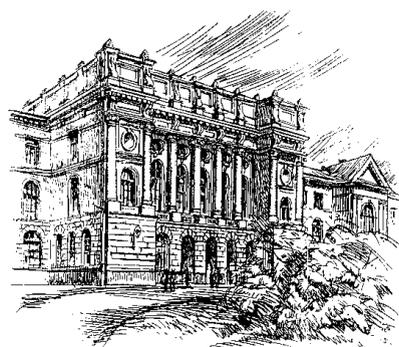


Том 23, № 3, 2017



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.
ЕСТЕСТВЕННЫЕ И ИНЖЕНЕРНЫЕ НАУКИ**
ST. PETERSBURG POLYTECHNIC UNIVERSITY
JOURNAL OF ENGINEERING SCIENCES AND TECHNOLOGY

РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ ЖУРНАЛА

Васильев Ю.С., научный руководитель СПбПУ,
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)

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 Веселин 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

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

JOURNAL EDITORIAL BOARD

Vasiliev Yu.S. — editor-in-chief, full member of the Russian academy of sciences, scientific director of the Peter the Great St. Petersburg polytechnic university

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Энергетика и электротехника

Большев А.С., Васильев Ю.С., Альхименко А.И. <i>Охрана окружающей среды при освоении углеводородных ресурсов арктических морей</i>	7
Ромахова Г.А. <i>Метод расчета потерь от охлаждения газовой турбины</i>	16
Кузнецов Г.В., Янковский С.А. <i>Эффективность применения композитных топлив из угля и древесины в промышленной энергетике</i>	29
Барилевич В.А., Смирнов Ю.А. <i>Совершенствование расчета эрлифта и струйного насоса</i>	37
Семакина Е.Ю., Хоанг Ч.В., Черников В.А. <i>Аэродинамические процессы в выходном тракте стационарной газовой турбины: результаты экспериментальных исследований</i>	49
Легкоступова В.В., Судаков А.В. <i>Модернизация сепараторов-пароперегревателей энергоблоков АЭС с реакторами ВВЭР</i>	61
Тринченко А.А., Парамонов А.П., Кадыров М.Р. <i>Низкотемпературное вихревое сжигание как способ улучшения экологических показателей мощного котла</i>	74
Дубицкий С.Д., Грешняков Г.В., Коровкин Н.В. <i>Управление магнитным полем подземной кабельной линии электропередач</i>	88
Гуменюк В.И., Толочко И.А., Туманов А.Ю. <i>Моделирование защищенности объекта энергетики от чрезвычайных ситуаций: структура модели и математический аппарат</i>	101

Металлургия и материаловедение

Галевский Г.В., Руднева В.В., Ефимова К.А. <i>Особенности процессов боридообразования при плазмообработке титан-борсодержащего сырья</i>	109
Лаврентьев А.Ю., Дожделев А.М. <i>Совершенствование структуры зоны термического влияния наплавленного биметаллического инструмента</i>	118

Машиностроение

Шорохова З.Ф., Топаж Г.И., Иванченко И.П. <i>Развитие экспресс-методики расчета кавитационных показателей гидротурбины</i>	127
Исаев Ю.М., Матросов А.В., Машков М.А., Сунарчин Р.А. <i>Расчетно-экспериментальное исследование многомашинного электрогидравлического следящего привода</i>	136
Лапшин К.Л. <i>Многорегимная оптимизация биротативной газовой турбины турбовального двигателя</i>	144

**Научные школы
Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого**

Васильев Ю.С., Счисляев С.М. <i>К юбилею Владимира Фёдоровича Миткевича (145 лет со дня рождения)</i>	153
Морачевский А.Г., Фирсова Е.Г. <i>Трудные годы в жизни академика В.И. Вернадского (февраль 1917 — февраль 1921)</i>	158
Морачевский А.Г., Фирсова Е.Г. <i>Жизнь и труды академика В.Н. Ипатьева (К 150-летию со дня рождения)</i>	165

Contents

Power engineering and Electrical engineering

Bolshev A.S., Vasiliev Yu.S., Alhimenko A.I. <i>Environment protection in the development of carbon-nitrogen resources of arctic seas</i>	7
Romakhova G.A. <i>The analysis of cooling losses in gas turbines</i>	16
Kuznetsov G.V., Yankovsky S.A. <i>Efficiency of using composite fuels made of coal and wood in industrial power engineering</i>	29
Barilovich V.A., Smirnov Yu.A. <i>Improvement of airlift and jet pump calculations</i>	37
Semakina E.U., Hoang V.C, Chernikov V.A. <i>Aerodynamic processes in a stationary gas turbine exhaust duct: results of experimental studies</i>	49
Legkostupova V.V., Sudakov A.V. <i>Modernization of moisture separator reheaters in nuclear power units with VVER reactors</i>	61
Trinchenko A.A., Paramonov A.P., Kadyrov M.R. <i>Low-temperature swirl burning as a method for improving the environmental performance of a high-power boiler</i>	74
Dubitsky S.D., Greshnyakov G.V., Korovkin N.V. <i>Management of the magnetic field of a buried cable power line</i>	88
Gumenyuk V.I., Tolochko I.A., Toumanov A. Yu. <i>Modelling the degree of protection of a power engineering facility in emergency situations: the structure of the model and mathematical tools</i>	101

Metallurgy and Materials technology

Galevsky G.V., Rudneva V.V., Efimova K.A. <i>Features of the processes of boride formation during plasma treatment of titanium-boron-containing raw materials</i>	109
Lavrentev A.Yu., Dozhdelev A.M. <i>Improving of the structure of the heat affected zone deposited bimetallic tool material</i>	118

Mechanical engineering

Shorokhova Z.F., Topazh G.I., Ivanchenko I.P. <i>Development of a rapid method for calculating the hydroturbine cavitation characteristics</i>	127
Isaev Y.M., Matrosov A.V., Mashkov M.A., Sunarchin R.A. <i>Numerical and experimental study of multiactuator electro-hydraulic servo drive</i>	136
Lapshin K.L. <i>Multimode optimization of a birotational gas turbine of a turboshaft engine</i>	144

**Scientific schools
of Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University**

Vasiliev Yu.S., Schislayev S.M. <i>To the anniversary of Vladimir Mitkevich (145th anniversary of his birth)</i>	153
Morachevskij A.G., Firsova E.G. <i>Academician Vladimir Vernadsky: the years of hardship (February 1917 — February 1921)</i>	158
Morachevskiy A.G., Firsova E.G. <i>Life and career of academician Vladimir Ipatieff (on the occasion of his 150th birth anniversary)</i>	165

DOI: 10.18721/JEST.230301

УДК 502/504

А.С. Большев, Ю.С. Васильев, А.И. Альхименко

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

ОХРАНА ОКРУЖАЮЩЕЙ СРЕДЫ ПРИ ОСВОЕНИИ УГЛЕВОДОРОДНЫХ РЕСУРСОВ АРКТИЧЕСКИХ МОРЕЙ

В статье рассматриваются проблемы разработки мероприятий по предотвращению загрязнения морской среды и ликвидации последствий аварийных разливов нефти на арктическом шельфе при наличии льда на поверхности моря. Обсуждаются проблемы экономической рентабельности добычи углеводородов на шельфе с учетом затрат на оборудование для предотвращения и ликвидации аварийных разливов нефти. Для эффективности предотвращения появления нефтяных пятен подо льдом важно международное сотрудничество в области производства оборудования для этих операций. Ключевыми моментами в борьбе с нефтяными пятнами являются обнаружение и слежение за их движением под действием течений воды и характеристик нижней поверхности льда. Необходима разработка математической модели движения пятен нефти подо льдом, основанная на результатах экспериментальных и теоретических исследований. Есть ряд причин, объясняющих отсутствие таких моделей. Первая: натурные исследования требуют значительных усилий, материальных затрат и т. д., а лабораторные эксперименты не обеспечивают требуемой точности результатов. Вторая: математическое описание движения пятен нефти подо льдом требует информации о параметрах течений воды и шероховатости нижней поверхности льда, которая обычно отсутствует. Серьезной проблемой является разработка оборудования для ликвидации пятен нефти.

АРКТИЧЕСКИЕ ПРОЕКТЫ; КОНТИНЕНТАЛЬНЫЙ ШЕЛЬФ РОССИИ; РАЗЛИВЫ НЕФТИ ПОДО ЛЬДОМ; ЛИКВИДАЦИЯ ПОСЛЕДСТВИЙ РАЗЛИВОВ НЕФТИ ПОДО ЛЬДОМ; КОМПЛЕКСНЫЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ.

Ссылка при цитировании:

А.С. Большев, Ю.С. Васильев, А.И. Альхименко. Охрана окружающей среды при освоении углеводородных ресурсов арктических морей // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 7–15. DOI: 10.18721/JEST.230301

A.S. Bolshev, Yu.S. Vasiliev, A.I. Alhimenko

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

ENVIRONMENT PROTECTION IN THE DEVELOPMENT OF CARBON-NITROGEN RESOURCES OF ARCTIC SEAS

The paper considers some problems of developing the measures on prevention of marine pollution and elimination of oil spills under ice cover. We have discussed problems of economic effectiveness taking into account the capital cost of the environment protection. An important factor of effective prevention of oil spills is international collaboration in the field of production of effective equipment for operations

on eliminating oil spills under ice cover. A key factor of combatting oil spills is finding and tracking their motion influenced by water currents and ice bottom surface characteristics. It is necessary to develop a mathematical model based on experimental and theoretical data. There are some reasons explaining such data. First, field experiments take a lot of efforts, time etc., at the same time laboratory experiments do not provide accurate results. Secondly, mathematical description of tracking oil spills under the ice cover requires information about current parameters and roughness of the bottom surface of ice cover which usually not known. A serious problem is developing the equipment for elimination of oil spills.

