\ q_p &= \frac{T_{\text{пл}}}{F_{\text{эф}}}; \\ T_{\text{пл}} &= \frac{1}{P_{\text{вн}}} \sum_{j=1}^j (N_B^j T_j + \Delta H_{\text{нз}}^j); \\ \Delta H_{\text{нз}}^j &= \sum_{j=1}^j (O_{\text{вр}}^j - O_{\text{вф}}^j) T_j, \end{aligned}$$

где K_3 — коэффициент загрузки группы технологического оборудования; q — количество единиц технологического оборудования, необходимое для выполнения плана; $q_{\text{ф}}$ — фактическое количество единиц технологического оборудования в группе; $T_{\text{пл}}$ — требуемое число нормочасов по группе оборудования на весь выпуск товарной продукции и на изменение заделов незавершенного производства; $F_{\text{эф}}$ — эффективный фонд времени работы единицы оборудования; J — число видов продукции, изготавливаемой на группе оборудования; $P_{\text{вн}}$ — планируемый средний коэффициент выполнения норм времени по группе оборудования; N_B^j — годовой выпуск продукции j -го вида, изготавливаемой на группе оборудования; T_j — трудоемкость изготовления продукции j -го вида, изготавливаемой на группе оборудования; $\Delta H_{\text{нз}}^j$ — трудоемкость изменения остатка незавершенного производства продукции j -го вида по группе оборудования; $O_{\text{вр}}^j, O_{\text{вф}}^j$ — расчетное

и фактическое опережение выпуска продукции j -го вида по группе оборудования.

Анализ результатов

В статье описана имитационная модель технологической подготовки производства, позволяющая сформировать допустимые варианты производственного процесса обработки заданной номенклатуры деталей, определить оптимальные режимы резания и оценить точность готовой продукции. Также на основе описанной

имитационной модели выполняются разработка производственных графиков и формирование перечня необходимой технологической оснастки для расчетного периода.

Применение разработанной имитационной модели на этапе технологической подготовки производства позволяет значительно сократить время и затраты при производстве продукции за счет предварительного анализа множества допустимых вариантов производственного процесса и выбора из них оптимального.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Claudius Ptolemaeus.** System Design, Modeling and Simulation using Ptolemy II. Ptolemy. ogr, 2014. 674 p.
2. **Дмитриевский Б.С., Савцова И.О., Филина А.Е.** Модель технологической подготовки производства в машиностроении // Вестник Тамбовского государственного технического университета. 2015. Т. 21. № 1. С. 174–184.
3. **Переверзев П.П.** Функциональное моделирование процессов организации производства на машиностроительных предприятиях // Современные проблемы науки и образования. 2012. № 2. [Электрон. издание] URL: <https://www.science-education.ru/ru/article/view?id=604> (дата обращения: 23.06.2017).
4. **Дмитриевский Б.С., Савцова И.О.** Моделирование технической подготовки производства в мелкосерийной инновационно-производственной системе // Вопросы современной науки и практики. Университет им.В.И. Вернадского. 2013. № 2 (46). С. 54–59.
5. **Селиванов С.Г., Паньшина О.Ю., Поезжалова С.Н., Бородинкина О.А.** Разработка системы инновационной подготовки производства в машиностроении // Инновации. 2013. № 3(173). С. 78–84.
6. **Дмитриевский Б.С., Дмитриева О.В.** Автоматизированное управление производственной системой: построение модели и перевод к инновационное состояние // Вестник Тамбовского государственного технического университета. 2014. Т. 20. № 2. С. 284–291.
7. **Митин С.Г., Бочкарев П.Ю., Бокова Л.Г.** Особенности создания автоматизированной системы планирования технологических процессов в условиях многономенклатурного механообрабатывающего производства // Системы проектирования, технологической подготовки производства и управления этапами жизненного цикла промышленного продукта (CAD/CAM/PDM-2012). Труды 12-й международной конференции / Под ред. Е.И. Артамонова. М.: ООО «Аналитик», 2012. С. 305–309.
8. **Балановская Л.Н.** Математическое моделирование технологической подготовки производства с использованием некоторых моделей дискретной оптимизации // Новые информационные технологии в нефтегазовой отрасли и образовании. Материалы V Всероссийской научно-технической конференции с международным участием. 2012. С. 74–77.
9. **Mujber T.S., Szecsi T., Hashmi M.S.J.** Virtual reality applications in manufacturing process simulation // Journal of Materials Processing Technology. 2004. № 155–156. P. 1834–1838.
10. **Лютов А.Г., Рябов Ю.В.** Модель комплексного автоматизированного управления процессами в машиностроении // СТИН. 2016. № 5. С. 2–8.
11. **Хаймович И.Н.** Разработка принципов построения бизнес-процессов конструкторско-технологической подготовки производства на основе информационно-технологических моделей // Фундаментальные исследования. 2014. № 8–9. С. 1709–1714.
12. **Mourtzis D., Doukas M., Bernidaki D.** Simulation in Manufacturing: Review and Challenges // CIRP Sponsored DET 2014 Conference. 2014. P. 213–229.
13. **Seleim A., Azab A., AlGeddawy T.** Simulation Methods for Changeable Manufacturing // 45th CIRP Conference on Manufacturing Systems. 2012. P. 179–184.
14. **Козарь И.И., Колодяжный Д.Ю., Радкевич М.М., Цимко Т.А.** Математическая модель погрешности при точении труднообрабатываемых сплавов // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2014. № 2(195). С. 194–201.
15. **Козарь И.И., Колодяжный Д.Ю., Ларионов Е.О.** Оценка погрешности обработки резанием деталей из труднообрабатываемых материалов в авиадвигателестроении // Современное машиностроение. Наука и образование. 2016. № 5. С. 936–945.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ХРУСТАЛЕВА Ирина Николаевна — старший преподаватель Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: irina.khrustaleva@mail.ru

ЛЮБОМУДРОВ Сергей Александрович — кандидат технических наук заведующий кафедрой технологии машиностроения Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: lyubomudrow@yandex.ru

РОМАНОВ Павел Иванович — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: irina.khrustaleva@mail.ru

REFERENCES

1. **Claudius Ptolemaeus**. System Design, Modeling and Simulation using Ptolemy II. Ptolemy. ogr. 2014. 674 p.
2. **Dmitriyevskiy B.S., Savtsova I.O., Filina A.Ye.** Model tekhnologicheskoy podgotovki proizvodstva v mashinostroyenii. *Vestnik Tambovskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*. 2015. T. 21. № 1. S. 174–184. (rus.)
3. **Pereverzev P.P.** Funktsionalnoye modelirovaniye protsessov organizatsii proizvodstva na mashinostroyitelnykh predpriyatiyakh. *Sovremennyye problemy nauki i obrazovaniya*. 2012. № 2. [Электрон. издание] URL: <https://www.science-education.ru/ru/article/view?id=604> (дата обращения: 23.06.2017). (rus.)
4. **Dmitriyevskiy B.S., Savtsova I.O.** Modelirovaniye tekhnicheskoy podgotovki proizvodstva v melkoseriynoy innovatsionno-proizvodstvennoy sisteme / Universitet im.V.I. Vernadskogo. *Voprosy sovremennoy nauki i praktiki*. 2013. № 2 (46). S. 54–59. (rus.)
5. **Selivanov S.G., Panshina O.Yu., Poyezzhlova S.N., Borodkina O.A.** Razrabotka sistemy innovatsionnoy podgotovki proizvodstva v mashinostroyenii. *Innovatsii*. 2013. № 3(173). S. 78–84. (rus.)
6. **Dmitriyevskiy B.S., Dmitriyeva O.V.** Avtomatizirovannoye upravleniye proizvodstvennoy sistemoy: postroyeniye modeli i perevod k innovatsionnoye sostoyaniye. *Vestnik Tambovskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*. 2014. T. 20. № 2. S. 284–291. (rus.)
7. **Mitin S.G., Bochkarev P.Yu., Bokova L.G.** Osobennosti sozdaniya avtomatizirovannoy sistemy planirovaniya tekhnologicheskikh protsessov v usloviyakh mnogomenklaturnogo mekhanooobrabatyvayushchego proizvodstva. *Sistemy proyektirovaniya, tekhnologicheskoy podgotovki proizvodstva i upravleniya etapami zhiznennogo tsikla promyshlennogo produkta (CAD/CAM/PDM-2012)*. *Trudy 12-y mezhdunarodnoy konferentsii* / Pod red. Ye.I. Artamonova. M.: ООО «Analitik», 2012. S. 305–309. (rus.)
8. **Balanovskaya L.N.** Matematicheskoye modelirovaniye tekhnologicheskoy podgotovki proizvodstva s ispolzovaniyem nekotorykh modeley diskretnoy optimizatsii. *Novyye informatsionnyye tekhnologii v neftegazovoy otrosli i obrazovanii. Materialy V Vserossiyskoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii s mezhdunarodnym uchastiyem*. 2012. S. 74–77. (rus.)
9. **Mujber T.S., Szecsi T., Hashmi M.S.J.** Virtual reality applications in manufacturing process simulation. *Journal of Materials Processing Technology*. 2004. № 155–156. P. 1834–1838.
10. **Lyutov A.G., Ryabov Yu.V.** Model kompleksnogo avtomatizirovannogo upravleniya protsessami v mashinostroyenii// STIN. 2016. № 5. S. 2–8. (rus.)
11. **Khaymovich I.N.** Razrabotka printsipov postroyeniya biznes-protsessov konstruktorsko-tekhnologicheskoy podgotovki proizvodstva na osnove informatsionno-tekhnologicheskikh modeley. *Fundamentalnyye issledovaniya*. 2014. № 8–9. S. 1709–1714. (rus.)
12. **Mourtzis D., Doukas M., Bernidaki D.** Simulation in Manufacturing: Review and Challenges. *CIRP Sponsored DET 2014 Conference*. 2014. P. 213–229.
13. **Seleim A., Azab A., AlGeddawy T.** Simulation Methods for Changeable Manufacturing. 45th CIRP Conference on Manufacturing Systems 2012. P. 179–184.
14. **Kozar I.I., Kolodyazhnyy D.Yu., Radkevich M.M., Tsimko T.A.** Matematicheskaya model pogreshnosti pri tochenii trudnoobrabatyvayemykh splavov. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2014. № 2(195). S. 194–201. (rus.)
15. **Kozar I.I., Kolodyazhnyy D.Yu., Larionov Ye.O.** Otsenka pogreshnosti obrabotki rezaniyem detaley iz trudnoobrabatyvayemykh materialov v aviadvigatelestroyenii. *Sovremennoye mashinostroyeniye. Nauka i obrazovaniye*. 2016. № 5. S. 936–945. (rus.)

AUTHORS

KHRUSTALEVA Irina N. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: irina.khrustaleva@mail.ru

LYUBOMUDROW Sergei A. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: lyubomudrow@yandex.ru

ROMANOV Pavel I. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: irina.khrustaleva@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 29.03.2017.



DOI: 10.18721/JEST.230220

УДК 625.143.4:621.882.3–592.356

*В.Г. Артюх¹, А.А. Никитченко², Н.В. Подгорная³,
И.Н. Чигарева⁴, Н.В. Чернышева⁵*

1, 3, 4, 5 — Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация
2 — Тихвинский вагоностроительный завод, г. Тихвин, Российская Федерация

АНАЛИЗ РАБОТОСПОСОБНОСТИ САМОЗАТЯГИВАЮЩИХСЯ ГАЕК УЗЛОВ КРЕПЛЕНИЯ РЕЛЬСОВЫХ СТЫКОВ

В статье дается оценка функциональным качествам самоподкручивающихся гаек, разработанных в ООО ТД «Агропромимпекс — 2000». Цель статьи — изучение влияния конструктивных параметров гайки на ее функциональные свойства. Основным функциональным свойством данной гайки является самоторможение при отсутствии осевых сил. Это свойство обеспечивается тем, что гайка совместно с болтом представляет собой предварительно напряженную пару, в которой постоянно действующее предварительное нагружение создается гарантированным натягом. Второе функциональное свойство гайки — ее способность к самозатягиванию под нагрузкой в случае, если эта нагрузка уменьшается. Выявлены условия самоподкручивания — силовые и деформационные; сделаны предложения по улучшению качества самоподкручивания, а также прочности соединения (болтов и самоподкручивающихся гаек). Исследованная самозатягивающаяся гайка признана перспективной как для магистральных, так и для промышленных рельсовых путей. Определены направления дальнейших исследований самозатягивающейся гайки. Совершенствование гайки должно идти по пути уменьшения ее веса, увеличения прочности и долговечности. ГАЙКА; РЕЛЬСОВЫЙ СТЫК; РЕЗЬБОВОЕ СОЕДИНЕНИЕ; САМОПОДКРУЧИВАНИЕ; ПРЕДВАРИТЕЛЬНАЯ ЗАТЯЖКА; ДЕФОРМАЦИЯ.