ARCTIC PROJECTS; CONTINENTAL SHELF; OIL SPILLS UNDER ICE COVER; ELIMINATION OF OIL SPILLS; EQUIPMENT FOR COLLECTING OIL SPILLS; THEORETICAL AND EXPERIMENTAL RESEARCH STUDIES.

Citation:

A.S. Bolshev, Yu.S. Vasiliev, A.I. Alhimenko, Environment protection in the development of carbon-nitrogen resources of arctic seas, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 7–15, DOI: 10.18721/JEST.230301

Введение

Из перспектив развития современной России вытекает стратегическая важность освоения ресурсов арктических акваторий. Экономическая зона РФ составляет более 14 миллионов квадратных километров, что в два раза больше площади всех вместе взятых стран Западной Европы. Освоение таких громадных пространств, безусловно, будет связано с извлечением минерального сырья, био- и энергетических ресурсов, необходимых для дальнейшего индустриально-го развития России.

Ресурсы углеводородов на континентальном шельфе России составляют 20–25 % от общемировых запасов нефти и газа. Более 60 % ресурсов находится на глубинах моря менее 100 м, что с точки зрения технической доступности и реальности их освоения весьма важно [1].

Открыты месторождения на шельфе восьми морей России: на шельфе арктических морей (Баренцево и Карское) — 17 месторождений, на шельфе Сахалина и Камчатки (Охотское и Японское моря) — 13, на российском участке шельфа Каспийского моря — 10, на Азовском море — 3, на Балтийском — 2 месторождения.

Наиболее интенсивное строительство морских гидротехнических объектов в течение последних 10–15 лет происходило на шельфе дальневосточных морей. Только на шельфе о. Сахалин открыто девять нефтегазоносных участков с совокупными запасами 1,19 трлн куб. метров газа, 394,4 млн т нефти и 88,5 млн т газового конденсата.

В рамках реализации проектов под общим названием «Сахалин» начиная с 1997 года были

установлены одна за другой следующие ледостойкие платформы [2]: Пильгун-Астохская-А, Пильгун-Астохская-Б, Лунская-А («Сахалин-2»), «Орлан» и опорное основание платформы «Беркут» («Сахалин-1»).

На шельфе Баренцева моря в 60 км от берега находится Приразломное нефтяное месторождение. Глубина моря в районе месторождения составляет 18–20 м. Основной объект обустройства месторождения — морская ледостойкая нефтедобывающая платформа гравитационного типа «Приразломная» [3]. Платформа обеспечивает бурение скважин, добычу нефти, а также ее хранение и отгрузку.

В восточной части Баренцева моря в районе поселка Варандей на расстоянии 21 км от берега установлен самый северный в мировой практике стационарный морской ледостойкий отгрузочный причал «Варандей» [4]. Варандейский терминал успешно эксплуатируется, круглогодично обеспечивая бесконтактную швартовку танкеров дедейтмом до 70000 т и отгрузку нефти на танкер.

Крупнейший проект освоения Штокмановского газоконденсатного месторождения в Баренцевом море [5] около десяти лет находится на концептуальной стадии и, по всей видимости, может быть реализован в ближайшее десятилетие.

Проекты освоения углеводородов на континентальном шельфе требуют чрезвычайно больших капиталовложений и решения сложных инженерных задач. Однако несмотря на ряд проблем, в том числе кризисные явления, указанные проекты интенсивно развиваются, а объем морской добычи неуклонно возрастает.

Проблемы прогнозирования и ликвидации аварийных разливов нефти в условиях арктических морей

Повышенное внимание промышленному освоению шельфовой зоны арктических морей Российской Федерации уделено в выступлении президента РФ В.В. Путина в Салехарде. Он заявил, что право добывать нефть на арктическом шельфе России будет предоставлено только тем компаниям, которые обладают технологиями ликвидации последствий разливов нефти подо льдом.

Б. Обама в бытность свою президентом США в 2016 году запретил продажу лицензий нефтедобывающим компаниям на 5 лет из тех же соображений. Эта отсрочка дает возможность ученым, инженерам предложить новые решения по охране окружающей среды при добыче нефти на северном шельфе.

Стоимость добычи энергоносителей на северном шельфе в настоящее время не включает в себя затраты на предотвращение загрязнения природной среды, поскольку оборудования для ликвидации последствий аварийных разливов нефти нет не только у РФ, но и ни у какой другой страны. Затраты на его создание и производство могут быть весьма значительными и повлиять на стоимость шельфовой нефти в сторону ее повышения. Известно, что экосистемы северных морей весьма чувствительны к загрязнениям, устойчивость их по отношению к внешним воздействиям невелика. Особенно это относится к загрязнению арктических морских вод нефтью и нефтепродуктами. Примеры таких воздействий известны. Один из них — авария танкера «Eхxon Waldiz» в водах Аляски. Операции по ликвидации разлива нефти длились около 2 лет и стоили правительству США около 2 млрд \$. Однако последствия этого разлива проявляются до настоящего времени.

Приблизительные расчеты распространения загрязнений нефтью для скважины месторождения «Приразломная» были проведены совместно сотрудниками WWF и Гринпис России. Для расчетов в качестве исходных данных были приняты следующие объемы: 1500 т для скважины и 10 000 т для танкера. В зоне возможного загрязнения оказалась акватория площадью 140000 кв. км и береговая линия длиной 3500 км.

Наиболее вероятными причинами разливов в морской среде являются аварии танкеров, перевозящих сырую нефть. Это объясняется большим объемом перевозимой нефти и большими объемами разливов при подобных авариях. Наиболее рентабельна перевозка нефти в танкерах грузоподъемностью свыше 100 тыс. т. Риск аварии такого танкера при плавании в ледовой обстановке резко возрастает, а влияние на морскую среду может стать катастрофическим.

Добыча углеводородов из подводных скважин и последующая их транспортировка подводными трубопроводами к месту погрузки также создают существенный риск аварийного разлива. Наиболее неблагоприятное действие такие аварии оказывают при наличии льда на поверхности воды и малом расходе через отверстие в трубе, когда пятна нефти не фиксируются ни дистанционными средствами наблюдений, ни визуально, а объем выливающейся нефти увеличивается.

Таким образом, важные требования, предъявляемые к мероприятиям по предотвращению загрязнения морской среды и ликвидации последствий аварийных разливов нефти на арктическом шельфе [6], — это наличие аппаратуры контроля утечек, комплекс устройств для сбора разлитой нефти, невысокая стоимость и возможность применения указанных технических средств в сложных погодных условиях.

Международная общественность проявляет пристальное внимание к работам по изучению возможности ликвидации последствий нефтяных разливов подо льдом. Сказанное выше в отношении загрязнения морской среды относится не только к нефти, но и к природному газу.

Как в РФ, так и за рубежом существует целый класс математических моделей распространения пятен разлитой нефти под действием ветра, волнения и течений по открытой поверхности воды [7]. Эти модели апробированы, обеспечивают достаточную точность в расчетах. Существуют оборудование различных модификаций для сбора нефти с поверхности воды и технологии его использования. В Санкт-Петербурге на акваториях р. Невы и Финского залива регулярно проводятся учения по ликвидации последствий аварийных разливов нефти и нефтепродуктов. Однако целый ряд портовых акваторий на севере

РФ (не только в арктической зоне) функционирует в течение круглого года, включая период ледостава.

Влияние нефти, находящейся в водной среде при наличии льда на ее поверхности, существенно сильнее, чем нефти, находящейся на свободной поверхности [8]. Это связано с рядом факторов:

нефть подо льдом оказывает более губительное воздействие на морские экосистемы, чем аварийные разливы нефти на свободной поверхности воды;

вопрос распространения нефти в водной среде при наличии льда исследован в гораздо меньшей степени, чем разливы на свободной поверхности моря;

возможности ликвидации последствий разливов нефти подо льдом ограничены по сравнению с аналогичными ситуациями на открытой воде.

Следует подчеркнуть, что вопрос ликвидации последствий аварийных разливов нефти в ледовых условиях касается не только работ на арктическом шельфе, но и движения судов в морских портах, таких как Санкт Петербург, Архангельск и др. [9,10]. При интенсивном движении судов на портовых акваториях и на подходах к портам возможны аварии судов в резуль-

тате их столкновений, бункеровки, перегрузки нефтепродуктов наплаву и по другим причинам. Естественно, что такие разливы имеют значительно меньшие масштабы, чем те, которые возможны при авариях на шельфе, однако и акватории, в которых они происходят, меньше по размеру. Учитывая тот факт, что эти разливы происходят поблизости от береговой черты, уменьшать их воздействие не следует.

Наличие льда на поверхности акватории вносит серьезные коррективы в планы ликвидации аварийных разливов нефти (ЛАРН). Так, например, использование боновых ограждений для локализации разливов становится невозможным или неэффективным, движение нефтяных пятен подо льдом и изменение их характеристик во времени и пространстве существенно отличается от тех, которые наблюдаются на открытой воде. Отдельные исследования и учения по применению оборудования для сбора нефти проводились в скандинавских странах (Финляндия, Норвегия) и в Канаде (рис. 1). Однако результаты этих работ не могут быть признаны удовлетворительными ни по качеству математических моделей, ни по рекомендациям в плане оборудования.

Представители служб береговой охраны восьми стран — Канады, Дании, Финляндии,



Рис. 1. Сбор разлитой нефти в ледовых условиях у берегов Норвегии

Fig. 1. Collection of oil spills in ice conditions of the coasts of Norway

Исландии, Норвегии, Швеции, России и США, имеющих соответствующие интересы в Арктике, стали участниками форума, который прошел 23 марта 2017 г. Задачей форума была разработка стратегии и тактики для общих операций при соблюдении суверенных прав государств-участников на проведение собственной политики. Серьезным препятствием для организации совместных операций стало то, что Россия, не будучи членом НАТО, не может получать информацию об обстановке в арктическом регионе от своих потенциальных партнеров, поскольку это противоречит действующим правилам НАТО. Предстоит совместными усилиями преодолеть это препятствие до конца года. Это важная задача, поскольку для ликвидации последствий разливов необходимы совместные усилия стран-участниц.

В настоящее время в РФ, как и в других странах, отсутствуют нормативные документы, позволяющие составлять планы ЛАРН при наличии льда на поверхности акватории. По сути дела, это освобождает лиц, ответственных за составление планов, от учета льда. Вместе с тем понятно, что добыча углеводородов на арктическом шельфе не может развиваться без обеспечения экологической безопасности соответствующих работ.

Подходя к выбору способа ликвидации нефти в условиях арктических морей, следует различать два случая:

нефть находится под сплошным льдом и не имеет контакта с атмосферой;

нефть находится в зоне битого льда и имеет контакт с атмосферой.

Разница между ними состоит в том, что в первом случае при отсутствии контакта с атмосферой отсутствует контакт нефти с нижней поверхностью льда. Между линзой нефти и льдом всегда находится тонкий слой воды, в результате чего нефть перемещается, не оставляя следов на нижней поверхности льда.

При отсутствии слоя воды нефть прилипает к поверхности льда (рис. 2), а очистить поверхность льда, вступившую в контакт с нефтью, трудно.

Основными затруднениями при математическом описании распространения нефти подо льдом следует полагать следующие.

1. Сложность описания взаимодействия отдельных линз нефти с нижней поверхностью льда. Как показали лабораторные эксперименты [11], пленка нефти под нижней поверхностью льда распадается на ряд линз нефти, размеры и количество которых зависят от характеристик нефти или нефтепродукта, в частности от плотности



Рис. 2 Нефть, налипшая на поверхность льдин при контакте с атмосферным воздухом

Fig. 2. Oil adhering to the surface of ice floes in contact with atmospheric air

и величины поверхностного натяжения. При этом чем меньше плотность, тем больше линз, меньше их толщина и размеры в плане.

2. Линзы нефти не соприкасаются с нижней поверхностью льда. Между поверхностью линзы и поверхностью льда всегда остается тонкий слой воды. Этот слой формирует линзу за счет сил поверхностного натяжения, которые на границах «вода — нефть» и «вода — воздух» имеют разные значения. Чем меньше плотность, тем ближе форма линзы к шару. Наличием слоя воды между нефтью и нижней поверхностью льда объясняется тот факт, что при прохождении нефтяного пятна подо льдом его нижняя поверхность остается чистой. Однако при соприкосновении с воздухом нефть оставляет следы на поверхности льда.

3. Несмотря на отсутствие трения между линзами и нижней поверхностью льда, движение линз под действием течения встречает препятствия, обусловленные различной толщиной льда. Наши исследования, проводившиеся на льду Финского залива [12], показали, что при средней толщине льда 70 см отдельные уменьшения толщины, а также впадины могут превышать 30 см. Следует полагать, что при большей толщине льда в арктической зоне впадины могут быть более глубокими. Природа этих неровностей различна: они могут быть обусловлены локальными течениями, особенностями строения дна и т. п.

4. Направление и скорость движения облака линз нефти определяются скоростью действующего течения и шероховатостью нижней поверхности льда. Наличие впадин на нижней поверхности льда в сочетании с малыми скоростями действующего течения может обусловить накопление нефти во впадинах. Выйти оттуда нефть сможет только при превышении некоторой критической скорости действующего течения.

5. Сказанное относится только к прочному льду при минусовых температурах воздуха. В весенний период при положительных температурах воздуха начинается таяние льда. В толще льда появляются «каналы рассола» — каналы, по которым нефть начинает подниматься к поверхности льда в результате эффекта поверхностного натяжения. На поверхности льда образуются лужи нефти, от которых трудно избавиться.

Таковы основные трудности на пути математического описания движения нефти подо льдом. Представляется, что некоторых из них можно избежать, приняв ряд допущений, упрощающих решение. Однако для того чтобы оценить влияние этих допущений на результаты расчетов, необходимо калибровать эти модели, то есть провести обширные экспериментальные исследования.

Следует отметить, что моделировать движение нефти подо льдом в лабораторных экспериментах не представляется возможным, поскольку как толщина пленки нефти, так и размер и количество линз изменяются по зависимостям, которые мы в данном случае ищем.

Единственным выходом является проведение натурных исследований. Проведенные нами [13] натурные исследования позволили определить значения скорости движения облака линз для двух значений скорости действующего течения и, соответственно, для двух значений коэффициентов дисперсии в горизонтальной и вертикальной плоскостях. Такие исследования следовало бы продолжить для более широкого диапазона скоростей течений и характеристик различных видов нефти и нефтепродуктов. Кроме того, упомянутые исследования проводились при наличии прочного льда. Представляет интерес проведение исследований в весенний период, когда использование плавсредств еще невозможно, а снегоходов — уже невозможно.

Результаты обширных экспериментальных исследований должны стать основой для уточнения и калибровки теоретических моделей распространения нефти подо льдом. Естественно, что разработка подобных моделей представляет интерес с точки зрения создания устройств и технологий для ликвидации последствий загрязнения. В настоящее время специализированное оборудование такого рода практически отсутствует как в РФ, так и за рубежом.

В качестве примера возможных подходов к ликвидации разливов нефти в арктических условиях можно привести предложенный нами в конце 80-х годов прошлого столетия способ сбора разлитой нефти из-под нижней поверхности льда с использованием движителей судов. Основную идею [11] иллюстрирует рис. 3.

Судно подходит к месту нахождения подо льдом пятна нефти, становится на ледовые якоря

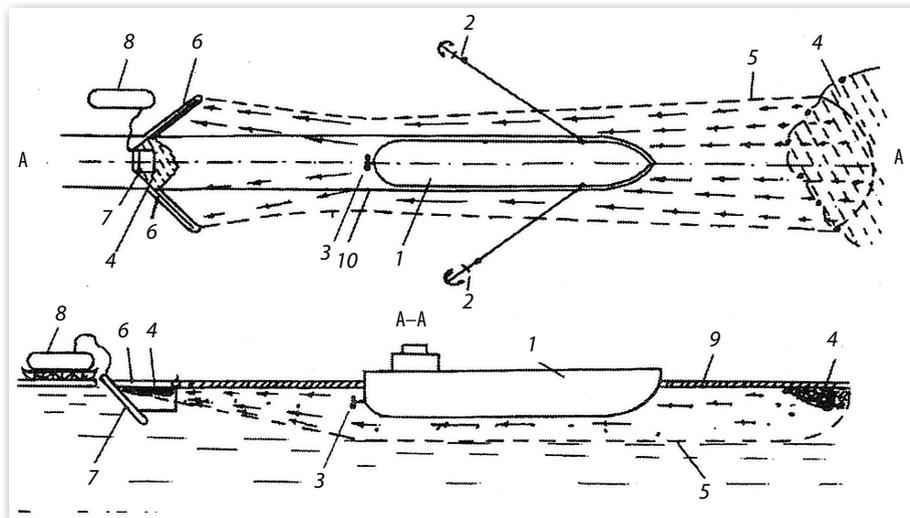


Рис. 3 Схема использования судов для ликвидации пятен нефти подо льдом

Fig. 3. Scheme for using ships to eliminate oil spots under ice

и начинает работать винтами, оставаясь на месте. В результате работы винтов подо льдом создается течение воды, которое увлекает нефть. Далее нефть на чистой воде улавливается бонами и обрабатывается нефтесборщиками. Обозначения на рис. 3 следующие: 1 — корпус судна; 2 — ледовые якоря; 3 — судовые винты; 4 — нефтяное пятно подо льдом; 5 — область создаваемого течения; 6 — бона; 7 — нефтесборщик; 8 — емкость для сбора нефтеводяной смеси.

Выводы

Освоение ресурсов Арктики требует международной кооперации, включающей в себя разработку технических средств для ликвидации последствий загрязнения морской среды и опе-

ративного обмена информацией об этих загрязнениях.

Требуют развития, причем в условиях дефицита времени, теоретические аспекты распространения нефтяных загрязнений в условиях арктических морей. Технологии ликвидации последствий аварийных разливов нефти в арктических условиях к настоящему времени не обеспечены апробированными и современными техническими средствами.

Названные проблемы можно разрабатывать в рамках федеральных целевых программ научным коллективом, состоящим из сотрудников проектных и научных организаций, путем совместного решения теоретических задач и проведения натурных экспериментальных исследований.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Новиков А.И. Концептуальные подходы к сервисному обслуживанию подводных добычных систем в тяжелых гидрометеорологических условиях // Материалы конференции RAO/CIS Offshore. СПб. 2013. С. 5–9.
2. Шхинек К.Н. [и др.]. Гидротехнические сооружения на континентальном шельфе России // Гидротехника. XXI век. 2013. № 4 (16). С. 48–56.
3. Торопов Е.Е. [и др.]. Математическое моделирование процесса накатки верхнего строения на опорное основание морской платформы Приразломного нефтяного месторождения // Гидротехническое строительство. 2007. № 5. С. 70–75.
4. Благовидова И.Л. [и др.]. Математическое моделирование и программное исследование работы системы «Морской отгрузочный причал — Танкер — Буксир» // Труды конференции «Освоение арктического шельфа России». СПб. 2007. № 175.
5. Андрушин А.В., Кутейников М.А. [и др.]. Численное моделирование поведения плавучих шельфовых сооружений под действием ровного льда // Труды III международной научной конференции «Полярная механика». 2016. С. 795–806.
6. Большев А.С., Фролов С.А. Математическое моделирование поведения объектов обустройства морских нефтегазовых месторождений в ледовых

условиях // Труды Евразийского симпозиума по проблемам надежности материалов и машин для регионов холодного климата. СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2014. С. 56–63.