Ссылка при цитировании:

В.Г. Артюх, А.А. Никитченко, Н.В. Подгорная, И.Н. Чигарева, Н.В. Чернышева. Анализ работоспособности самозатягивающихся гаек узлов крепления рельсовых стыков // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 223–233. DOI: 10.18721/JEST.230220

*V.G. Artiukh¹, A.A. Nikitchenko², N.V. Podgornaya³,
I.N. Chigareva⁴, N.V. Chernysheva⁵*

1, 3, 4, 5 — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation
2 — Tikhvin railway car building plant, Tikhvin, Russian Federation

ANALYSIS OF THE WORKING EFFICIENCY OF SELF-LEAKING GAUK NODES OF FASTENING THE RAIL JOBS

The paper presents an assessment of the functional qualities of self-tightening nuts developed in «Agro-promimpeks-2000» Trade House Ltd. The goal of the article is in studying the influence of the design parameters of a nut on its functional properties. The main functional property of this nut is self-retardation in the absence of axial forces. This property is provided because the nut together with the screw bolt represents a previously strained couple in which permanent preliminary loading is provided with guaranteed tightness. The second functional property of the nut is its ability to self-tighten under loading in case this loading decreases. The self-tightening conditions are revealed, which are force and deformation; suggestions for improving the quality of self-tightening, and also connection durability are given (for bolts and self-tightening nuts). The studied self-tightening nut is recognized as promising both for mainline and industrial tracks. We have identified the future directions of studying the self-tightening nuts. The nut could be improved by reducing its weight and increasing its strength and durability.

NUT; RAIL JOINT; THREADED CONNECTION; SELF-SCREWING; PRE-TIGHTENING; DEFORMATION.

Citation:

V.G. Artiukh, A.A. Nikitchenko, N.V. Podgornaya, I.N. Chigareva, N.V. Chernysheva, Analysis of the working efficiency of self-leaking gauk nodes of fastening the rail jobs, St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 223–233, DOI: 10.18721/JEST.230220

Введение

Путевое хозяйство как промышленных предприятий, так и магистральных железных дорог предъявляет повышенные требования к надежности работы его элементов. Одним из самых ответственных узлов пути является узел рельсовых стыков [1–5]. Этот узел подвержен динамическим нагрузкам, связанным с геометрическими несовершенствами пути и несовершенствами амортизации. Результат такого воздействия — повышенная выработка деталей рельсовых стыков: износ накладок, гаек, болтов, появление зазоров в соединениях [6–9].

Появление зазоров может быть связано как с износом деталей и вибрациями (приводящими к откручиванию гаек), так и с перегрузками узла, когда в болтах появляются текучесть и остаточные деформации. Узлы крепления, в которых появились зазоры, становятся источником дополнительных динамических нагрузок, поэтому зазоры желательно устранять [10]. В этом направлении есть два основных пути:

а) установка энергоемких упругих элементов, обеспечивающих только упругие деформации соединения¹ [11, 12];

б) разработка и внедрение самотормозящихся и самоподкручивающихся гаек, обеспечивающих отсутствие зазоров в соединениях при соответствующем выборе параметров резьбового соединения [14, 15].

Последнее решение может оказаться универсальным и экономически более выгодным, чем установка энергоемких элементов.

Настоящая работа должна дать оценку функциональным качествам самоподкручивающихся гаек, предоставленных ООО ТД «Агропромимпекс — 2000»^{2,3}. Исследования выполнялись

в лаборатории «Сопротивление материалов» ФГАОУ ВО «СПбПУ».

Расчеты должны выявить условия самоподкручивания — силовые и деформационные, дать предложения по улучшению (если это необходимо) качества самоподкручивания, а также прочности соединения (болтов и самоподкручивающихся гаек).

Цель работы — изучение влияния конструктивных параметров гайки на ее функциональные свойства. Основное функциональное свойство данной гайки (рис. 1) — самоторможение при отсутствии осевых сил, то есть при наличии зазоров в соединениях. Это свойство обеспечивается тем, что гайка совместно с болтом представляет собой предварительно напряженную пару [13–16], в которой постоянно действующее предварительное нагружение обеспечивается гарантированным натягом.

Вторым функциональным свойством гайки является ее способность к самоподкручиванию (самозатягиванию) под нагрузкой в случае, если эта нагрузка уменьшается, что может вызываться износом контактных поверхностей соединения.

Задачи настоящего исследования: установление зависимости между размерами элементов гайки и основными функциональными свойствами; разработка рекомендаций по изменению размеров, материалов, оптимизации усилия затяжки, а также рекомендаций по уменьшению металлоемкости гайки при сохранении основных функциональных свойств⁴ [17].

Материал и методика работы

Если сила в соединении уменьшается (вытяжка болта, износ деталей соединения и т. д.), то принято в таких соединениях восстанавливать затяжку. Это можно сделать подкручиванием гайки (в идеальном случае — самоподкручиванием).

пружинных гаек / Котиков Г.И., Бычин С.В., Коршунова З.З., Тер-Нерсисянц А.Е., Бойко О.С. (Украина) // № 2001132104/28. Заявлено 29.11.2001. Оpubл. 2003.

⁴ Kitaeva D.A., Rudaev Ya.I., Ordobaev B.S., Abdykeeva Sh.S. Modeling of concrete behavior under compression // Applied Mechanics and Materials. 2015. Vol. 725–726. P. 623–628.

¹ Патент на полезную модель 88684 РФ, МПК Е 01 В 11/54. Стыковая накладка / Говоров В.В. (РФ) // № 2009128086/22. Заявл. 20.07.2009. Оpubл. 20.11.2009.

² Патент 40711 А (Украина), МКВ F 16 В 37/08. Гайка / Котиков Г.И., Бичин С.В., Коршунова З.З., Тер-Нерсисянц А.Е., Бойко О.С. (Украина) // № 2001063956. Заявлено 11.06.2001. Оpubл. 15.08.2001. Бюл. № 7. 3 с.

³ Патент 2199035 РФ, МПК 7F 16B 37/12 А, 7B 21F 35/00 В, 7B 21F 3/04 В, 7B 21H 3/08 В, 7B 21D 11/06 В. Пружинная гайка и способ изготовления

Попытаемся установить условия самоподкручивания.

Со стороны прижимной планки на гайку может действовать момент, максимальное значение которого

$$M_{пл} = Pr_r f_{пл}. \quad (1)$$

Здесь $M_{пл}$ — максимально возможное значение момента, приложенного к гайке по условиям трения; P — сила затяжки гайки (между гайкой и планкой); r_r — радиус буртика гайки, касающегося планки; $f_{пл}$ — коэффициент трения между планкой и буртиком гайки.

Необходимым условием самоподкручивания гайки является ликвидация натяга между ней и винтом, то есть в результате раскручивания витков гайки диаметр ее должен увеличиться настолько, чтобы исчезло предварительное напряжение (натяг).

Есть и второе условие: момент $M_{пл}$ должен быть достаточным для преодоления силы трения в резьбе, вызванной силой затяжки P .

Расчетное исследование

Остановимся более подробно на первом условии. Увеличение диаметра гайки, необходимое для подкручивания (и откручивания), должно быть не менее максимального натяга

$$\Delta D \geq \delta_{\max}.$$

Для заданной гайки $\delta_{\max} = 0,4$ мм.

Теперь попытаемся связать увеличение диаметра с приложенным моментом. Угол θ поворота сечения витка, к которому приложена сила P , можно найти при помощи интеграла Мора

$$\theta = \int_0^{\varphi_{\max}} \frac{M_p M_1}{EJ_x} ds, \quad (2)$$

где $M_p = M$ — момент, создаваемый силой P ; $M_1 = 1$ — единичный момент; $E = 2 \cdot 10^5$ МПа — нормальный модуль упругости для стали;

$J_x = \frac{bh^3}{12}$ — осевой момент инерции;

$$ds = \frac{D_0}{2} d\varphi,$$

где D_0 — средний диаметр витка гайки;

$$D_0 = \frac{D_{\text{вн}} + D}{2} = \frac{44 + 26}{2} = 35 \text{ мм}.$$

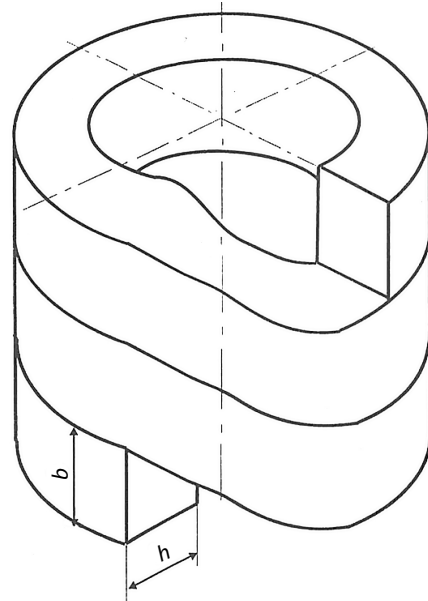


Рис. 1. Самозатягивающаяся гайка
Fig. 1. Self-tightening nut

$$b = 10 \text{ мм}; h = \frac{D_{\text{вн}} - D}{2} = \frac{44 - 26}{2} = 9 \text{ мм}.$$

В выражении (2) под знаком интеграла все величины, кроме $d\varphi$, — константы. С учетом этого получаем

$$\theta = \frac{M \cdot 1,0}{EJ_x} \frac{D_0}{2} \varphi \Big|_0^{\varphi_{\max}} = \frac{M D_0}{2EJ_x} 5,5\pi,$$

где $\varphi_{\max} = 2,75 \cdot 2\pi = 5,5\pi$ — угол навивки (2,75 оборота);

$$\theta = 2,75\pi \frac{M D_0}{EJ_x}. \quad (3)$$

Свяжем теперь угол поворота сечения с натягом δ_{\max} .

Длина полосы, из которой навита гайка, остается неизменной при ее закручивании и раскручивании, то есть

$$\varphi_{\max} D_0 = (\varphi_{\max} - \theta)(D_0 + \delta_{\max}), \quad (4)$$

или после преобразований

$$\varphi_{\max} D_0 = \varphi_{\max} D_0 - \theta D_0 + \varphi_{\max} \delta_{\max} - \theta \delta_{\max},$$

откуда

$$\theta D_0 = \delta_{\max} (\varphi_{\max} - \theta);$$

$$\delta_{\max} \frac{\theta D_0}{\varphi_{\max} - \theta} = \frac{\theta D_0}{5,5\pi - \theta}. \quad (4)$$

Подставим (3) в (4) и получим

$$\delta_{\max} = \frac{M D_0^2}{2 E J_x - M D_0}. \quad (5)$$

Решая уравнение (5) относительно M , получим

$$M = \frac{\delta_{\max} 2 E J_x}{D_0 (D_0 + \delta_{\max})}. \quad (6)$$

Поскольку δ_{\max} составляет около 1,0 % от D_0 , то $(D_0 + \delta_{\max}) \approx D_0$.

Тогда выражение (6) можно записать в первом приближении в виде

$$M = 2 \frac{E J_x \delta_{\max}}{D_0^2}. \quad (6)$$

Чем меньше значение момента, определяемого по формуле (6), тем меньшая сила затяжки требуется для реализации этого момента.

Как уменьшить требуемый момент M и требуемую силу P ?

Если исходить из формулы (6), то реальный путь только один — уменьшить жесткость на изгиб витка гайки. Для стальной гайки $E = 2 \cdot 10^5$ МПа = const — характеристика структурно нечувствительная.

D_0 меняется мало при изменении J_x за счет высоты сечения h .

В основном уменьшить M можно за счет уменьшения h ; при этом J_x уменьшится в третьей степени. Рассмотрим пример такого уменьшения. Пусть внешний диаметр гайки уменьшен с $D_{\text{вн}} = 44$ мм до $D_{\text{вн}} = 40$ мм. При этом новая толщина витка

$$h' = \frac{D_{\text{вн}} - D}{2} = \frac{40 - 26}{2} = 7 \text{ мм}.$$

Отношение моментов инерции $\frac{J'_x}{J_x} = \left(\frac{7}{9}\right)^3 = 0,47$.

В знаменателе формулы (6) несколько уменьшится величина D_0^2 :

$$D'_0 = \frac{40 + 26}{2} = 33 \text{ мм}; \left(\frac{D'_0}{D_0}\right)^2 = \left(\frac{33}{35}\right)^2 = 89.$$

Изменение момента: $\alpha = \frac{M'}{M} = \frac{0,47}{0,89} = 0,53$.

Другими словами, момент, требуемый для подкручивания гайки (и, соответственно, сила прижима ее к планке), уменьшается на 43 %, т. е.

почти в два раза при уменьшении толщины гайки с 9 до 7 мм.

Попытаемся оценить абсолютную величину этой силы. Для этого сначала найдем величину M (в существующем варианте исполнения).

Исходные параметры для расчета: $E = 2 \cdot 10^5$ МПа = $2 \cdot 10^{11}$ Н/м²; $\delta_{\max} = 0,4$ мм = $0,4 \cdot 10^{-3}$ м; $D_0 = 35$ мм = $35 \cdot 10^{-3}$ м; $J_x = \frac{bh^3}{12}$;

$b = 10$ мм; $h = 9$ мм; $J_x = \frac{10 \cdot 9^3}{12} = 607,55 \text{ мм}^4 = 607,5 \cdot 10^{-12} \text{ м}^4$.

Находим M :

$$M = 2 \frac{2 \cdot 10^{11} \cdot 607,5 \cdot 10^{-12} \cdot 0,4 \cdot 10^{-3}}{(35 \cdot 10^{-3})^2} = 0,793 \cdot 10^2 = 79,3 \text{ Нм}.$$

По формуле (1) находим усилие затяжки гайки

$$P = \frac{M}{r_{\text{г}} f_{\text{пл}}}.$$

Здесь $M = 79,3$ Нм; $r_{\text{г}} = \frac{D_{\text{вн}}}{2} = \frac{44}{2} = 22 \text{ мм} = 22 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; $f = 0,15$ для гайки с острыми зубцами без смазки.

$$P = \frac{79,3}{22 \cdot 10^{-3} \cdot 0,15} = 24 \cdot 10^3 \text{ Н} = 24 \text{ кН}.$$

Для гайки с тонким корпусом ($D'_{\text{вн}} = 40$ мм) получим $P' \approx 0,53 \cdot 24 = 12,7$ кН. Малая величина требуемого для самоподтягивания усилия затяжки повышает надежность работы соединения. Сила $P' = 12,7$ кН сравнима с допускаемыми усилиями сжатия упругих элементов крепления. Так, у шайбы Гровера для данного соединения $P_{\text{гр}} \approx 15$ кН.

Другими словами, для перспективной тонкостенной гайки можно повысить эффективность самоподкручивания, установив под нее упругий элемент, стабилизирующий силу прижима при выработках деталей узла.

Выше было получено условие самоподтягивания, которое нужно рассматривать как совершенно необходимое, но недостаточное. До-

⁵ Эта величина может оказаться большей после уточнения схемы нагружения витков гайки при подкручивании (например, нагружении не моментом, а касательными к опорной поверхности гайки силами).



статочным условием будет превышение момента трения на планке над моментом трения в резьбе (в паре «болт — гайка»). То есть

$$M_{\text{пл}} \geq M_{\text{р}}, \quad (7)$$

где

$$M_{\text{пл}} = P \cdot r_{\text{г}} \cdot f_{\text{пл}}; \quad M_{\text{р}} = P \cdot r_{\text{р}} \cdot f_{\text{р}}. \quad (8)$$

Теперь условие (7) приобретает вид

$$r_{\text{г}} \cdot f_{\text{пл}} \geq r_{\text{р}} \cdot f_{\text{р}}. \quad (9)$$

Это условие не зависит от величины P . Выполнению условия (9) способствует опирание гайки на выступающее ребро, т. е. $r_{\text{г}} > r_{\text{р}}$, что очень полезно.

Прочность витков гаек. Витки гайки работают в основном на изгиб, причем испытывают изгибающий момент, равный моменту откручивания (самоподкручивания). Для основного варианта гайки это момент $M = 79,3$ Нм.

Нормальные напряжения в гайке

$$\sigma_{\text{max}} = \frac{M}{W_x},$$

где W_x — осевой момент сопротивления сечения витка гайки.

$$W_x = \frac{bh^2}{6} = \frac{10 \cdot 9^2}{6} \cdot 10^{-9} = 0,165 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3;$$

$$\sigma_{\text{max}} = \frac{79,3}{0,165} \cdot 10^6 = 590 \cdot 10^6 \frac{\text{Н}}{\text{м}^2} = 590 \text{ МПа}.$$

Это очень большие напряжения, вынуждающие применять для изготовления гайки высокопрочные материалы. К тому же, уточненный расчет потребует учета касательных напряжений при кручении.

Поперечное сечение витка имеет явные концентраторы напряжений (не опасные при изгибе и очень опасные при кручении).

Поскольку профиль резьбы существенно изменить невозможно, желательно применить более пластичный материал. Как правило, такие материалы имеют меньшую прочность. Для этого нужно снизить уровень напряжений.

Самый реальный путь — уменьшение толщины гайки. Выше рассматривался случай, когда h уменьшается с 9 до 7 мм. При этом момент

$$M' = 0,53 \cdot 79,3 = 42 \text{ Нм},$$

а напряжение изгиба в витке

$$\sigma' = \frac{M'}{W'} = \frac{42}{0,0817 \cdot 10^{-6}} = 514 \cdot 10^{-6} \text{ Н/м}^2 = 514 \text{ МПа},$$

где

$$W' = \frac{b(h')^2}{6} = \frac{10 \cdot 7^2}{6} \cdot 10^{-9} = 81,7 \cdot 10^{-9} = 0,0817 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3.$$

Натяги и радиальная сила в резьбе. Задача расчета — получить P_r в зависимости от параметров соединения (рис. 2).

Для получения радиальных сил от натяга и жесткости можно принять расчетную схему в виде гладкого стержня с навитой пружиной квадратного сечения (2,75 оборота).

Исходные данные: Δ — натяг, т. е. разность диаметров гайки и болта.

Введем понятие относительного натяга $\varepsilon_{\Delta} = \frac{\Delta}{d}$, где d — диаметр болта; $d = 27$ мм.

Начнем с условия совместности радиальных деформаций:

$$\Delta = \Delta_{\delta} + \Delta_{\text{г}},$$

где Δ_{δ} — абсолютная радиальная деформация болта, мм; $\Delta_{\text{г}}$ — абсолютная радиальная деформация гайки, мм.

Если приравнять $d_{\delta} \approx d_{\text{г}}$, то можно записать

$$\varepsilon_{\Delta} = \varepsilon_{\delta} + \varepsilon_{\text{г}}. \quad (10)$$

В этом уравнении нам известна только деформация $\varepsilon_{\Delta} = \frac{\Delta}{d}$. Уравнение (10) содержит две неизвестные величины ε_{δ} и $\varepsilon_{\text{г}}$. Нужны еще уравнения деформаций. Рассмотрим деформации болта. Здесь возможны два крайних случая:

а) болт считаем абсолютно жестким; тогда

$$\varepsilon_{\delta} = 0; \quad \boxed{\varepsilon_{\text{г}} = \varepsilon_{\Delta}}; \quad (11)$$

б) болт считаем податливым, по всей длине нагруженным равномерным давлением p .

Тогда можно использовать обобщенный закон Гука:

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{E} [\sigma_x - \mu(\sigma_y + \sigma_z)]; \\ \varepsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_y - \mu(\sigma_x + \sigma_z)]; \end{aligned} \quad (12)$$

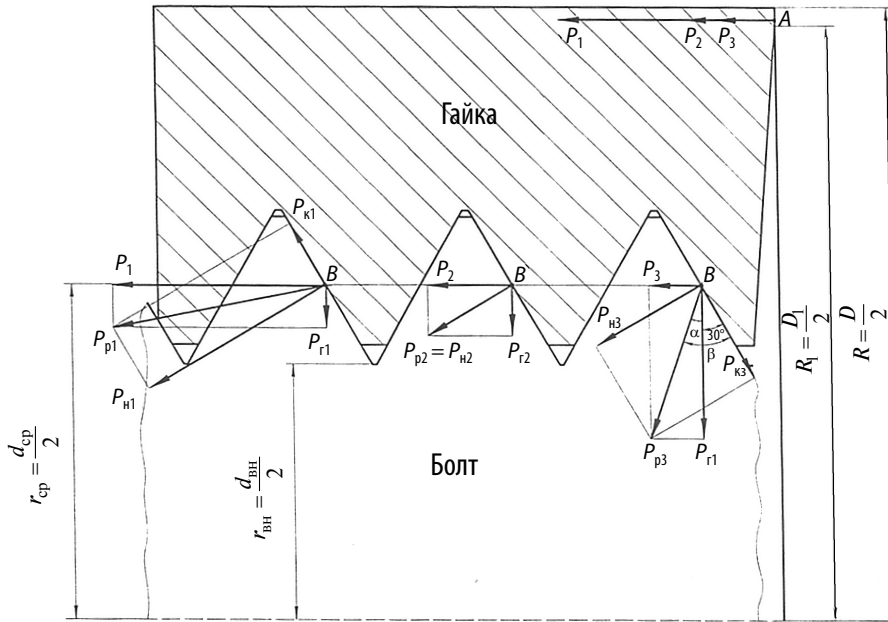


Рис. 2. Распределение сил в резьбе самозатягивающейся гайки

Fig. 2. Distribution of forces in the threads of the self-tightening nut

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} [\sigma_z - \mu(\sigma_x + \sigma_y)].$$

В этих уравнениях $\sigma_x = 0$;

$$\varepsilon_y = \varepsilon_z + \varepsilon_\delta, \quad (13)$$

$$\sigma_y = \sigma_z = -p. \quad (14)$$

С учетом (13) и (14) получаем из уравнения (12)

$$\varepsilon_x = 2 \frac{p\mu}{E}; \quad (15)$$

$$\varepsilon_\delta = -p \frac{1-\mu}{E}. \quad (16)$$

Далее нужно рассмотреть деформации кольца, одетого с натягом на цилиндр, то есть нагруженного изнутри равномерным давлением p (рис. 3, а).

Для определения радиального перемещения Δ_r составим интеграл Мора:

$$\Delta_r = \frac{1}{EJ_x} \int_0^{5,5\pi \frac{d_0}{2}} M_p M_1 ds. \quad (17)$$

Здесь $5,5\pi \frac{d_0}{2}$ — длина заготовки гайки; M_p — изгибающий момент в произвольном сечении от единичной силы (рис. 3, б).

Вычисляем изгибающие моменты:

$$M_\alpha = \int_0^\alpha p \frac{d_0}{2} b \frac{d}{2} \sin(\alpha - \varphi) d\varphi =$$

$$= -p \frac{d_0}{2} b \frac{d_0}{2} \cos(\alpha - \varphi) \Big|_0^\alpha = p b \frac{d_0^2}{4} (1 - \cos \alpha);$$

$$M_\alpha = p b \frac{d_0^2}{4} (1 - \cos \alpha). \quad (18)$$

Здесь d_0 — средний диаметр гайки $d_0 = d + h = (27 + 10)$; b — общая ширина гайки.

$$M_1 = \frac{d_0}{2} \sin \alpha; \quad (19)$$

$$ds = \frac{d_0}{2} d\alpha.$$

Интегрирование можно вести в пределах от 0 до π по углу α , т. к. при больших углах отсутствует момент M_1 (рис. 3, в):

$$\Delta_r = \frac{1}{EJ} \int_0^\pi p b \frac{d_0^2}{4} (1 - \cos \alpha) \frac{d_0^2}{4} \sin \alpha d\alpha =$$

$$\begin{aligned}
 &= \rho b \frac{d_0^2}{4EJ} \frac{d_0^2}{4} \int_0^\pi (1 - \cos \alpha) \sin \alpha d\alpha = \\
 &= \rho b \frac{d_0^4}{16EJ} \frac{(1 - \cos \alpha)^2}{2} \Big|_0^\pi = \rho b \frac{d_0^4}{16EJ} - 0; \\
 \Delta_r &= \rho b \frac{d_0^4}{16EJ_x}. \quad (20)
 \end{aligned}$$

Относительная радиальная деформация

$$\varepsilon_r = \frac{\Delta_r}{d} = \rho b \frac{d_0^4}{16EJ_x d}. \quad (21)$$

Теперь рассмотрим совместно три формулы (10), (16) и (21):

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_\Delta &= \varepsilon_\delta + \varepsilon_r; \\
 \varepsilon_\delta &= \rho \frac{1 - \mu}{E}; \\
 \varepsilon_r &= \rho b \frac{d_0^4}{16EJ_x d}.
 \end{aligned}$$

В этих трех уравнениях содержатся три неизвестные — ε_δ , ε_r и ρ ; следовательно, они находятся из этих уравнений.

Уравнение (21) в рамках концепции об абсолютно жестком болте (в радиальном направлении) примет вид

$$\varepsilon_r = \varepsilon_\Delta = \frac{\Delta}{d}. \quad (22)$$

Приравнявая (21) и (22), получим

$$\frac{\Delta}{d} = \rho b \frac{d_0^4}{16EJ_x}. \quad (23)$$

Отсюда следует

$$\rho = \frac{\Delta EJ_x 16}{b d_0^4}. \quad (24)$$

Здесь $J_x = \frac{bh^3}{12}$, откуда

$$\rho = \frac{\Delta \cdot E \cdot \frac{bh^3}{12} \cdot 16}{b \cdot d_0^4} = \frac{4\Delta E h^3}{3d_0^4}. \quad (25)$$

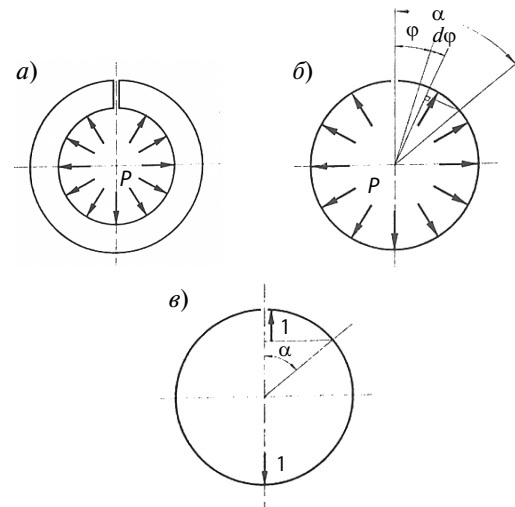


Рис. 3. Расчетные схемы гайки: а — схема нагружения; б — схема от внешней нагрузки; в — схема от единичной нагрузки

Fig. 3. Calculation schemes of the nut: а — loading scheme; б — external load system loading; в — single load system loading

Поскольку d_0 зависит от h , а d — величина стабильная, то лучше вместо d_0 подставить $d_0 = d + h$. Тогда

$$\rho = \frac{4\Delta E h^3}{3(d + h)^4}. \quad (26)$$

Это есть верхняя оценка нагрузки, не учитывающая деформации болта. Если принять $E = 2 \cdot 10^{11}$ Н/м²; $h = 1 \cdot 10^{-2}$ м; $d = 2,7 \cdot 10^{-2}$ м; $\Delta = 0,1 \cdot 10^{-3} - 0,4 \cdot 10^{-3}$ м, то получим

$$\begin{aligned}
 \rho &= \frac{4}{3} \frac{2 \cdot 10^{11} \cdot (10^{-2})^3}{(2,7 + 1)^4 \cdot (10^{-2})^4} (0,1 \dots 0,4) \cdot 10^{-3} = \\
 &= \frac{8(0,1 \dots 0,4)}{3 \cdot 3,74} \cdot 10^6 = 14,23 - 56,91 \text{ МПа}.
 \end{aligned}$$

Верхняя оценка давления — 14–56 МПа. Она пропорциональна фактическому натягу. Если нужно свести это в расчетной схеме к одной силе, то

$$\begin{aligned}
 P_r &= \pi d 2,75 b \rho = \\
 &= 3,14 \cdot 27 \cdot 10^{-3} \cdot 2,75 \cdot 1 \cdot 10^{-2} \cdot (14 \dots 56) \cdot 10^6 =
 \end{aligned}$$

$$= 32640(1...4) \text{ Н} = (32,6...130,6) \text{ кН}.$$

Это верхняя оценка.