7. **Шхинек К.Н. [и др.]**. Результаты моделирования сценариев взаимодействия айсбергов с морскими нефтегазодобывающими комплексами // Навигация и картография. 2015. № 39. С. 25–32. СПб.: Изд-во Гос. научно-исследовательского навигационно-гидрографического института.

8. **Поттер С., Трудель Н.** Ликвидация разливов нефти на арктическом шельфе. Environment Research Ltd. 2013, 143 с.

9. **Клеванный К.А. [и др.]**. Математическое моделирование распространения нефти в воде и ликвидация последствий разливов в ледовых условиях // Тезисы докладов научно-практического симпозиума «Финский залив-96». СПб. 1996. С. 59–60.

10. **Ivanov A.Yu. [et al.]**. Behavior and monitoring of oil spills in the waters of the Arctic seas // Environment protection in oil and gas complex. 2015. № 5. P. 5–15.

11. **Альхименко А.И. [и др.]**. Компоненты безопасности линейных газонефтепроводов. СПб.: Изд-во СПбПУ, 2010. 111 с.

12. Гидротехнические сооружения морских портов // Под ред. Альхименко А.И. СПб., М., Краснодар, 2014. 423 с.

13. **Альхименко А.И.** Аварийные разливы нефти в море и борьба с ними. ОМ-Пресс. 2004. 232 с.

14. **Liukkonen S. [et. al.]**. Modelling Oil Pollution under Ice Cover // Proc. of 7-th International Offshore and Polar Engineering Conf. Honolulu, USA, 1997. Vol. II. P. 594–601.

15. **Alhimenko A.** Environment pollution of St. Petersburg due to sea and river ports activities // Okologie in Hafenstadten Gemeinschaftsseminar. Hamburg, Germany. 1997. P. 22–31.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

БОЛЬШЕВ Александр Станиславович — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: bolshev@cef.spbstu.ru

ВАСИЛЬЕВ Юрий Сергеевич — доктор технических наук академик РАН научный руководитель Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: president@spbstu.ru

АЛЬХИМЕНКО Александр Иванович — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: a.alhimenko@mail.ru

REFERENCES

1. **Novikov A.I.** Kontseptualnyye podkhody k servisnomu obsluzhivaniyu podvodnykh dobychnykh sistem v tyazhelykh gidrometeorologicheskikh usloviyakh. *Materialy konferentsii RAO/CIS Offshore*. SPb. 2013. S. 5–9. (rus.)

2. **Shkhinek K.N. [i dr.]**. Gidrotekhnicheskiye sooruzheniya na kontinentalnom shelfe Rossii. *Gidrotekhnika. XXI vek*. 2013. № 4 (16). S. 48–56. (rus.)

3. **Toropov Ye.Ye. [i dr.]**. Matematicheskoye modelirovaniye protsessa nakatki verkhnego stroyeniya na opornoye osnovaniye morskoy platformy Prirazlomnogo neftyanogo mestorozhdeniya. *Gidrotekhnicheskoye stroitelstvo*. 2007. № 5. S. 70–75. (rus.)

4. **Blagovidova I.L. [i dr.]**. Matematicheskoye modelirovaniye i programnoye issledovaniye raboty sistemy «Morskoy otguzochnyy prichal — Tanker — Buksir». *Trudy konferentsii «Osvoyneniye arkticheskogo shelfa Rossii»*. SPb, 2007. № 175. (rus.)

5. **Andryushin A.V., Kuteynikov M.A. [i dr.]**. Chislennoye modelirovaniye povedeniya plavuchikh shelfovykh sooruzheniy pod deystviyem rovnogo lda. *Trudy III mezhdunarodnoy nauchnoy konferentsii «Polyarnaya mekhanika»*. 2016. S. 795–806. (rus.)

6. **Bolshev A.S., Frolov S.A.** Matematicheskoye modelirovaniye povedeniya obyektov obustroystva morskikh neftegazovykh mestorozhdeniy v ledovykh usloviyakh. *Trudy Yevraziyskogo simpoziuma po problemam nadezhnosti materialov i mashin dlya regionov kholodnogo klimata*. SPb.: Izd-vo SPbGPU, 2014. S. 56–63. (rus.)

7. **Shkhinek K.N. [i dr.]**. Rezultaty modelirovaniya stsensariyev vzaimodeystviya aysbergov s morskimi neftegazodobyvayushchimi kompleksami. *Zhurnal Navigatsiya i kartografiya*. 2015. № 39. S. 25–32. SPb.: Izd-vo. Gos. nauchno-issledovatel'skogo navigatsionno-gidrograficheskogo instituta. (rus.)

8. **Potter S., Trudel N.** Likvidatsiya razlivov nefiti na arkticheskom shelfe. Environment Research Ltd. 2013, 143 s.

9. **Klevannyy K.A. [i dr.]**. Matematicheskoye modelirovaniye rasprostraneniya nefiti v vode i likvidatsiya posledstviy razlivov v ledovykh usloviyakh. *Tezisy dokladov nauchno-prakticheskogo simpoziuma «Finskiy zaliv-96»*. SPb, 1996. S. 59–60. (rus.)

10. **Ivanov A.Yu. [et al.]**. Behavior and monitoring of oil spills in the waters of the Arctic seas. *Environment protection in oil and gas complex*. 2015. № 5. P. 5–15.

11. **Alkhimenko A.I. [i dr.]**. Komponenty bezopasnosti lineynykh gazonefteprovodov. SPb.: Izd-vo SPbPU, 2010. 111 s. (rus.)

12. **Gidrotekhnicheskiye sooruzheniya morskikh portov / Pod red. Alkhimenko A.I.** SPb., M., Krasnodar. 2014. 423 s. (rus.)

13. **Alkhimenko A.I.** Avariynnye razlivy nefi v more i borba s nimi. OM-Press. 2004. 232 s. (rus.)

14. **Liukkonen S. [et. al.]**. Modelling Oil Pollution under Ice Cover. *Proc. of 7-th International Offshore and Polar Engineering Conf. Honolulu, USA.* 1997. Vol. II. P. 594–601.

15. **Alhimenko A.** Environment pollution of St. Petersburg due to sea and river ports activities. *Okologie in Hafenstadten Gemeinschaftsseminar.* Hamburg, Germany. 1997. P. 22–31.

AUTHORS

BOLSHEV Aleksandr S. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: bolshev@cef.spbstu.ru

VASILIEV Yuri S. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: president@spbstu.ru

ALHIMENKO Aleksandr I. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: a.alhimenko@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 26 мая 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230302

УДК 621.438

Г.А. Ромахова

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

МЕТОД РАСЧЕТА ПОТЕРЬ ОТ ОХЛАЖДЕНИЯ ГАЗОВОЙ ТУРБИНЫ

Создание парогазовых установок с коэффициентом полезного действия на уровне 60 % и выше требует освоения температур газа перед турбиной 1500–1600 °С и применения новых высокоэффективных технологий охлаждения. Одним из основных факторов, препятствующих повышению коэффициента полезного действия по мере повышения температуры газа, является рост потерь, связанных с охлаждением газовой турбины. При этом эффект от увеличения температуры может быть полностью компенсирован ростом потерь от охлаждения. Эти потери оказывают существенное влияние на выбор параметров газотурбинных и комбинированных установок в процессе их оптимизации. Традиционные методы расчета не позволяют непосредственно вычислить потери от охлаждения и оценить влияние технологии охлаждения на величину коэффициента полезного действия установки. В статье предложен метод аналитического расчета величины потерь от охлаждения, который может быть использован уже на первом этапе расчета установки. Метод основан на использовании термодинамической модели охлаждаемой газовой турбины и эксергетическом анализе. Он реализован в специальной исследовательской программе, позволяющей анализировать влияние начальной температуры газа и технологии охлаждения турбины на показатели газотурбинных и комбинированных установок. Приведен пример расчета потерь от охлаждения в установке с параметрами, близкими к параметрам ГТЭ-65 ОАО «Силловые машины». Представлено детальное распределение необратимых потерь в соответствии с их источником в установке. Результаты расчета иллюстрированы диаграммой потоков эксергии в ГТУ с охлаждаемой воздухом газовой турбиной. Использование предлагаемого метода позволит существенно упростить процесс выбора параметров перспективных газотурбинных и комбинированных установок с охлаждаемой газовой турбиной.

КОЭФФИЦИЕНТ ПОЛЕЗНОГО ДЕЙСТВИЯ; ГАЗОТУРБИННЫЕ И КОМБИНИРОВАННЫЕ УСТАНОВКИ; ПОТЕРИ ОТ ОХЛАЖДЕНИЯ ГАЗОВОЙ ТУРБИНЫ; ЭКСЕРГЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ; ТЕРМОДИНАМИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ.

Ссылка при цитировании:

Г.А. Ромахова. Метод расчета потерь от охлаждения газовой турбины насоса // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки.* 2017. Т. 23. № 3. С. 16–28. DOI: 10.18721/JEST.230302

G.A. Romakhova

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

THE ANALYSIS OF COOLING LOSSES IN GAS TURBINES

A combined plant efficiency of greater than 60 percent is achievable through raising the turbine inlet temperature to 1500–1600 °C and incorporation of advanced cooling techniques in the gas turbine. The primary influence on cycle efficiency as turbine inlet temperature is raised is increased turbine cooling loss. The increase in gas turbine cycle efficiency as turbine inlet temperature is raised may be more than offset by the increased cooling losses. The cooling losses play a major role in combined cycle optimization. Detailed prediction of cooling losses is a complex task. The quantification of cooling losses cannot be performed by traditional energy-balance analysis. The model for the turbine cooling losses is presented. It is based on a separation of the air-cooled gas turbine cycle into topping cycle with products of

combustion as working fluid and bottoming cycles with cooling flow. The method of exergy analysis is applied to identified and quantified cooling losses. The models have been used in computer programs that predict the performance of cooled gas-turbine plant depending on the cooling technology levels and turbine inlet temperature. The presented method is illustrated by applying it to analyze an air-cooled gas turbine plant similar to the GTE-65. A detailed breakdown of the component irreversibilities by source-process is presented. The calculation results are illustrated in the flow diagram of exergy.