Чтобы получить нижнюю оценку, нужно совместно решить уравнения (10), (16) и (21):

$$\varepsilon_{\Delta} - \rho \frac{1-\mu}{E} = \rho b \frac{d_0^4}{16EJ_x d},$$

или

$$\varepsilon_{\Delta} = \rho \left[b \frac{d_0^4}{16EJ_x d} + \frac{1-\mu}{E} \right],$$

откуда получаем

$$\rho = \frac{\Delta \cdot 16EJ_x d}{d \left[bd_0^4 + (1-\mu)16J_x \cdot d \right]}.$$

Подставим сюда

$$J_x = \frac{bh^3}{12} = \frac{1 \cdot 1^3 \cdot 10^{-2} \cdot (10^{-2})^3}{12} =$$

$$= 0,0833 \cdot 10^{-8} = 83,3 \cdot 10^{-11} \text{ м}^4.$$

Тогда

$$\rho = \frac{4\Delta E b h^3}{3 \left[bd_0^4 + (1-\mu)16J_x d \right]} =$$

$$= \frac{4 \cdot 2 \cdot 10^{11} \cdot 1 \cdot 10^{-2} \left(1 \cdot 10^{-2} \right)^3 (0,1...0,4) \cdot 10^{-3}}{3 \left[\underbrace{1 \cdot 10^{-2} \left(3,7 \cdot 10^{-2} \right)^4}_I + \underbrace{(1-0,27)16 \cdot 83,3 \cdot 10^{-11}}_{II} \right]} =$$

$$= 9,37-37,5 \text{ МПа}.$$

Сравним два слагаемых в знаменателе:

$$I = 187,4 \cdot 10^{-10} \quad II = 97,3 \cdot 10^{-10},$$

т. е. знаменатель со вторым слагаемым в 1,5 раза больше, чем без него.

Обсуждение результатов

Рассмотренная в статье гайка была изобретена в 2001 году⁶. Теоретические и экспериментальные исследования такой гайки до сих пор не проводились. Работа выполнена в рамках гранта РФФИ 16-08-00845а «Верификация и развитие моделей неупругого деформирования при пассивном нагружении».

Выводы

Для реализации эффекта самозатягивания необходимо выполнение нескольких условий: силового, геометрического и эксплуатационного.

Силовым условием самозатягивания является наличие предварительной затяжки гайки с определенной силой, зависящей в основном от предварительного натяга. Для натяга 0,2 мм на сторону минимальная сила затяжки (с которой начинается эффект самозатягивания) составляет примерно 15 кН. Для натяга 0,4 мм на сторону эта сила примерно равна 25 кН. Такие силы легко достижимы при закручивании гаек. Предпочтителен меньший натяг и меньшее граничное усилие самозатягивания.

Геометрическим условием самозатягивания является выполнение такой конфигурации гайки, при которой (после снятия начального натяга) момент на ее опорной поверхности превышает момент в резьбовом соединении.

Эксплуатационным условием самозатягивания служит наличие деформаций определенной величины, которую еще предстоит установить. Должны наблюдаться смещения отдельных деталей друг относительно друга. Это — тема дальнейших исследований (и испытаний) самозатягивающейся гайки.

Предоставленную для исследования самозатягивающуюся гайку следует признать перспективной как для магистральных, так и для промышленных путей. Дальнейшее совершенствование гайки может идти по пути снижения ее веса, повышения прочности и долговечности.

⁶ Патент 2199035 РФ, МПК 7F 16B 37/12 А, 7B 21F 35/00 В, 7B 21F 3/04 В, 7B 21Н 3/08 В, 7B 21D 11/06 В. Пружинная гайка и способ изготовления пружинных гаек / Котиков Г.И., Бычин С.В., Коршунова З.З., Тер-Нерсесьянц А.Е., Бойко О.С. (Украина) // № 2001132104/28. Заявлено 29.11.2001. Оpubл. 2003.



СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Безопасность при перевозке опасных грузов // Progressive Railroadink. 1991.— № 11. Р. 42, 44, 45.
2. **Сергиенко Ю.В., Артюх Г.В., Чигарев В.В., Артюх В.Г.** Усталостная прочность сварных рельсовых стыков // Захист металургійних машин від поломок. Маріуполь. 2000. Вип. 5. С. 190–202.
3. **Kreis R., Lisnychy V.S.** Applicability of Fs—All-Metal Self-Lock Nuts for Railway Rolling Stock of 1520 mm Gauge // Наука та прогрес транспорту. 2016. № 5(65). С. 152–167.
4. **Пожидаев Ю.А., Лычагина Т.С.** Обеспечение надежности крепления рельсовых путей // В сб.: Научно-технический прогресс: актуальные и перспективные направления будущего (сборник материалов II Международной научно-практической конференции): В 2-х томах. 2016. С. 78–80.
5. **Popovic Z., Lazarevic L., Vatin N.** Railway gauge expansion in small radius curvature Procedia Engineering. 2015. 117(1). Р. 846–853.
6. **Блохин Е.П., Манашкин Е.А.** Динамика поезда (нестационарные продольные колебания). М.: Транспорт, 1982. 222 с.
7. **Демин Ю.В., Богомаз Г.И., Науменко Н.Е.** Динамика машиностроительных и транспортных конструкций при нестационарных воздействиях. Киев: Наук. думка, 1995. 188 с.
8. **Mohammed I. Matarneh, Nabeel S. Gharaibeh, Artukh V.G.** Effectiveness of Flexible Pin Type Couplings // International Journal of Engineering Science. and Innovative Technology (IJESIT). 2015. Vol. 4, Issue 2. Р. 1–7.
9. **Nikitchenko A., Artiukh V., Shevchenko D., Prakash R.** Evaluation of Interaction Between Flat Car and Container at Dynamic Coupling of Flat Cars. MATEC Web of Conferences. 2016. Vol. 73. 04008.
10. **Артюх Г.В., Артюх В.Г.** Функциональная прочность машин // Захист металургійних машин від поломок. Маріуполь. 2005. Вип. 8. С. 61–66.
11. **Артюх В.Г., Артюх Г.В., Колосов В.Н.** К вопросу модернизации рельсовых креплений // Захист металургійних машин від поломок. Маріуполь. 2002. Вип. 6. С. 104–107.
12. **Artiukh V., Raimberdiyev T., Mazur V.** Use of CAE-Systems at Evaluation of Shock Absorbers for Metallurgical Equipment. MATEC Web of Conferences. 2016. Vol. 53, 01039.
13. **Артюх В.Г.** Предварительно напряженная пара как элемент предохранительного устройства // Вестник ПГТУ. Мариуполь. 1997. Вып. 3. С. 120–123.
14. **Артюх В.Г.** Предохранители с предварительно напряженными элементами // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Тематичний збірник наукових праць. Краматорськ Слов'янськ. 2000. С. 391–395.
15. **Артюх В.Г.** О стабильности характеристик предварительно напряженных устройств // Захист металургійних машин від поломок. Маріуполь. 2000. Вип. 5. С. 98–104.
16. **Артюх В.Г., Корихин Н.В., Мельников Б.Е., Семенов А.С., Раимбердиев Т. П.** Предварительное напряжение как способ уменьшения накопления повреждений при циклическом нагружении // Известия МГТУ «МАМИ», серия «Естественные науки». Москва. 2015. № 2(24). Т. 4. С. 25–33.
17. **Kitaeva D.A., Rudaev Ya.I., Ordobaev B.S., Abdykeeva Sh.S.** Modeling of concrete behavior under compression // Applied Mechanics and Materials. 2015. Vol. 725–726. Р. 623–628.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

АРТЮХ Виктор Геннадиевич — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: artukh@mail.ru

НИКИТЧЕНКО Андрей Андреевич — кандидат технических наук инженер-конструктор Тихвинского вагоностроительного завода. Тихвин. E-mail: anikita@i.ua

ПОДГОРНАЯ Надежда Вячеславовна — старший преподаватель Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: nadezdapodgornaya@gmail.com

ЧИГАРЕВА Ирина Николаевна — старший преподаватель Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: ya.irina231182@yandex.ru

ЧЕРНЫШЕВА Наталия Вячеславовна — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: chernat0000@mail.ru

REFERENCES

1. Bezopasnost pri perevozke opasnykh грузов. *Progressive Railroadink*. 1991. № 11. R. 42, 44, 45. (rus.)
2. Sergiyenko Yu.V., Artyukh G.V., Chigarev V.V., Artyukh V.G. Ustalostnaya prochnost svarnykh relsovykh stykov. *Zakhist metalurgiykikh mashin vid polomok*. Mariupol. 2000. Vip. 5. S. 190–202. (ukr.)
3. Kreis R., Lisnychy V.S. Applicability of Fs–All-Metal Self-Lock Nuts for Railway Rolling Stock of 1520 mm Gauge. *Nauka ta progres transportu*. 2016. № 5(65). S. 152–167. (ukr.)
4. Pozhidayev Yu.A., Lychagina T.S. Obespecheniye nadezhnosti krepleniya relsovykh putey. V sb.: Nauchno-tehnicheskii progress: aktualnyye i perspektivnyye napravleniya budushchego (sbornik materialov II Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii): V 2-kh tomakh. 2016. S. 78–80. (rus.)
5. Popovic Z., Lazarevic L., Vatin N. Railway gauge expansion in small radius curvature. *Procedia Engineering*. 2015. 117(1), P. 846–853.
6. Blokhin Ye.P., Manashkin Ye.A. Dinamika poyezda (nestatsionarnyye prodolnyye kolebaniya). M.: Transport, 1982. 222 s. (rus.)
7. Demin Yu.V., Bogomaz G.I., Naumenko N.Ye. Dinamika mashinostroitelnykh i transportnykh konstruktsey pri nestatsionarnykh vozdeystviyakh. K.: Nauk. dumka, 1995. 188 s. (ukr.)
8. Mohammed I. Matarnah, Nabeel S. Gharaibeh, Artyukh V.G. Effectiveness of Flexible Pin Type Couplings. *International Journal of Engineering Science and Innovative Technology (IJESIT)*. 2015. Vol. 4, Issue 2. P. 1–7.
9. Nikitchenko A., Artiukh V., Shevchenko D., Prakash R. Evaluation of Interaction Between Flat Car and Container at Dynamic Coupling of Flat Cars. *MATEC Web of Conferences*. 2016. Vol. 73. 04008.
10. Artyukh G.V., Artyukh V.G. Funktsionalnaya prochnost mashin. *Zakhist metalurgiykikh mashin vid polomok*. Mariupol. 2005. Vip. 8. S. 61–66. (ukr.)
11. Artyukh V.G., Artyukh G.V., Kolosov V.N. K vo-prosu modernizatsii relsovykh kreplenyi. *Zakhist metalurgiykikh mashin vid polomok*. Mariupol. 2002. Vip. 6. S. 104–107.
12. Artiukh V., Raimberdiyev T., Mazur V. Use of CAE-Systems at Evaluation of Shock Absorbers for Metallurgical Equipment. *MATEC Web of Conferences*. 2016. Vol. 53. 01039.
13. Artyukh V.G. Predvaritelno napryazhennaya para kak element predokhranitel'nogo ustroystva. *Vestnik PGU*. Mariupol, 1997. Vyp. 3. S. 120–123.
14. Artyukh V.G. Predokhraniteli s predvaritelno napryazhennymi elementami. *Udoskonalennyya protsesiv ta obladnannya obrobki tiskom v metalurgii i mashinobuduvanni: Tematichniy zbirnik naukovykh prats*. Kramatorsk Slov'yansk. 2000. S. 391–395. (ukr.)
15. Artyukh V.G. O stabilnosti kharakteristik predvaritelno napryazhennykh ustroystv. *Zakhist metalurgiykikh mashin vid polomok*. Mariupol. 2000. Vip. 5. S. 98–104. (ukr.)
16. Artyukh V.G., Korikhin N.V., Melnikov B.Ye., Semenov A.S., Raimberdiyev T.P. Predvaritelnoye napryazheniye kak sposob umensheniya nakopleniya povrezhdeniy pri tsiklicheskom nagruzhenii. *Izvestiya MGTU «MAMI»*. Seriya «Yestestvennyye nauki». Moskva. 2015. № 2(24). T. 4. S. 25–33. (rus.)
17. Kitaeva D.A., Rudaev Ya.I., Ordobaev B.S., Abdykeeva Sh.S. Modeling of concrete behavior under compression. *Applied Mechanics and Materials*. 2015. Vols. 725–726. P. 623–628.