EFFICIENCY; GAS TURBINE PLANT; COMBINED PLANT; COOLING LOSSES; EXERGY ANALYSIS; MODEL FOR TURBINE COOLING LOSSES.

Citation:

G.A. Romakhova, The analysis of cooling losses in gas turbines, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 16–28, DOI: 10.18721/JEST.230302

Применение отечественных парогазовых установок с высоким коэффициентом полезного действия, на уровне 58–60 %, позволит существенно повысить эффективность энергетики. Такие установки могут быть созданы только на базе высокотемпературных охлаждаемых газовых турбин [1–6].

Выбор параметров газотурбинных и парогазовых установок существенно зависит от температуры газа при выходе из камеры сгорания и принятой системы охлаждения высокотемпературных элементов, так как потери, вызванные охлаждением, существенно снижают преимущества от повышения температуры газа.

Косвенно уровень потерь от охлаждения можно оценить по величине разности между коэффициентами полезного действия установок с охлаждаемой турбиной и с неохлаждаемой в сопоставимых условиях. Однако при этом не учитывается изменение энергии уходящих газов в результате снижения их температуры за турбиной и состава продуктов сгорания, что сказывается на эффективности утилизационного контура и парогазовой установки в целом.

Традиционные методы расчета не позволяют непосредственно вычислить потери от охлаждения и оценить влияние технологии охлаждения на величину КПД установки. В статье предлагается метод расчета потерь от охлаждения, основанный на термодинамической модели процесса расширения в охлаждаемой турбине [7–9] и эксергетическом анализе. Он позволяет вычислять потери от охлаждения непосредственно на стадии расчета тепловой схемы установки. При этом отпадает необходимость дополнительных расчетов установки без охлаждения.

Термодинамическая модель установки

Чтобы выявить потери, вызванные охлаждением газовой турбины, необходимо создать теоретическую модель установки, которая должна отражать взаимодействие потоков энергии в ее основных элементах. Такая модель показана на рис. 1. Рабочее тело газотурбинной установки условно разделено на два потока. Первый поток включает расход воздуха $G_{в0}$, к которому после сжатия в компрессоре подводится тепло топлива в камере сгорания, и продукты сгорания ($G_{г0} = G_{в0} + G_{топ}$), совершающие работу в турбине. Вторым потоком — охлаждающий газ турбину воздух $G_{охл0}$, который после сжатия в компрессоре нагревается в результате подвода тепла от охлаждаемых элементов турбины и продуктов сгорания и также совершает работу. В реальной установке оба потока воздуха сжимаются в одном компрессоре, а продукты сгорания и охлаждающий воздух расширяются в одной турбине, при этом они обмениваются энергией. В представленной модели два потока рабочих тел условно разделены, что позволяет аналитически описать энергетическое взаимодействие между ними.

Таким образом, реальная установка рассматривается здесь как техническая система, состоящая из двух подсистем, заключенных внутри контрольных поверхностей X и Y . Для краткости назовем первую подсистему «подсистемой газа», а вторую — «подсистемой охладителя». В газотурбинной установке с неохлаждаемой турбиной «подсистема охладителя» отсутствует, и вся установка представляет собой «подсистему газа».

В современных высокотемпературных газовых турбинах процесс расширения сопровождается практически непрерывным подмешиванием

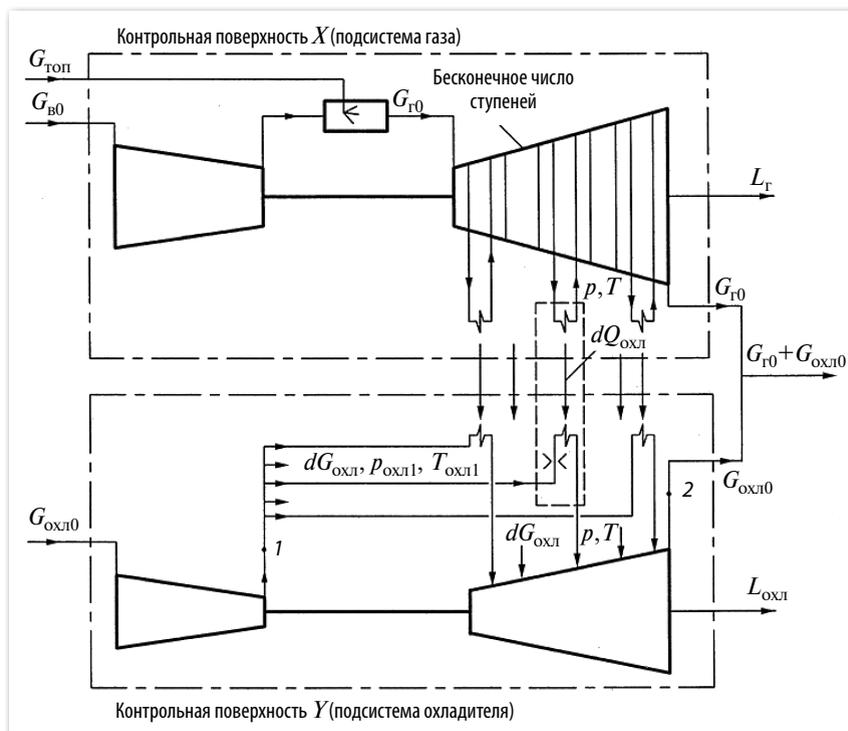


Рис. 1. Схематическое представление модели ГТУ с охлаждаемой турбиной

Fig. 1. Schematic diagram illustrating the cooling losses in an air-cooled gas turbine plant

охлаждателя к рабочему телу из-за наличия большого количества венцов с внутренним охлаждением лопаток и значительной доли пленочного охлаждения. Условно он может быть представлен как процесс с бесконечным числом ступеней турбины и непрерывным отводом теплоты от продуктов сгорания к охладителю в бесконечном числе теплообменников, расположенных между ступенями турбины. В каждом элементарном теплообменнике, который представляет собой элемент системы охлаждения (на рис. 1 он показан пунктиром), от газа отводится тепловой поток $dQ_{\text{охл}}$ к расходу охладителя $dG_{\text{охл}}$. При выходе из теплообменника потоки газа и охладителя имеют одинаковые давление p и температуру T . В реальной турбине охлаждающий воздух дросселируется, проходя через охлаждающие каналы внутри лопаток, при этом к нему подводится часть тепла конвекцией, а затем — оставшаяся часть теплового потока в результате смешения с рабочим телом. В предлагаемой модели этот процесс условно разделен на два: расход охладителя $dG_{\text{охл}}$ сначала дросселируется от сво-

его начального давления $p_{\text{охл1}}$ до текущего давления p , а затем к нему подводится вся теплота $dQ_{\text{охл}}$ при постоянном давлении.

Такое представление процесса расширения в охлаждаемой турбине позволяет записать дифференциальные уравнения процессов расширения газа с отводом тепла и расширения охладителя с подводом тепла [8]. Полученная система уравнений, дополненная уравнением, описывающим распределение расхода охладителя вдоль проточной части турбины в зависимости от параметров процесса, позволяет получить уравнения процессов расширения газа и охладителя в интегральном виде, вычислить работу охлаждаемой турбины, температуру в конце процесса расширения и потери, вызванные охлаждением.

На рис. 1 для простоты показана схема установившегося, в которой весь воздух для охлаждения турбины отбирается из выходного патрубка компрессора. Принципиально в модели ничего не изменится, если учесть наличие отборов в компрессоре. В этом случае внутри контрольной

поверхности Y будет расположен компрессор с отборами охлаждающего воздуха.

Таким образом, газотурбинная установка с охлаждаемой турбиной может быть представлена как гипотетическая комбинированная установка, в верхнем контуре которой работа L_T производится за счет подводимого тепла топлива $Q_{\text{топ}}$, а в нижнем контуре — за счет тепла $Q_{\text{охл}}$, отведенного от продуктов сгорания в процессе охлаждения турбины.

Потери от охлаждения

Формально потери от охлаждения обусловлены наличием контура охладителя в реальной газотурбинной установке и потерями, возникающими в результате появления этого контура. Представленная модель позволяет аналитически описать все эти потери, используя эксергетический метод анализа. Схематически потоки эксергии показаны на рис. 2. В скобках указаны расходы рабочего тела, соответствующие этим потокам.

Преобразование энергии в подсистеме газа сопровождается необратимыми потерями $\sum_i \Delta E_{T_i}$, включающими потери эксергии при сжатии в компрессоре, в камере сгорания, в процессе расширения газа в турбине, а также потери, связанные с дросселированием в воздухозаборном и выходном трактах. Эксергетический баланс для подсистемы газа следующий [7]:

$$E_{\text{топ}} + E_{\text{в0}} = E_q + L_T + E_{\text{ухг}} + \sum_i \Delta E_{T_i}, \quad (1)$$

где $E_{\text{топ}}$ — эксергия топлива; $E_{\text{в0}}$ — эксергия потока воздуха $G_{\text{в0}}$ при параметрах, соответствующих входу в компрессор; E_q — эксергия теплового потока $Q_{\text{охл}}$; $E_{\text{ухг}}$ — эксергия продуктов сгорания при параметрах за турбиной.