AUTHORS

ARTIUKH Viktor G. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: artiukh@mail.ru


NIKITCHENKO Andrei A. — *Tikhvin Railway Car Building Plant*. Tikhvin. E-mail: anikita@i.ua

PODGORNAYA Nadezhda V. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: nadezdapodgornaya@gmail.com

CHIGAREVA Irina N. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: ya.irina231182@yandex.ru

CHERNYSHEVA Nataliia V. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: chernat0000@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 05.04.2017.



НАУЧНЫЕ ШКОЛЫ САНКТ-ПЕТЕРБУРГСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА ПЕТРА ВЕЛИКОГО

DOI: 10.18721/JEST.230221

УДК 001:929

Ю.И. Сыроежина

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

ЮБИЛЕЙ РАИСЫ ВАСИЛЬЕВНЫ ДЕГТЯРЁВОЙ

Статья содержит описание жизненного и творческого пути Раисы Васильевны Дегтярёвой — доктора исторических наук, профессора, заведующей кафедрой «Истории» и бессменного Учёного секретаря Учёного Совета СПбПУ на протяжении многих лет. Содержит информацию о главных достижениях учёного и руководителя. Опубликовано в связи с 75-летним юбилеем Р. В. Дегтярёвой и её большим вкладом в развитие университета.

УЧЁНЫЙ-ОБЩЕСТВОВЕД; СИСТЕМНОЕ МЫШЛЕНИЕ; ПРОФЕССИОНАЛЬНАЯ КУЛЬТУРА ИНТЕЛЛИГЕНЦИИ; МИРОВОЗЗРЕНИЕ; ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЕ ТРАДИЦИИ.

Ссылка при цитировании:

Ю.И. Сыроежина. Юбилей Раисы Васильевны Дегтяревой // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 233—236. DOI: 10.18721/JEST.230220

Y. I. Syroezhina

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

ANNIVERSARY OF RAISA VASILYEVNA DEGTYAREVA

The article outlines the life and professional development of Raisa Vasilyevna Degtyareva, doctor of historical sciences, professor, head of the Department of History and the permanent Academic Secretary of the Academic Council of SPbPU for many years. The article describes R.N. Degtyareva's main achievements as a scientist and as an administrator. The article is published in connection with R.N. Degtyareva's 75th anniversary and her great contributions to the development of the university.

SOCIAL SCIENTIST; SYSTEM THINKING; PROFESSIONAL CULTURE OF INTELLIGENTSIA; WORLDVIEW; TRADITIONS OF POLYTECHNICAL UNIVERSITY.

Citation:

Yu.I. Syroezhina. Yubilei Raisy Vasil'ievny Degtyariavoy, Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 233—236, DOI: 10.18721/JEST.230221

Раиса Васильевна Дегтярёва — одно из наиболее ярких имен в ряду политехников-юбиларов в 2017 г. Доктор исторических наук, профессор, отдавшая Политеху почти 40 лет жизни, входившая в руководство вуза в годы как кризисные, так и успешные, она лишь накануне своего юбилея ушла на заслуженный отдых.

Р.В. Дегтярёва родилась 6 февраля 1942 г. в небольшом селе Киевка Апанасенковского района Ставропольского края. Суровое время ее детства и взросления — послевоенная пора не могли не заложить характер стойкий, принципиальный, привычный к труду, решению непростых задач и достижению больших целей.



В 1967 г. она заканчивает Ростовский государственный университет с присвоением квалификации «историк; учитель истории и обществоведения». Но свою педагогическую деятельность Раиса Васильевна начала еще до окончания вуза, работая старшей пионервожатой в ставропольской средней школе. В 1960-х гг. работала в системе среднего и высшего образования на Ставрополье, в Карелии и, начиная с 1965 года, в Ленинграде, куда переехала семья Р.В. Дегтярёвой. Супруг Раисы Васильевны — офицер. В 1970 году она приходит на должность заведующей мемориальным музеем на наб. р. Карповки, д. 32. Лектором-экскурсоводом, старшим научным сотрудником Ленинградского филиала Центрального музея В.И.Ленина Раиса Васильевна проработала 9 лет. Эти годы формировали ее системное мышление ученого-обществоведа. В 1978 г. она успешно защищает кандидатскую диссертацию на соискание ученой степени кандидата исторических наук по тематике основной работы.

В 1979 г. Раиса Васильевна Дегтярева была приглашена на работу в Ленинградский Политехнический институт им. М.И. Калинина, где прошла свой большой трудовой и творческий путь от старшего научного сотрудника и доцента кафедры «История КПСС» (позднее — «История») до заведующей и профессора этой кафедры, 25 лет работала Ученым секретарем Ученого Совета Политехнического университета. Это своеобразный рекорд. В 1987 г. она

успешно защищает диссертацию на соискание ученой степени доктора исторических наук по теме: «Деятельность КПСС по повышению политической культуры научно-технической интеллигенции на этапе развитого социализма». В 2014 г. приказом министра Минобрнауки России Р.В. Дегтярёва введена в состав Наблюдательного совета Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого на должность секретаря Совета. В 2016–2017 гг. она — ведущий научный сотрудник научно-учебного центра «История науки и техники», организованного при кафедре «История» по ее инициативе в 1985 г.

Формирование мировоззрения учащихся, студентов-политехников и научно-технической интеллигенции в целом становится главной педагогической и научно-творческой задачей ученого-обществоведа Р.В. Дегтярёвой буквально с первых шагов ее многоплановой деятельности. В 1980-е гг. в рамках методической работы в институте ею разработан «План мировоззренческого воспитания студентов в процессе преподавания общетеоретических и технических дисциплин». Одна из ее многочисленных статей того периода озаглавлена: «Роль политической информированности в процессе повышения политической культуры студентов».

Кризис в государстве и обществе в 1990-е гг. обусловил необходимость для ученых-обществоведов и руководителей всех уровней глубинного анализа прежних мировоззренческих позиций и непростой борьбы за их утверждение и развитие в новых социальных условиях. Раиса Васильевна никогда не была догматиком. Поэтому активно включилась в компетентную и профессиональную борьбу за сохранение базовых ценностей отечественного высшего образования и исторической науки, отвечая всей своей деятельностью на актуальные вопросы общественно-исторического развития, понимая при этом неразрывность дела образования и сохранения страны. Базовый курс и основное научное направление работы кафедры «История» начиная с конца 1980-х гг. — «Россия в истории мировой цивилизации», в рамках которого профессор Р.В. Дегтярёва читает авторские курсы: «История и традиции предпринимательства в России» и «Из истории российского масонства». Она активно участвует в этот период и в подготовке

научно-педагогических кадров высшей квалификации: под ее руководством подготовлено 6 кандидатов и 1 доктор исторических наук. Р.В. Дегтярёва является членом двух диссертационных советов по специальностям: 23.00.02 — «политические институты и процессы» и 13.00.08 — «теория и методика профессионального образования».

Научный, педагогический и организационный талант Р.В. Дегтярёвой не раз показал себя не только в стенах университета. Так, например, в середине 1990-х гг. она становится одним из руководителей междисциплинарного проекта республиканской научно-исследовательской программы «Народы России: возрождение и развитие». А в самом университете под ее непосредственным руководством был успешно проведен ряд научно-практических конференций, в т.ч. и международного уровня. В их числе: «Гуманитарные науки в системе высшего технического образования» (1997), цикл конференций к 100-летию СПбГТУ, посвященных выдающимся ученым и государственным деятелям — П.Б.Струве, С.Ю.Витте и ряду других.

На счету Р.В. Дегтярёвой более 150 печатных работ: монографий, брошюр, научных и публицистических статей и проч. При этом тематика таких публикаций всегда соответствует актуальным проблемам развития общественно-исторического сознания, а значит — запросу реальной исторической науки. Так, в число ее авторских публикаций в 1990-е — 2000-е гг. входят такие монографии, как «Россия в мировой цивилизации» (1997) и «Глобализация общественных процессов в XX в.» (2001), учебное пособие «Отечественная история. История информационной революции и информационного общества» (2010), а также работы, посвященные проблемам терроризма, развитию российско-китайских отношений и ряду других злободневных вопросов современной истории. При этом глубокое понимание значимости политехнических

традиций и дела их сохранения и развития всегда остается в поле зрения Раисы Васильевны. Одна из крупных работ этих лет — монография «Гуманитарный факультет. История и современность» (2006). На протяжении многих лет Р.В. Дегтярёва — член редакционных советов и коллегий исторического журнала «КЛИО», Бюллетеня Академии гуманитарных наук, членом которой она избрана в 1994 г., и журнала «Научно-технические ведомости» в родном университете.

Политическая и профессиональная культура интеллигенции — ключевые понятия всей научно-исследовательской и педагогической деятельности Р.В. Дегтярёвой, необходимой составляющей которой она всегда считает активную гражданскую позицию личности. Такая жизненная установка всегда была присуща ей самой в любые периоды развития вуза и всей страны и вызывала искреннее уважение коллег. И своему мировоззрению, проверенному богатейшим управленческим опытом, накопленным за многие годы, в т.ч. и в партийном руководстве вузом, Раиса Васильевна Дегтярёва никогда не изменяла.

Многогранная деятельность Р.В. Дегтярёвой отмечена рядом государственных и ведомственных наград. Она награждена медалью «За трудовое отличие» (1986). Ей присвоено почетное звание «Заслуженный работник высшей школы РФ» (1999). Р.В. Дегтярёва награждена нагрудным знаком «Почетный работник высшего профессионального образования России» (1997) и рядом других знаков отличия. Раиса Васильевна не раз отмечена благодарностями руководства университета, а в 2016 г. решением Ученого Совета Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого ей присвоено звание «Почетный работник СПбПУ Петра Великого».

В настоящее время она является консультантом попечительского совета Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

Редакционный Совет и редакционная коллегия журнала сердечно поздравляют Раису Васильевну Дегтярёву с юбилеем, желают ей здоровья и многих лет жизни и надеются, что она всегда будет компетентным и добрым наставником и другом своих коллег-политехников.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

СЫРОЕЖИНА Юлия Ивановна — кандидат психологических наук ведущий научный сотрудник, заведующий сектором историко-технического музея Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: yula162009@yandex.ru

AUTHORS

SYROEZHINA Yulij I. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University. 29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: yula162009@yandex.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 23.06.2017.



DOI: 10.18721/JEST.230222

УДК 51/53(051)

А.Г. Морачевский, Е.Г. Фирсова

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

АКАДЕМИК ИЛЬЯ РОМАНОВИЧ ПРИГОЖИН**(к 100-летию со дня рождения)**

Выдающийся ученый в области физической химии и химической термодинамики российского происхождения, профессор Брюссельского университета Илья Романович Пригожин родился в 1917 году в Москве. В 1921 году семья Пригожиных эмигрировала из России, около года жила в Литве, затем до 1929 году в Германии, окончательно обосновалась в Бельгии. В 1940 году И. Пригожин окончил Свободный университет Брюсселя, в дальнейшем преподавал в нем до конца жизни. Не прерывая связи с Брюссельским университетом, начиная с 1967 года часть времени ученый проводит в США, занимая должность профессора Техасского университета. В 1977 году И. Пригожину присуждена Нобелевская премия по химии за исследования в области термодинамики необратимых процессов и, особенно, за изучение диссипативных структур. И. Пригожин был членом академий многих стран мира, включая Россию, почетным доктором нескольких десятков университетов, имел престижнейшие научные награды. И.Р. Пригожин скончался в 2003 году в Брюсселе.

ПРИГОЖИН И.Р.; ЛАУРЕАТ НОБЕЛЕВСКОЙ ПРЕМИИ ПО ХИМИИ; ТЕРМОДИНАМИКА НЕОБРАТИМЫХ ПРОЦЕССОВ; ДИССИПАТИВНЫЕ СТРУКТУРЫ; СВОБОДНЫЙ УНИВЕРСИТЕТ БРЮССЕЛЯ; МЕЖДУНАРОДНЫЙ ИНСТИТУТ ФИЗИКИ И ХИМИИ; ДЕЙСТВИТЕЛЬНЫЙ ЧЛЕН БЕЛЬГИЙСКОЙ КОРОЛЕВСКОЙ АКАДЕМИИ НАУК; ИНОСТРАННЫЙ.

Ссылка при цитировании:

А.Г. Морачевский, Е.Г. Фирсова. Академик Илья Романович Пригожин (к 100-летию со дня рождения) // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 237–241. DOI: 10.18721/JEST.230222

*A.G. Morachevskiy, E.G. Firsova***ACADEMICIAN ILYA ROMANOVICH PRIGOGINE****(on the occasion of the 100th birth anniversary)**

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

Ilya Romanovich Prigogine, an outstanding scientist of Russian origin specializing in physical chemistry and chemical thermodynamics, professor of the University of Brussels, was born in Moscow in 1917. In 1921, his family left Russia. They first lived in Lithuania for about a year, then moved to Germany where they lived until 1929, and after that finally settled in Belgium. In 1940, Ilya Prigogine graduated from the Free University of Brussels where he taught after graduation until the end of his life. Without severing ties with the University of Brussels, starting from 1967 the scientist spent part of his time in the USA, serving as a professor at the University of Texas. In 1977, Prigogine was awarded the Nobel Prize in Chemistry for research in thermodynamics of irreversible processes and especially for studies in dissipative structures. Ilya Prigogine was a member of academies of many countries worldwide, including Russia, was awarded honorary doctorates by several dozens of universities, and received numerous prestigious scientific awards. Prigogine died in Brussels in 2003.

ILYA PRIGOGINE; NOBEL LAUREATE IN CHEMISTRY; THERMODYNAMICS OF IRREVERSIBLE PROCESSES; DISSIPATIVE STRUCTURES; FREE UNIVERSITY OF BRUSSELS; INTERNATIONAL INSTITUTE FOR PHYSICS AND CHEMISTRY; MEMBER OF THE ROYAL ACADEMY OF SCIENCE OF BELGIUM; FOREIGN MEMBE.

Citation:

A.G. Morachevskiy, E.G. Firsova, Academician Ilya Romanovich Prigogine (on the occasion of the 100th birth anniversary), St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 237–241, DOI: 10.18721/JEST.230222



Илья Романович Пригожин

Илья Романович Пригожин родился 12 (25) января 1917 г. в семье инженера, химика-технолога Рувима (Романа) Абрамовича Пригожина, выпускника Московского технического училища, и Юлии Вихман (Пригожиной), пианистки, учившейся в Московской консерватории. Отец владел небольшим лако-красочным заводом на окраине Москвы, что давало семье достаточные средства для существования. После Октябрьской революции, в начале 1918 года, предприятие было национализировано, перепрофилировано на мыловаренное производство, а Р.А. Пригожин назначен его директором. Однако уже в 1921 году в Москве начались аресты бывших владельцев какой-либо собственности, и семья Пригожих — отец, мать и два сына (старший сын — Александр (1913–1991), в дальнейшем известный орнитолог), не дожидаясь репрессий, покинула в 1921 году Россию. Семья провела год в Литве, а затем переехала в Германию, где жила до 1929 года. Окончательно обосновались Пригожины в Бельгии. Экономика Германии в те годы находилась в катастрофическом состоянии, и глава семьи не мог создать какое-либо собственное предприятие, даже совсем небольшое.

Кроме того, приход нацистов к власти означал начало антисемитских выступлений. Жизненные перспективы были неблагоприятными. Тем не менее в Берлине, где жила семья Пригожих, Илья Пригожин получил начальное образование. Среднее образование он завершил уже в Бельгии, но к этому времени еще не принял решения о своей будущей карьере. Как отмечается в воспоминаниях лиц, близко знавших семью Пригожих, Илья начал читать партитуры раньше, чем книги, мечтал о карьере концертующего пианиста. Однако преподаватель музыки дал понять, что такая карьера не для него. Другим увлечением юноши были история и археология. Тем не менее в 1935 году по совету родителей и старшего брата Илья Пригожин приступает к изучению химии и физики в Свободном университете Брюсселя. Университет этот И. Пригожин не покинет до конца жизни, он навсегда останется бельгийским ученым российского происхождения. Лишь в 1967 году, будучи уже широко известным, И. Пригожин избирается профессором Техасского университета в г. Остин (Austin), вскоре там же становится директором «Центра Ильи Пригожина по изучению статистической механики сложных систем», создает коллектив исследователей и преподавателей. Не прерывая связи с Брюссельским университетом, И. Пригожин часть времени будет проводить в США.

Еще студентом И. Пригожин публикует три работы философской направленности, в которых просматривается комплекс его будущих научных интересов: детерминизм (учение о взаимосвязи и причинной обусловленности явлений); интерпретация квантовой механики; биологическая эволюция; философская трактовка понятия времени.

В качестве руководителя своей дипломной работы И. Пригожин выбрал профессора Теофила де Донде (Theophile de Donder, 1872–1957). Выбор оказался очень удачным и в значительной степени запрограммировал круг ближайших научных интересов молодого ученого. Сам де Донде рано заинтересовался теорией отно-

сительности, с 1916 года состоял в переписке с Альбертом Эйнштейном (1879–1955), был знаком с крупнейшими физиками своего времени, занимался актуальными направлениями в физике — квантовой механикой, статистической механикой, термодинамикой. Особой заслугой де Донде является введение понятия сродства для химических реакций. Если американский ученый Д.У. Гиббс (1839–1903) разработал теорию статистической термодинамики для систем в условиях равновесия, то бельгийский ученый де Донде в XX веке распространил эту науку на необратимые (неравновесные) процессы.

В 1940 году И. Пригожин был назначен ассистентом де Донде. Однако вмешалась Вторая мировая война. Благодаря подложным документам, что он крещеный и происходит из семьи, участвовавшей в белом движении, И. Пригожину удалось избежать серьезных репрессий, однако некоторое время он находился под арестом; для его освобождения понадобилось вмешательство лично королевы Елизаветы. В научном отношении И. Пригожин не бездействовал: в период с 1940 по 1944 год он опубликовал в бельгийских научных журналах тринадцать статей, касающихся различных проблем термодинамики.

В 1947 году И. Пригожин получает должность младшего преподавателя на кафедре физической химии в Свободном университете Брюсселя, в 1950-м он становится там профессором с частичной занятостью, а с 1951-го — с полной занятостью. Он преподает теоретическую часть курса физической химии.

В 1953 году И. Пригожин был избран членом-корреспондентом Бельгийской королевской академии наук, в 1960-м становится ее действительным членом. В 1959 году он был назначен директором Международного института физики и химии, основанного в 1911 году крупным промышленником Сольве (E. Solvay). Главной задачей института была организация Сольвеевских конгрессов для обсуждения новых крупных научных проблем. Эту руководящую должность И. Пригожин сохранял до конца своих дней.

Основная масса работ ученого посвящена неравновесной термодинамике и статистической механике необратимых процессов. И. Пригожиным сформулирована одна из основных

теорем теории необратимых процессов, согласно которой стационарному состоянию системы в условиях, препятствующих достижению равновесного состояния, соответствует минимальное производство энтропии (теорема Пригожина, 1947 г.). Особое внимание И. Пригожин уделял рассмотрению неравновесных термодинамических систем, которые, при определенных условиях обмениваясь с окружающей средой материей или энергией или одновременно и тем и другим, могут испытывать качественный скачок, изменять свою структуру (диссипативные структуры). Считая, что неравновесность может служить источником организации и порядка, И. Пригожин создал математическую модель диссипативных структур с зависимыми от времени нелинейными функциями, описывающими протекающие процессы.

Диссипативные структуры возникают в системах, далеких от равновесия; они существуют только благодаря обмену энергии и вещества с внешней средой и стабильны только до тех пор, пока связаны соответствующими потоками с окружающей средой.

В 1977 году И. Пригожину была присуждена Нобелевская премия по химии «за работы по термодинамике необратимых процессов, особенно — за теорию диссипативных структур». При вручении Нобелевской премии во вступительной речи от имени Шведской королевской академии наук говорилось: «Исследования И. Пригожина в области термодинамики необратимых процессов коренным образом преобразовали и оживили эту науку». Работа открыла для термодинамики «новые связи и создала теории, устраняющие разрывы между химическим, биологическим и социальным полями научных исследований. Исследования И. Пригожина отличают также элегантность и прозрачность, поэтому ученого заслуженно называют поэтом термодинамики» [1, 2].

Основными предшественниками И. Пригожина в развитии основ термодинамики необратимых процессов были уже упоминавшийся де Донде и американский физико-химик норвежского происхождения Ларс Онсагер (L. Onsager, 1903–1976), получивший в 1968 г. Нобелевскую премию по химии за «открытие соотношений взаимности в необратимых процессах, названных его именем, которые имеют принци-

пиально важное значение для термодинамики необратимых процессов». Соотношения взаимности Онсагера подробно рассматриваются в работах И. Пригожина [3, 4].

После присуждения И. Пригожину Нобелевской премии резко возросла общественно-научная деятельность ученого, он посетил огромное число научных центров в самых различных странах, пропагандируя науки вообще и собственные научные и философские взгляды в частности. О международном авторитете ученого говорит хотя бы тот факт, что ему десятки раз (по некоторым данным 54 раза) присуждались почетные звания различных университетов. 6 июня 1996 года диплом Почетного доктора Санкт-Петербургского государственного университета был вручен И.Р. Пригожину в торжественной обстановке в Петровском зале СПбГУ [5]. В 2005 году Институту математических исследований сложных систем МГУ имени М.В. Ломоносова присвоено имя И.Р. Пригожина.

И. Пригожин вырос в атмосфере русского языка и воспоминаний по утраченной родине. После 1955 года он неоднократно приезжал в СССР, чтобы повидаться с родственниками, но по известным причинам они к этому не стремились. Только в 1993 году, в его седьмой приезд в Россию встреча с обширной родней состоялась [6].

И. Пригожин — автор большого числа монографий, ряда учебников. К их числу относятся фундаментальная монография «Химическая термодинамика» (издавалась в России в 1966 и 2010 гг.), «Введение в термодинамику необратимых процессов» (1960, 2001), «Молекулярная

теория растворов» (1990), «Самоорганизация в неравновесных системах: от диссипативных структур к упорядоченности через флуктуации» (1979), «Современная термодинамика. От тепловых двигателей до диссипативных структур» (2002). Указаны даты издания русских переводов. Последняя из перечисленных книг вышла в издательстве «Мир» в серии «Лучший зарубежный учебник». Вызвавшая в свое время огромный интерес книга И. Пригожина и И. Стенгерс «Порядок из хаоса. Новый диалог человека с природой» (1986) вышла у нас в серии «Синергетика: от прошлого к будущему».

Один из самых выдающихся мыслителей второй половины XX века И. Пригожин, помимо Нобелевской премии, был награжден золотой медалью С. Аррениуса (1960), присуждаемой Шведской королевской академией наук, медалью Баурка Британского химического общества (1972), медалью Котениуса Академии естествоиспытателей «Леопольдина» (Германия, 1975), медалью Румфорда Лондонского королевского общества (1976), имел другие награды.

И. Пригожин, наряду с Бельгийской королевской академией наук, был членом ряда других академий, почетным членом научных обществ. В 1982 году И. Пригожин был избран иностранным членом Академии наук СССР по Отделению общей и технической химии (физическая химия). В 1999 году И. Пригожину была присуждена премия имени Н.Н. Боголюбова.

Илья Романович Пригожин, первооткрыватель диссипативных структур, лауреат Нобелевской премии по химии, виконт Бельгии, скончался 28 мая 2003 года в Брюсселе после продолжительной тяжелой болезни.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лауреаты Нобелевской премии: Энциклопедия: М — Я / Пер. с англ. М.: Прогресс, 1992. С. 250—252.
2. Зеленин К.Н., Ноздрачев А.Д., Поляков Е.Л. Нобелевские премии по химии за 100 лет. СПб.: Гуманистика, 2003. С. 536—540.
3. Пригожин И. Введение в термодинамику необратимых процессов. М.: Изд-во иностр. лит., 1960. 127 с.
4. Пригожин И., Дефэй Р. Химическая термодинамика. Новосибирск: Наука, 1966. 509 с.
5. Рогов И.М. Встречи и размышления. Мысли о культуре и патриотизме. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2011. 104 с.
6. Блох А.М. Советский Союз в интерьере Нобелевских премий. Факты. Документы. Размышления. Комментарии / Под ред. А.И. Мелуа. СПб.: Гуманистика, 2001. 608 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

МОРАЧЕВСКИЙ Андрей Георгиевич — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. 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

REFERENCES

1. Laureaty Nobelevskoy premii: Entsiklopediya: M — Ya / Per. s angl. M.: Progress, 1992. S. 250—252. (rus.)
2. **Zelenin K.N., Nozdrachev A.D., Polyakov Ye.L.** Nobelevskiye premii po khimii za 100 let. SPb.: Gumanistika, 2003. S. 536—540. (rus.)
3. **Prigozhin I.** Vvedeniye v termodinamiku neobratimyykh protsessov. M.: Izd-vo inostr. lit., 1960. 127 s.
4. **Prigozhin I., Defey R.** Khimicheskaya termodinamika. Novosibirsk: Nauka, 1966. 509 s. (rus.)
5. **Rogov I.M.** Vstrechi i razmyshleniya. Mysli o kulture i patriotizme. SPb.: Izd-vo Politekh. un-ta, 2011. 104 s. (rus.)
6. **Blokh A.M.** Sovetskiy Soyuz v interyere Nobelevskikh premiy. Fakty. Dokumenty. Razmyshleniya. Kommentarii / Pod red. A.I. Melua. SPb.: Gumanistika, 2001. 608 s. (rus.)

AUTHORS

MORACHEVSKIY Andrei G. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: morachevski@mail.ru

FIRSOVA Elena G. — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university*. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: elena.firsova@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 03.03.2017.

DOI: 10.18721/JEST.230223

УДК 001:929

А.И. Демидов, Б.В. Черновец

АККУМУЛЯТОР ЭДИСОНА (к 170-летию со дня рождения изобретателя)

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

Приведена история создания выдающимся американским изобретателем Т.А. Эдисоном никель-железного аккумулятора. Рассмотрены конструкции электродов и электрохимические процессы, протекающие при разряде и заряде аккумулятора. В очерке показаны этапы тяжелой и кропотливой работы, приведшей к созданию аккумулятора — «прочного как броненосец, и точного как часы».