В процессе преобразования энергии $Q_{\text{охл}}$ теплового потока в работу $L_{\text{охл}}$ нижнего контура возникают потери эксергии $\sum_j \Delta E_{\text{охл}j}$. Они вызваны необратимостью процессов сжатия в компрессоре $\Delta E_{\text{к охл}}$, дросселирования в охлаждающих каналах и трения в процессе расширения в турбине $\Delta E_{\text{т охл}}$, а также необратимостью теплообмена между газом и охладителем $\Delta E_{\text{то}}$, обусловленной конечной разностью температур

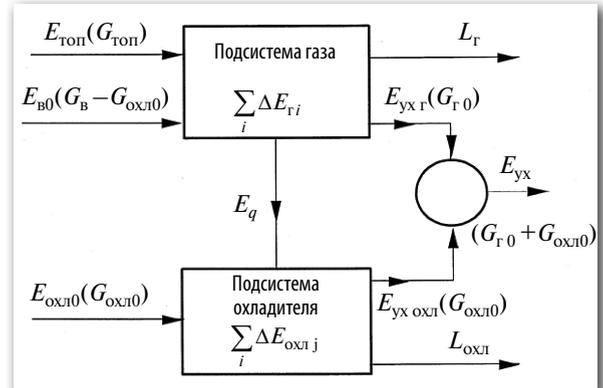


Рис. 2. Схема потоков эксергии в ГТУ с охлаждаемой турбиной

Fig. 2. Flow diagram for an air-cooled gas turbine plan

между ними. В сумму потерь должны быть также включены потери, связанные с дросселированием охладителя во входном и выходном трактах газотурбинной установки — $\Delta E_{\text{вх охл}}$ и $\Delta E_{\text{вых охл}}$.

В реальной турбине процессы дросселирования охладителя в каналах и теплообмен происходят одновременно. В общем случае это политропный процесс. Для упрощения расчетов было принято, что процессы дросселирования и теплообмена происходят последовательно: сначала дросселирование от начального давления охладителя до давления в проточной части, а затем подвод теплоты. Такое допущение позволило получить уравнение процесса расширения охладителя в замкнутом виде [8] и ввести поправку на величину коэффициента потерь для охладителя, как показано в Приложении.

Эксергетический баланс для подсистемы охладителя:

$$E_q + E_{\text{охл0}} = L_{\text{охл}} + E_{\text{ух охл}} + \sum_j \Delta E_{\text{охл}j}. \quad (2)$$

Поскольку в гипотетической установке каждое рабочее тело расширяется в своей турбине, то для правильного определения эксергии уходящих газов $E_{\text{ух}}$ необходимо учесть потери, обусловленные различным составом рабочих тел, т. е. потери от смешения $\Delta E_{\text{см}}$:

$$E_{\text{ухг}} + E_{\text{ух охл}} = E_{\text{ух}} + \Delta E_{\text{см}}. \quad (3)$$

К потерям от охлаждения газовой турбины относятся все потери эксергии, связанные

с преобразованием в контуре охладителя энергии теплового потока $Q_{\text{охл}}$ в работу $L_{\text{охл}}$, а также потери от смешения:

$$\begin{aligned} \Delta E_{\text{охл}} &= \sum_j \Delta E_{\text{охл}j} + \Delta E_{\text{см}} = \\ &= \Delta E_{\text{к охл}} + \Delta E_{\text{т охл}} + \Delta E_{\text{то}} + \Delta E_{\text{вх охл}} + \\ &+ \Delta E_{\text{вых охл}} + \Delta E_{\text{см}}. \end{aligned} \quad (4)$$

Используя уравнения (1)–(3) и учитывая, что поступающий в компрессор воздух находится в термодинамическом равновесии с окружающей средой ($E_{\text{в}0} = 0$ и $E_{\text{охл}0} = 0$), коэффициент полезного действия газотурбинной установки можем представить следующим образом:

$$\begin{aligned} \eta_{\text{ГТУ}} &= \frac{L_{\text{Г}} + L_{\text{охл}}}{Q_{\text{топ}}} = \\ &= \frac{E_{\text{топ}} - \sum_i \Delta E_{\text{Г}i} - \Delta E_{\text{охл}} - E_{\text{ух}}}{Q_{\text{топ}}} = \\ &= \bar{E}_{\text{топ}} - \sum_i \Delta \bar{E}_{\text{Г}i} - \bar{\Delta E}_{\text{охл}} - \bar{E}_{\text{ух}}. \end{aligned} \quad (5)$$

Для ГТУ с неохлаждаемой турбиной $\bar{\Delta E}_{\text{охл}} = 0$, и формула (5) принимает традиционный вид.

При сопоставимых условиях удельные потери в контуре газа можно считать не зависящими от наличия охлаждения, т. е. $\sum_i \Delta \bar{E}_{\text{Г}i} = \text{idem}$.

Учитывая, что $\bar{E}_{\text{топ}} = \text{idem}$, формула (5) позволяет получить величину снижения КПД охлаждаемой газотурбинной установки по сравнению с неохлаждаемой:

$$\begin{aligned} \Delta \eta_{\text{ГТУ}} &= \eta_{\text{ГТУ но}} - \eta_{\text{ГТУ}} = \\ &= \Delta \bar{E}_{\text{охл}} - \bar{\Delta E}_{\text{ух}}, \end{aligned} \quad (6)$$

где $\bar{\Delta E}_{\text{ух}}$ — изменение потерь эксергии с уходящими газами, вызванное как снижением температуры газа за турбиной в результате охлаждения, так и изменением состава уходящих газов.

Все составляющие потерь от охлаждения в формулах (4) и (6) зависят от расхода охладителя и, следовательно, от применяемой технологии охлаждения, а также от параметров, определяющих эффективность элементов, составляющих контур охладителя.

Расчет составляющих потерь от охлаждения

Потери эксергии в процессе сжатия в компрессоре $\Delta E_{\text{к охл}}$, во входном и выходном трактах установки $\Delta E_{\text{вх охл}}$ и $\Delta E_{\text{вых охл}}$, а также потери от смешения $\Delta E_{\text{см}}$ определяются традиционным способом [10, 11]. Потери эксергии, связанные с дросселированием охладителя в охлаждающих каналах, трением в процессе расширения и необратимостью теплообмена, могут быть определены следующим образом. При переходе подсистемы охладителя из состояния, соответствующего параметрам $P_{\text{охл}1}$ и $T_{\text{охл}1}$ входа в систему охлаждения (точка 1 на рис. 1), в состояние, соответствующее параметрам P_2 и T_2 за турбиной (точка 2 на рис. 1), приращение энтропии составит

$$\begin{aligned} G_{\text{охл}0} \Delta s_{\text{охл} \Sigma} &= G_{\text{охл}0} s_{\text{охл}}(T_2, p_2) - \\ &- G_{\text{охл}0} s_{\text{охл}}(T_{\text{охл}1}, p_{\text{охл}1}). \end{aligned} \quad (7)$$

Оно включает увеличение энтропии охладителя в результате всех перечисленных выше необратимых процессов. Если в установке предусмотрены отборы воздуха из компрессора для охлаждения турбины, то вместо последнего члена в уравнении (7) необходимо подставить сумму $\sum_k G_{\text{охл}k} s_{\text{охл}k}(T_{\text{охл}1k}, p_{\text{охл}1k})$, в которой индексом « k » обозначены параметры k -го отбора.

В процессе перехода из состояния 1 в состояние 2 к охладителю подведен тепловой поток $Q_{\text{охл}}$ от газа. Удельное приращение энтропии газа в результате отвода теплоты $\Delta s_{\text{охл} \Gamma}$ может быть определено в результате интегрирования уравнения процесса его расширения с охлаждением [8], а перечисленные потери эксергии могут быть вычислены с использованием формулы Гюи — Стодолы:

$$\begin{aligned} \Delta E_{\text{т охл}} + \Delta E_{\text{то}} &= \\ &= T_0 (G_{\text{охл}0} \Delta s_{\text{охл} \Sigma} - G_{\text{Г}0} \Delta s_{\text{охл} \Gamma}). \end{aligned}$$

Ниже приведен пример расчета потерь от охлаждения.

Пример расчета. В качестве примера приведен расчет потерь эксергии в газотурбинной установке с открытым воздушным охлаждением турбины при параметрах, максимально приближенных к параметрам ГТЭ-65 ОАО «Силловые машины»,

опубликованным в открытой печати [12 и др.]. Температура газа при выходе из камеры сгорания составляет 1360 °С, степень повышения давления в компрессоре равна 15,6. Расход воздуха при входе в компрессор — 180 кг/с. Расход воздуха на охлаждение лопаточного аппарата турбины составляет 20 % от расхода при входе в компрессор [12]. Турбина имеет четыре ступени.

Принято следующее: отсутствуют потери давления во входном патрубке компрессора и выходном патрубке турбины; относительные потери давления в камере сгорания — 0,035; КПД камеры сгорания — 0,99; полное давление за турбиной — 0,106 МПа; механический КПД и КПД электрогенератора равны соответственно $\eta_{\text{мех}} = 0,99$, $\eta_{\text{эг}} = 0,985$; политропный КПД компрессора — 0,90; начальные значения политропных КПД турбин газа и охладителя приняты равными соответствующей величине для

неохлаждаемой турбины — $\eta_{\text{полт0}} = 0,90$. Топливо — метан. Давление топлива при входе в камеру сгорания — 4,0 МПа; температура — 15 °С. Параметры окружающего воздуха: 15 °С и 0,1013 МПа, относительная влажность — 60 %. Для определения свойств влажного воздуха и продуктов сгорания использовались уравнения из работы [13].

Для упрощения расчета принято, что охлаждаются только венцы, температура газа перед которыми превышает допустимую температуру стенки металла (800 °С). Расчетная схема установки приведена на рис. 3. Результаты расчета сведены в табл. 1 и 2.

Параметры при выходе из компрессоров и камеры сгорания (точки 2, 12 и 3 на расчетной схеме) определяются традиционным методом с использованием политропного КПД компрессора, баланса энергии и эксергетического баланса [10, 11].