ЩЕЛОЧЬ; АККУМУЛЯТОР; ЖЕЛЕЗО; НИКЕЛЬ.

Ссылка при цитировании:

А.И. Демидов, Б.В. Черновец. Аккумулятор Эдисона (к 170-летию со дня рождения изобретателя) // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 242–248. DOI: 10.18721/JEST.230223

A.I. Demidov, B.V. Chernovets

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

EDISONS SECONDARY CELL (for the 170th anniversary of his birthday)

The history of the creation of the nickel-iron battery by the famous American inventor T.A. Edison is discussed. The design of the electrodes is considered along with the electrochemical processes occurring during charge and discharge of a battery. In this review, phases of the hard work which led to the invention of the battery are demonstrated. The battery appeared «strong as a battleship and accurate as a clock».

ALKALI; SECONDARY CELL; IRON; NICKEL.

Citation:

A.I. Demidov, B.V. Chernovets, Edisons secondary cell (for the 170th anniversary of his birthday), St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology, 23 (02) (2017) 242–248, DOI: 10.18721/JEST.230223

Мы живем в мире с растущей численностью населения и непрерывно развивающейся промышленностью, что неизбежно сопровождается увеличением потребления энергии. В связи с этим растет роль сохранения и преобразования различных видов энергии. Наиболее эффективными для аккумуляции энергии и последующего преобразования ее в электрическую форму оказались электрохимические процессы. По-видимому, наибольший вклад в разработку и производство вторичных химических источников тока в начале XX века внес выдающийся американский изобретатель Томас Альва Эдисон

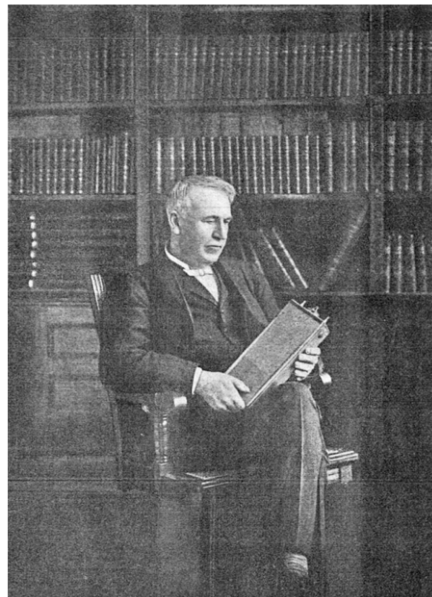
(1847–1931), на имя которого зарегистрировано 1093 патента в США и еще 1239 патентов в 34 государствах [1]; многие из них стали основой современной цивилизации [2]. В 1901 году Эдисон получает патент на обратимую гальваническую батарею (щелочной железо-никелевый аккумулятор, в современной терминологии — никель-железный аккумулятор) [3]: «Всем, кого это может касаться, должно стать известным, что я, Томас А. Эдисон, гражданин Соединенных Штатов, проживающий в Левелин-Парке, графство Эссекс, штат Нью-Джерси, изобрел определенное и полезное усовершенствование

обратимых гальванических батарей, подробности которого излагаются далее».

После многочисленных опытов по выбору исходного вещества для изготовления активной массы отрицательного электрода аккумулятора Эдисон остановился на моносulfиде железа — FeS. Измельченный моносulfид железа смешивали с чешуйчатым графитом в соотношении 8 : 1 по массе. Затем эту смесь смачивали 20 %-м раствором КОН и набивкой помещали в карманы электрода [3] (рис. 1, *Fig.1* — вид спереди; электрод, имеющий три кармана; *Fig.2* — сечение 2–2; *Fig.3* — сечение 3–3. Перфорированные пластины 1 и 2, изготовленные из никелевой фольги, образуют карман, в который помещена активная масса электрода).

Чешуйки графита были исключительно тонкими, и большая площадь их поверхности обеспечивала существенную электрическую проводимость активной массы. Собранный электрод подвергали циклическому электрохимическому окислению и восстановлению в растворе КОН. После нескольких циклов вся сера удалялась из активной массы, и электрод становился готовым для использования. Так получали железный отрицательный электрод аккумулятора (анод).

Эдисон установил экспериментально, что никель или кобальт в своих низших оксидах в контакте с проводником в щелочном растворе могут быть почти полностью электрохимически окислены до высшей степени окисления. В свою очередь, обратный процесс перевода высших оксидов в низшие проходит чрезвычайно легко. Воспользовавшись этим фактом, Эдисон сконструировал электрод, обладающий большой емкостью, малой массой и стабильными характеристиками. В качестве исходного вещества для изготовления активной массы положительного электрода аккумулятора был выбран гидроксид никеля (II). Порошкообразный гидроксид никеля (II) смешивали с чешуйчатым графитом в соотношении 7 : 3 по массе. Затем эту смесь смачивали раствором КОН и помещали набивкой в карманы электрода. Собранный электрод подвергали анодной поляризации (заряд) длительное время в растворе КОН при плотности тока примерно 8 мА·см⁻², в результате он становился готовым для использования в качестве положительного электрода аккумулятора (катода).

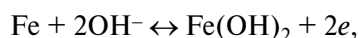


Т.А. Эдисон и его изобретение

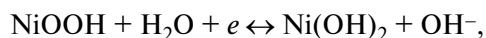
T. A. Edison and his invention

Описанные выше два электрода образуют электрохимическую ячейку (аккумулятор), которая в заряженном состоянии состоит из железа в металлической форме и гидроксида никеля в высшей степени окисления, разделенных электролитом — водным раствором КОН.

В соответствии с современными представлениями электрохимически активным веществом заряженного окисно-никелевого электрода служит метагидроксид никеля — NiOOH, разряженный электрод состоит из гидроксида никеля (II) [4]. Процессы на электродах при разряде и заряде аккумулятора могут быть описаны следующим образом:

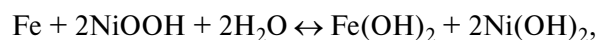


$$E_1^\circ = -0,876 \text{ В [5];}$$



$$E_2^\circ = 0,491 \text{ В [6].}$$

Суммарное уравнение реакции:



$$\Delta E^\circ = 1,367 \text{ В [5],}$$

где E_1° , E_2° и ΔE° — соответственно стандартные потенциалы реакций и стандартная ЭДС. Расчетная удельная энергия — 306 Вт·ч·кг⁻¹ [7].

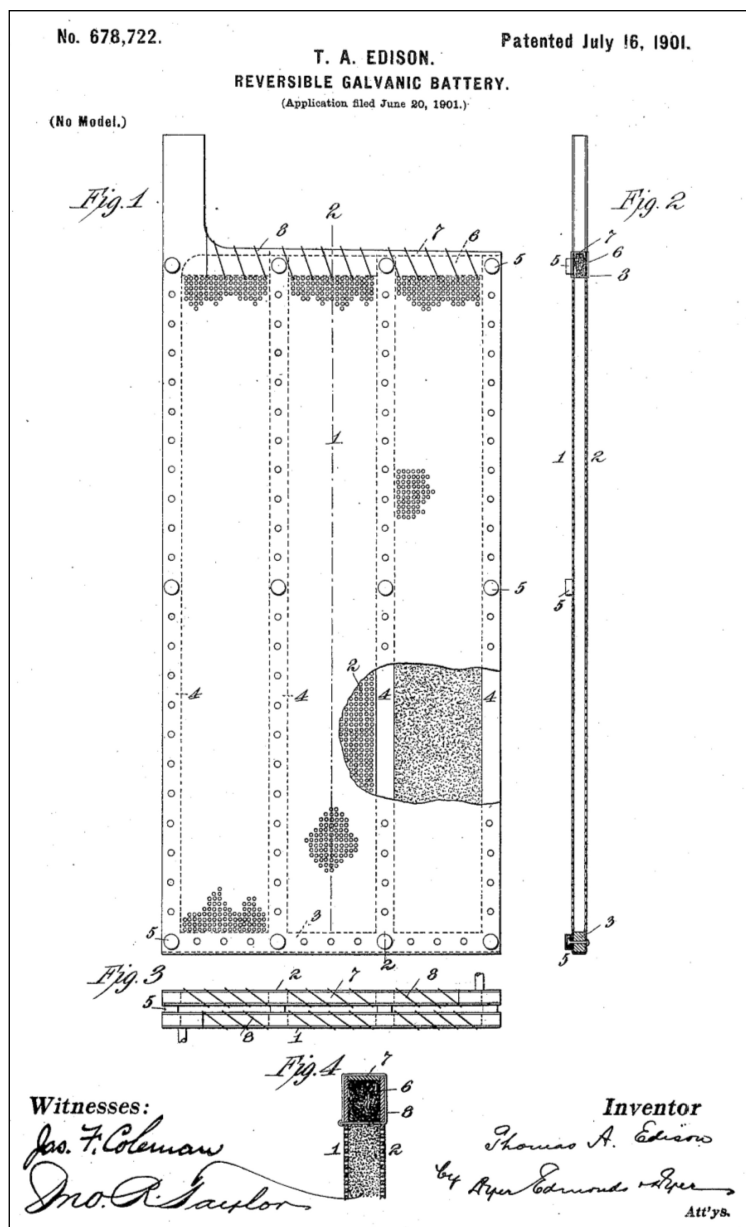


Рис. 1. Конструкция электрода аккумулятора [3]

Fig. 1. The design of the electrode of the battery [3]

Удельная энергия аккумулятора Эдисона — $22 \text{ Вт} \cdot \text{ч} \cdot \text{кг}^{-1}$, что в три раза больше, чем у свинцово-кислотных аккумуляторов того времени; среднее напряжение разряда — около 1 В [3].

Аккумуляторы Эдисона начали поставляться на рынок Соединенных Штатов в 1903 году, в Европе — с осени 1906-го [8]. Всего было продано примерно 1000 экземпляров [9]. Несмотря

на то, что они были дороже свинцово-кислотных, аккумуляторы имели успех и быстро раскупались, так как обладали меньшей массой и требовали меньших затрат при эксплуатации.

В 1904 году на Всемирной выставке в г. Сент-Луисе (штат Миссури, США) аккумуляторами Эдисона были оборудованы 30 катеров, предназначенных для прогулок по Большому бассейну

и демонстрации надежности энергетической установки [10]. Эдисон разработал стандартный тип щелочного аккумулятора для электромобилей (standard automobile cell) с удельной энергией $26 \text{ Вт} \cdot \text{ч} \cdot \text{кг}^{-1}$. Один из электромобилей, снабженный батареей аккумуляторов Эдисона, изображен на рис. 2 [11].

Однако от потребителей стали поступать рекламации по поводу недостатков щелочных аккумуляторов Эдисона: характеристики аккумуляторов не всегда были устойчивы из-за нарушения контакта между гидроксидом никеля и чешуйчатым графитом; корпуса аккумуляторов давали течь [10].

Верный своим принципам Эдисон останавливает производство аккумуляторов и даже скупает по продажной цене все дефектные экземпляры. Далее он совершенствует конструкцию и состав положительных электродов, технологию изготовления корпуса и сборки аккумулятора, применяя автогенную сварку, изменяет состав электролита, добавляя к гидроксиду калия небольшое количество гидроксида лития. Чтобы проверить прочность и устойчивость аккумулятора к механическим нагрузкам, Эдисон придумал два способа испытаний. Сначала аккумулятор подвергали тряске 2000000 раз, а затем батарею аккумуляторов укрепляли на деревянном помосте железной тележки, которую 500 раз с разбега ударяли о каменную стену. Такие испытания должны были пройти все аккумуляторы, выпускаемые заводом Эдисона [11].

С 1908 года активный материал положительного электрода стали помещать в никелированные стальные трубки [12]. Трубки изготавливали из стальной ленты, прокатанной в холодном состоянии и перфорированной на специальных валках, пробивающих 80–90 отверстий на 1 см^2 . Далее ее никелировали, отжигали в атмосфере водорода, скручивали в спирали правого или левого направления витков и получали в итоге трубки диаметром 6,35 мм и длиной 101,6 мм [11]. На каждой трубке для ее упрочнения устанавливали восемь колец. Внутри этих трубок впрессовывали гидроксид никеля (II) с электропроводной добавкой – лепестковым никелем [12]. Лепестковый никель представлял собой квадратики со стороной 1,6 мм и толщиной 0,001 мм, полученные способом электролитического осаждения. Лепестковый никель имел очень низкую насыпную плотность:

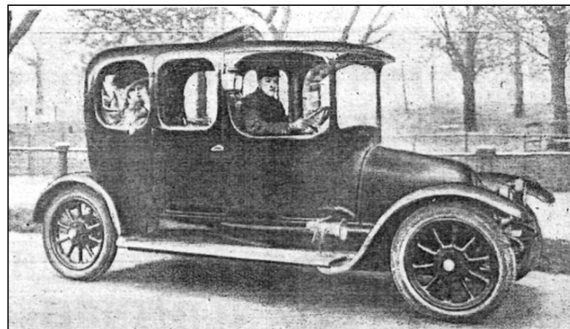


Рис. 2. Электромобиль, снабженный аккумулятором Эдисона

Fig. 2. The electric vehicle equipped with a battery of Edison

один кубометр лепестков весил всего около 56 кг. При сборке положительного электрода правые и левые спирали чередовали, чтобы компенсировать напряжения, которые могли бы искривить трубки (рис. 3, а). Отрицательные пластины тоже были составными, их собирали из меньших элементов в форме небольших прямоугольных ящичков (ламелей), внутри которых находилась активная масса отрицательного электрода (рис. 3, б).

Только в 1909 году Эдисон пришел к заключению, что конструкция аккумулятора окончательно отработана. Промышленное освоение новых типов аккумулятора было начато в 1909 году и завершено в течение года [8].

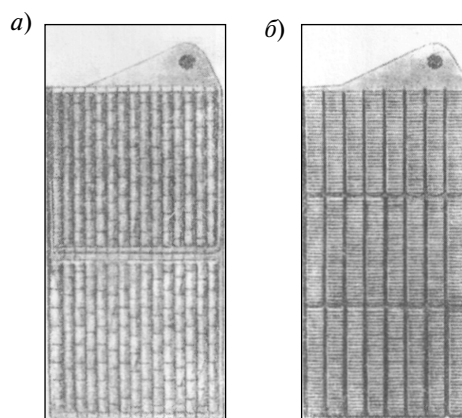


Рис. 3. Положительный (а) и отрицательный (б) электроды никель-железного аккумулятора

Fig. 3. Positive (a) negative and (b) the electrodes of the Nickel-Iron battery

Их стали изготавливать на заводе Edison Storage Battery Co под марками A3, A4, A5, A6, A8, A10, A12 и B1, B2, B4, B6. Позднее добавились типы G4, G5, G6, G7, G9, G11, G14, G18 и L20, L30, L40. Числа указывали количество положительных электродов в каждом аккумуляторе. Оба наружных электрода были отрицательными, и, следовательно, аккумуляторы имели, например, 5, 6, 7, 9, 11 или 13 отрицательных электродов [9, 11, 13, 14]. Аккумуляторы типа В имели электроды, высота которых была несколько меньше электродов аккумуляторов типа А. Не-

которые типы имели дополнительные литеры: Н — High (с большей высотой каждой банки, позволявшей заливать больше электролита); HW — High Wide (банки изготавливались выше и шире обычных с той же целью). Характеристики аккумуляторов, выпускавшихся на заводе Эдисона, приведены в таблице.

Аккумуляторы Эдисона обладали высокими значениями удельной энергии. Так, например, аккумулятор типа В» имел удельную энергию 20 Вт·ч·кг⁻¹; у аккумуляторов больших размеров эта характеристика достигала 22–23 Вт·ч·кг⁻¹ [9].

Характеристики аккумуляторов Эдисона типов А, В, G и L

Characteristics of the batteries of the Edison type A, B, G and L

Тип аккумулятора	Номинальная емкость, А·ч	Ток заряда и разряда, А	Напряжение разряда, В	Размеры, мм			Масса, кг	
				длина	ширина	высота	аккумулятора	электролита
A3	120	24	1,2	66	128	342	5,5	1,9
A4	150	30	1,2	66	128	342	6,1	1,8
A5	185	37,5	1,2	96	128	342	8,5	2,8
A6	225	45	1,2	96	128	342	8,6	2,7
A8	300	60	1,2	125	128	355	12,4	3,6
A10	375	75	1,2	154	135	355	15,2	4,5
A12	450	90	1,2	185	135	355	18	5,4
B1	3	18	1,2	—	—	—	—	—
B2	40	8	1,2	40	128	222	1,9	0,5
B4	80	16	1,2	66	128	222	3,5	0,9
B6	120	24	1,2	96	128	222	5,3	1,35
G4	30	100	1,2	—	—	—	—	—
G5	37	125	1,2	—	—	—	—	—
G6	45	150	1,2	—	—	—	—	—
G7	52	175	1,2	—	—	—	—	—
G9	67	225	1,2	—	—	—	—	—
G11	82	275	1,2	—	—	—	—	—
G14	105	350	1,2	—	—	—	—	—
G18	135	450	1,2	—	—	—	—	—
L20	3	12	1,2	—	—	—	—	—
L30	5	18	1,2	—	—	—	—	—
L40	7	25	1,2	—	—	—	—	—

Отдача аккумуляторов по емкости при 7-часовом заряде и разряде на нормальном токе составляла 75–80 %, по энергии – 55–60 %. Лабораторные испытания показали, что аккумуляторы типа А выдерживают 4000 зарядно-разрядных циклов нормальным током без потери емкости. Это соответствовало службе аккумулятора в течение десяти лет при условии ежедневного полного разряда и заряда.

Щелочные аккумуляторы Эдисона нашли применение на грузовых и пассажирских автомобилях. Электромобили пользовались спросом в Соединенных Штатах в начале XX века. Снабженные аккумуляторами Эдисона электровозы были чрезвычайно удобны и экономичны при работе на подъездных путях и на внутренних заводских железнодорожных сетях. Аккумуляторы Эдисона оказались удобными при их использовании для освещения и питания всевозможных автономных объектов. Большим и долговременным спросом во многих странах щелочные аккумуляторы пользовались для освещения в горной промышленности и на железнодорожном транспорте. Эдисон создал электрический фонарь, укрепляемый на каске шахтера с питанием от аккумулятора, подвешиваемого на поясе. Это позволило отказаться от пламенных ламп с сетками Дэви, что способствовало уменьшению несчастных случаев.

Щелочной аккумулятор нашел свое применение и в области, не принятой первоначально в расчет изобретателем — в составе энергоустановок подводных лодок. Под водой дизель-электрическая лодка приводится в движение винтом, вращаемым электродвигателем, подключенным к аккумуляторной батарее. Если батарея состоит из свинцовых аккумуляторов, то газы, выделяющиеся при зарядке, — сернистый газ, мышьяковистый водород, сурьмянистый водород (поскольку активную массу электродов для повышения эксплуатационных характеристик ле-

гируют мышьяком и сурьмой) — содержат мелкие капельки серной кислоты, попадают в воздух, вдыхаемый экипажем, и вызывают его отравление. Еще хуже обстоит дело, если морская вода приходит в соприкосновение с электролитом свинцово-кислотной батареи: образуется хлорид водорода — газ, вдыхание которого может привести к удушью, ожогам глаз, а в тяжелых случаях — к отеку легких. При контакте соленой воды со щелочным электролитом газов не образуется. Кроме того, аккумулятор Эдисона для подводных целей снабжен приспособлением, которое устраняет попадание капелек электролита в воздушное пространство лодки. Самые строгие и тщательные испытания показали преимущество щелочной аккумуляторной батареи по сравнению со свинцово-кислотной в энергоустановках подводных лодок. Эдисон ручался за ее долговечность. «Держите ее в чистоте, — говорил он представителям морского министерства США, — дайте ей воды, и через четыре года она будет работать так же исправно». «Через четыре года!» — с удивлением воскликнули они. «Да, четыре года, восемь лет, она переживет саму подводную лодку!» [15]. Сравните: через три десятка лет в годы Второй мировой войны срок службы свинцово-кислотных аккумуляторов на германских подводных лодках, активно участвовавших в боевых походах, достигал максимально всего 21 месяц [16].

В заключение приведем слова сотрудника Эдисона, работавшего с ним над созданием аккумулятора, которые ярко характеризуют личность изобретателя [8]: «Если бы эксперименты, исследования и работы Эдисона над аккумуляторной батареей были единственным, что он сделал за всю свою жизнь, то я все же мог бы сказать, что он не только крупный изобретатель, но и великий человек. Почти невозможно составить представление о тех затруднениях, которые были преодолены».

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Frank L. Dyer, Thomas C. Martin. Edison: His Life and Inventions. — New York: Harper & Bros., 1910. 607 p.
2. Аксельрод А. Думай и изобретай как Эдисон. 102 урока креативности для бизнеса и не только. СПб.: Питер, 2010. 208 с.
3. Patent № 678722 USA. Reversible galvanic battery / Edison T.A. (1901).
4. Дасоян М.А. Химические источники тока: Справочное изд. Л.: Энергия, 1969. 558 с.
5. Демидов А.И., Кохацкая М.С., Черновец Б.В. Термодинамика процесса разряда отрицательного

электрода никель-железного аккумулятора // Журнал прикладной химии. 2006. Т. 79, № 4. С. 686–687.

6. **Демидов А.И., Кохацкая М.С., Черновец Б.В.** Термодинамика процессов разряда окисно-никелевого электрода // Ж. прикл. химии. 2006. Т. 79, № 3. С. 506–507.

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

8. **Лапиров-Скобло М.** Эдисон / Под общей ред. Б.Г. Кузнецова. М.: Изд-во ЦК ВЛКСМ «Молодая гвардия», 1969. 256 с.

9. **Александровский С.И.** Аккумуляторы Эдисона. Николаев: Книгоизд-во «Электричество и жизнь», 1913. 23 с.

10. **Белькинд Л.Д.** Томас Альва Эдисон. 1847–1931. М.: Наука, 1964. 328 с.

11. Аккумуляторы Эдисона и их применение. Единственный представитель для России инж.-техн. К.А. Палтусов. — Пг.: тип. т-ва А.С. Суворина, 1916. 36 с.

12. **Вайнел Дж.** Аккумуляторные батареи / Пер. с англ. М.-Л.: ГЭИ, 1960. 480 с.

13. **Попов М., Писарев Н.** Аккумуляторы Эдисона 1910 года. СПб.: Тип. Усманова, 1912. 48 с.

14. General Information and Instructions for the Operation and Care of the Edison Alkaline Storage Battery. Bulletin 850X. — Edison Storage Battery Co. Orange, N.Y. 16 p.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

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

ЧЕРНОВЕЦ Борис Васильевич — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. 195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. E-mail: borischernovets@mail.ru

REFERENCES

1. **Frank L. Dyer, Thomas C. Martin.** Edison: His Life and Inventions. New York: Harper & Bros., 1910. 607 p.

2. **Akselrod A.** Dumay i izobretay kak Edison. 102 uroka kreativnosti dlya biznesa i ne tolko. SPb.: Piter, 2010. 208 s. (rus.)

3. **Patent № 678722 USA.** Reversible galvanic battery / Edison T.A. (1901).

4. **Dasoyan M.A.** Khimicheskiye istochniki toka: Spravochnoye izd. L.: Energiya, 1969. 558 s. (rus.)

5. **Demidov A.I., Kokhatskaya M.S., Chernovets B.V.** Termodinamika protsessov razryada otritsatel'nogo elektroda nikel-zheleznogo akkumulyatora // Zhurnal prikladnoi khimii. 2006. T. 79, № 4. С. 686–687. (rus.)

6. **Demidov A.I., Kokhatskaya M.S., Chernovets B.V.** Termodinamika protsessov razryada okisno-nikelevogo elektroda // Zhurnal prikladnoi khimii. 2006. T. 79, № 3. С. 506–507. (rus.)

7. **Bagotskiy V.S., Skundin A.M.** Khimicheskiye istochniki toka. M.: Energoizdat, 1981. 360 s. (rus.)

8. **Lapirov-Skoblo M.** Edison / Pod obshchey red. B. G. Kuznetsova. M.: Izd-vo TsK VLKSM «Molodaya gvardiya», 1969. 256 s. (rus.)

9. **Aleksandrovskiy S.I.** Akkumulyatory Edisona. Nikolayev: Knigoizd-vo «Elektrichestvo i zhizn», 1913. 23 s. (rus.)

10. **Belkind L.D.** Tomas Alva Edison. 1847–1931. M.: Nauka, 1964. 328 s. (rus.)

11. Akkumulyatory Edisona i ikh primeneniye. Yedinstvennyy predstavitel dlya Rossii inzh.-tekhn. K.A. Pal-tusov. — Pg.: Tip. t-va A.S. Suvorina, 1916. 36 s. (rus.)

12. **Vaynel Dzh.** Akkumulyatornyye batarei / Per. s angl. M.-L.: GEI, 1960. 480 s.

13. **Popov M., Pisarev N.** Akkumulyatory Edisona 1910 goda. SPb.: Tip. Usmanova, 1912. 48 s.

14. General Information and Instructions for the Operation and Care of the Edison Alkaline Storage Battery. Bulletin 850X. — Edison Storage Battery Co. Orange, N.Y. 16 p.

AUTHORS

DEMIDOV Aleksandr I. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: demidov1902@gmail.com

CHERNOVETS Boris V. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia. E-mail: borischernovets@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 13.05.2017.

Научное издание

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбПУ

ЕСТЕСТВЕННЫЕ И ИНЖЕНЕРНЫЕ НАУКИ

Том 23, № 2, 2017

Учредитель — Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

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

Научный редактор, корректор — канд. техн. наук доцент *Л.В. Спиридонова*

Технический секретарь — *О.А. Матенев*

Компьютерная верстка *Е.А. Типцовой*

Телефон редакции (812) 294-47-72

E-mail: ntv-nauka@spbstu.ru

Подписано в печать 29.06.2017. Формат 60×84 1/8. Бум. тип. № 1.
Печать офсетная. Усл. печ. л. 31,25. Тираж 1000. Заказ 15714б.

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 СПбПУ. Естественные и инженерные науки»

1. ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ

Журнал «Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки» 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 № ФС77-69285 от 6 апреля 2017 г., свидетельство ПИ № ФС77-25981 от 13 октября 2006 г.) и распространяется по подписке через объединенный каталог «Пресса России» (индекс 18390);

- имеет международный стандартный номер сериального периодического издания (ISSN 2542-1239);

- внесен Высшей аттестационной комиссией Минобрнауки 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, осуществляется 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 повторов, 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 Редакция 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.;