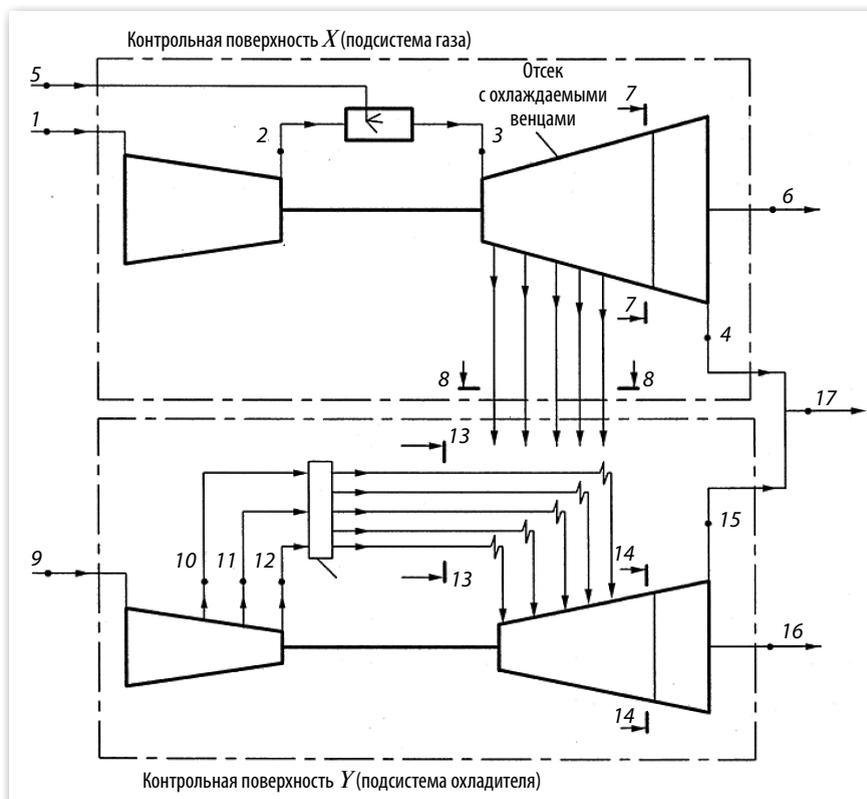


Рис. 3. Расчетная схема газотурбинной установки с охлаждаемой турбиной (ИТ — идеальный теплообменник, в котором потоки охладителя обмениваются теплотой при разных давлениях, но не смешиваются)

Fig. 3. Example of air-cooled gas turbine plant for determining the cooling losses (ИТ — ideal heat exchanger)

Таблица 1

Значения параметров в основных точках расчетной схемы (рис. 3)

Table 1

Parameters and flow rates in particular points of the plants (fig. 3)

Номер точки на схеме рис. 3	Расход, кг/с	Давление, МПа	Температура, °С	Эксергия	
				МВт	% к теплу топлива
<i>Подсистема газа</i>					
1	144,0	0,101	15	0,00	0,0
2	144,0	1,580	403	54,22	29,65
5	3,65	4,00	15	191,85	104,92
3	147,6	1,525	1360	191,34	104,64
7–7	147,6	0,330	808	89,66	49,03
8–8	–	–	–	21,76	11,90
4	147,6	0,106	569	45,40	24,83
6	–	–	–	39,76	21,74
<i>Подсистема охладителя</i>					
9	36,0	0,101	15	0,00	0,0
10	2,1	0,58	225	0,42	0,23
11	6,8	0,99	315	1,94	1,06
12	27,1	1,58	403	10,21	5,58
13–13	36,0	–	376	12,57	6,87
14–14	36,0	0,330	808	19,79	10,82
15	36,0	0,106	569	9,62	5,26
16	–	–	–	6,20	3,39
<i>Уходящие газы</i>					
17	183,6	0,106	569	54,68	29,90

Таблица 2

Мощность, количество тепла, потери эксергии

Table 2

Output, heat rate, exergy losses

Элемент на схеме рис. 3	Мощность, количество тепла		Потери эксергии	
	МВт	% к теплу топлива	МВт	% к теплу топлива
<i>Подсистема газа</i>				
Компрессор	57,87	31,65	3,65	2,00
Камера сгорания	182,86	100,00	54,73*	29,93
Турбина	120,76	66,04	3,42	1,87
Сумма потерь $\sum_i \Delta E_{Гi}$			61,80	33,80

Элемент на схеме рис. 3	Мощность, количество тепла		Потери эксергии	
	МВт	% к теплу топлива	МВт	% к теплу топлива
<i>Подсистема охладителя</i>				
Компрессор $\Delta E_{к\text{ охл}}$	13,44	7,35	0,88	0,48
Турбина ($\Delta E_{т\text{ охл}} + \Delta E_{т\text{ о}}$)	19,64	10,74	5,06	2,77
Сумма потерь $\sum_j \Delta E_{\text{охл},j}$			5,94	3,25
<i>Потери от смешения, механические и в электрогенераторе</i>				
Потери от смешения $\Delta E_{см}$			0,34	0,19
Потери механические и в электрогенераторе $\Delta E_{м+э\text{Г}}$			1,73	0,94

* Включены потери в топливном клапане 0,45 МВт

Дальнейший расчет ведется итерационным методом. Принимается величина температуры газа за турбиной $T_4 = T_{15} = T_{17} = 843 \text{ К}$ ($569 \text{ }^\circ\text{С}$).

На первом шаге итерационного процесса температура за отсеком с охлаждаемыми лопатками (сечения 7 и 14 на расчетной схеме) принимается равной допустимой температуре стенки лопатки, а температура воздуха, поступающего на охлаждение турбины, (сечение 13 на схеме) — температуре за компрессором. Коэффициенты потерь для процессов расширения газа $\zeta_{г}$ и охладителя $\zeta_{\text{охл}}$, входящие в уравнения процессов расширения газа и охладителя, вычисляются через политропный КПД неохлаждаемой турбины: $\zeta_{г0} = 1 - \eta_{\text{пол } г0}$ и $\zeta_{\text{охл}0} = 1 - \eta_{\text{пол } т0}$. В дальнейшем на величину этих коэффициентов вводятся поправки. Используя уравнения процессов расширения газа и охладителя из работы [8], определяют давление $p_7 = p_{14}$ за охлаждаемым отсеком, работу, совершенную газом ($L_{тг3-7}$) и охладителем ($L_{т\text{охл}13-14}$) соответственно в отсеках турбины 3–7 и 13–14. Расчет параметров отсеков 7–4 и 14–15 турбины как единого отсека неохлаждаемой турбины ведется традиционным методом. В результате этого расчета определяются температура за турбиной T_4 и работа, совершенная газом и охладителем ($L_{тг7-4} + L_{т\text{охл}14-15}$).

На следующих шагах итерационного процесса вводятся поправки на величину коэффициентов потерь для газа и охладителя и учитывается наличие отборов воздуха из компрессора.

Основываясь на опубликованных данных [14, 15 и др.], ввели поправку на величину коэффициента потерь для процесса расширения газа ($\zeta_{г} = \zeta_{г0} + \Delta\zeta_{г}$), учитывающую потери, вызванные смешением охлаждающего воздуха и основного потока газа с различными скоростями:

$$\Delta\zeta_{г} = \eta_{\text{пол } т0} K \frac{g_0}{z},$$

где $g_0 = G_{\text{охл}0} / G_{г0}$; z — число охлаждаемых венцов; $K = 0,125$ — эмпирический коэффициент.

Поправка $\Delta\zeta_{\text{др}}$ на коэффициент потерь для процесса расширения охладителя, учитывающая дросселирование охладителя в каналах ($\zeta_{\text{охл}} = \zeta_{\text{охл}0} + \Delta\zeta_{\text{др}}$), на стадии расчета тепловой схемы установки может быть определена по формулам, приведенным в Приложении.

Чтобы учесть наличие отборов из компрессора, принято, что каждый направляющий венец турбины, кроме первого, охлаждается воздухом из своего отбора с давлением, превышающим на 0,1 МПа давление перед венцом. Все рабочие венцы и направляющий венец первой ступени охлаждаются воздухом из выходного патрубка компрессора. Сделано допущение, что полезная работа турбины распределена равномерно между ступенями со степенью реактивности 50 %. Это позволяет распределить полезную работу между венцами турбины, определить давление и температуру перед ними, число охлаждаемых венцов z и оценить давление в отборах компрессора. Принимая, что расход охладителя распределяется

вдоль проточной части турбины согласно уравнению (9) из работы [8], оценили величину расхода охладителя из каждого отбора компрессора, мощность компрессора и среднемассовую температуру охладителя при входе в систему охлаждения — $T_{13} = T_{\text{охл}1}$.

Ниже приведен расчет параметров установки на последнем итерационном шаге. Параметры при входе в турбину подсистемы газа (точка 3 на рис. 3): температура $T_3 = 1633$ К; давление $p_3 = 1,525$ МПа; расход газа $G_3 = G_{r0} = 147,6$ кг/с. Расход охладителя равен $G_{13} = G_{\text{охл}0} = 36,0$ кг/с; относительный расход охладителя — $g_0 = 6,0/147,6 = 0,244$.

Из предыдущих итераций предварительно определены: число охлаждаемых венцов $z = 5$, температура за охлаждаемым отсеком турбины $T_7 = T_{14} = 1081$ К и средняя температура охладителя $T_{13} = T_{\text{охл}1} = 649$ К.

Расчет отсеков 3–7 и 13–14 турбины. Вычисляется поправка на величину коэффициента потерь для процесса расширения газа по формуле (9): $\Delta\zeta_r = 0,0046$ и коэффициент потерь для процесса расширения газа $\zeta_r = \zeta_{r0} + \Delta\zeta_r = 0,10 + 0,0046 = 0,1046$. Определяется поправка на величину коэффициента потерь в процессе расширения охладителя, связанная с дросселированием охладителя, $\Delta\zeta_{\text{др}} = 0,242$. Для этого по формулам (П 4) и (П 2) Приложения к статье вычисляется работа $\Delta L_{\text{др}} = 3,61$ МВт, затраченная на дросселирование (принято, что $\pi_{\text{ср}} = 1,7$; работа охладителя $L_{\text{т охл}13-14} = 9,82$ МВт определена на предыдущем шаге). Тогда $\zeta_{\text{охл}} = \zeta_{\text{охл}0} + \Delta\zeta_{\text{др}} = 0,10 + 0,242 = 0,342$.

По уравнению (10) из работы [8] рассчитывается величина удельного теплового потока, отведенного от газа в процессе расширения в отсеке 3–7:

$$q_{\text{охл}} = \frac{\bar{c}_{p\text{охл}}}{\chi} (T_3 - T_{13}) \times \left[A_1 \ln(1 + \chi g_0) - (2 + f)(1 - a) + 2A_1 \ln \left| \frac{b+1}{b+a} \right| \right] = 184,4 \text{ кДж/кг},$$

где $\bar{c}_{p\text{охл}} = 1,2019$ кДж/(кг·К); $R_r = 0,2939$ кДж/(кг·К) — газовая постоянная для продуктов сго-

рания; $\chi = (R_{\text{охл}}/R_r)(1 - \zeta_{\text{охл}})/(1 - \zeta_r) = 0,7204$; $A_1 = 2,5855$; $f = 0,2270$; $a = 0,4388$; $b = 2,3650$ — коэффициенты уравнения.

Абсолютная величина приращения удельной энтропии газа в результате отвода теплового потока $q_{\text{охл}}$ (по уравнению (13) из [8]) составит

$$\Delta s_{\text{охлГ}} = \frac{\bar{c}_{p\text{охл}}}{\chi} \times \left[A \ln(1 + \chi g_0) + B \ln \frac{T_3}{T_7} + D \ln \left| \frac{b+1}{b+a} \right| \right] = 0,1285 \text{ кДж/(кг·К)},$$

где $A = 0,8546$; $B = 0,1442$; $D = -0,6619$ — коэффициенты уравнения.

Из уравнения процесса расширения газа с охлаждением [8]

$$\Delta s_{\text{охлГ}} = \bar{c}_{pГ} \ln \frac{T_3}{T_7} + (1 - \zeta_r) R_r \ln \frac{p_7}{p_3},$$

где $\bar{c}_{pГ} = 1,2871$ кДж/(кг·К) определяется давлением за отсеком с охлаждаемыми лопатками $p_7 = 0,330$ МПа.

Работа, совершенная газом в отсеке 3–7, составит

$$L_{\text{тГ}3-7} = G_3 (h_3 - h_7) - Q_{\text{охл}} = 147,6(1634,13 - 921,94) \cdot 10^{-3} - 27,22 = 77,92 \text{ МВт},$$

а работа охладителя в отсеке 13–14 равна

$$L_{\text{т охл}13-14} = Q_{\text{охл}} + G_{\text{охл}0} (h_{13} - h_{14}) = 27,22 + 36,0(388,30 - 871,47) = 9,82 \text{ МВт},$$

где $Q_{\text{охл}} = G_3 q_{\text{охл}} = 147,6 \cdot 184,4 \cdot 10^{-3} = 27,22$ МВт.

Расчет отсеков 7–4 и 14–15 турбины как единого отсека. Расход уходящих газов равен $G_{17} = G_3 + G_{13} = 147,6 + 36,0 = 183,6$ кг/с; степень понижения давления $\pi = p_7/p_{17} = 0,330/0,106 = 3,113$; средняя теплоемкость для процесса расширения — $\bar{c}_p = 1,1985$ кДж/(кг·К); газовая постоянная — $R = 0,2928$ кДж/(кг·К); политропный КПД — $\eta_{\text{пол}} = 0,90$. Из уравнения процесса расширения определяется температура за турбиной

$$T_4 = T_{15} = T_{17} = 1081 \cdot 3,113^{-0,9 \cdot 0,2928/1,1985} = 842 \text{ К} = 569 \text{ °С}.$$

Полученное значение температуры за турбиной с заданной точностью соответствует принятому в начале расчета значению $T_4 = T_{15} = T_{17} = 842 \text{ К}$, а все принятые параметры во внутренних циклах расчета соответствуют полученным.

Суммарная работа неохлаждаемого отсека турбины равна $L_{T_{Г7-4}} + L_{T_{Oxл14-15}} = 52,66 \text{ МВт}$, в том числе работа, совершенная продуктами сгорания, ($L_{T_{Г7-4}} = 42,84 \text{ МВт}$) и охладителем ($L_{T_{Oxл14-15}} = 9,82 \text{ МВт}$). Суммарная работа, совершенная газом в турбине, составляет $L_{T_{Г}} = L_{T_{Г3-7}} + L_{T_{Г7-4}} = 77,92 + 42,84 = 120,76 \text{ МВт}$, а охладителем — $L_{T_{Oxл}} = L_{T_{Oxл13-14}} + L_{T_{Oxл14-15}} = 9,82 + 9,82 = 19,64 \text{ МВт}$.

Работу газовой турбины ($L_T = L_{T_{Г}} + L_{T_{Oxл}} = 120,76 + 19,64 = 140,40 \text{ МВт}$) равномерно распределяют между венцами, и способом, описанным выше, определяют число охлаждаемых венцов ($z = 5$), температуру за охлаждаемым отсеком ($T_7 = T_{14} = 1081 \text{ К} = 808 \text{ °С}$), параметры в отборах компрессора (точки 10 и 11 на расчетной схеме), среднemasсовую температуру охладителя при входе в систему охлаждения ($T_{13} = T_{Oxл1} = 649 \text{ К} = 376 \text{ °С}$) и мощность компрессора подсистемы охладителя ($L_{K_{Oxл}} = 13,44 \text{ МВт}$) (см. табл. 1 и 2).

Показатели газотурбинной установки. Работа, совершенная подсистемой газа, равна $L_{Г} = L_{T_{Г}} - L_{K_{Г}} = 120,76 - 57,87 = 62,89 \text{ МВт}$ (где $L_{K_{Г}} = 57,87 \text{ МВт}$ — работа, затраченная на привод компрессора в подсистеме газа, из табл. 1). Работа, совершенная подсистемой охладителя, составляет $L_{Oxл} = L_{T_{Oxл}} - L_{K_{Oxл}} = 19,64 - 13,44 = 6,20 \text{ МВт}$; электрическая мощность ГТУ — $N_{ГТУ} = (L_{Г} + L_{Oxл}) \eta_{мех} \eta_{ЭГ} = (62,89 + 6,20) \cdot 0,99 \times 0,985 = 67,37 \text{ МВт}$. Количество тепла, подведенного с топливом, — $Q_{топ} = 182,86 \text{ МВт}$; КПД ГТУ — $\eta_{ГТУ} = N_{ГТУ} / Q_{топ} = 67,37 / 182,86 = 0,3684$.

Все рассчитанные потоки и потери эксергии для двух подсистем и установки в целом удовлетворяют уравнениям баланса (1)–(3). Наглядно они представлены в виде диаграммы Грассмана на рис. 4.

Расчет потерь эксергии

Величина потоков эксергии в расчетных точках схемы приведена в табл. 1. Потери эксергии в отсеках компрессоров, турбин подсистемы газа

и камеры сгорания вычисляются по формуле Гюи — Стодолы. Эти значения приведены в табл. 2. Потери эксергии для турбины подсистемы охладителя, связанные с трением и дросселированием охладителя ($\Delta E_{T_{Oxл}}$), а также с необратимостью теплообмена ($\Delta E_{T_{O}}$), определяются по формуле (8), в которой полное приращение энтропии охладителя от состояния в отборах компрессора (точки 10, 11, 12 на схеме рис. 3) до состояния за турбиной (точка 15) определяется по формуле (7):

$$G_{13} \Delta s_{Oxл\Sigma} = 36,52 \text{ Квт/град};$$

$$\Delta E_{T_{Oxл}} + \Delta E_{T_{O}} = T_0 (G_{13} \Delta s_{Oxл\Sigma} - G_3 \Delta s_{OxлГ}) = 288 \cdot (36,52 - 147,6 \cdot 0,1285) \cdot 10^{-3} = 5,06 \text{ МВт}.$$

Эксергия теплового потока $Q_{Oxл}$ равна

$$E_q = Q_{Oxл} - G_3 T_0 \Delta s_{OxлГ} = 27,22 - 147,6 \cdot 288 \cdot 0,1285 \cdot 10^{-3} = 21,76 \text{ МВт}.$$

Потери от охлаждения вычисляются по формуле (4) с учетом данных табл. 2:

$$\Delta E_{Oxл} = \sum_j \Delta E_{Oxлj} + \Delta E_{см} = 5,94 \cdot 0,34 = 6,28 \text{ МВт},$$

что составляет $\overline{\Delta E}_{Oxл} = (6,28 / 182,86) \cdot 100 \% = 3,44 \%$ от тепла топлива. Эта составляющая необратимых потерь в ГТУ с охлаждаемой турбиной — вторая по величине после потерь в камере сгорания.

КПД установки, вычисленный по формуле (5) с учетом механических потерь и потерь в электрогенераторе, ($\overline{\Delta E}_{M+\text{ЭГ}} = 0,0094$, табл. 2)

$$\eta_{ГТУ} = \overline{E}_{топ} - \sum_i \overline{\Delta E}_{Гi} - \overline{\Delta E}_{Oxл} - \overline{E}_{ух} - \overline{\Delta E}_{M+\text{ЭГ}} = 1,0492 - 0,3380 - 0,344 - 0,2990 - 0,0094 = 0,3684$$

полностью соответствует величине, полученной ранее традиционным методом, что, с одной стороны, подтверждает правильность расчета, а с другой стороны, позволяет анализировать структуру потерь в охлаждаемой ГТУ.

Выводы

Представленный метод позволяет вычислить потери, вызванные охлаждением турбины, уже на первом этапе расчета газотурбинной установки и определить их вклад в снижение коэффи-

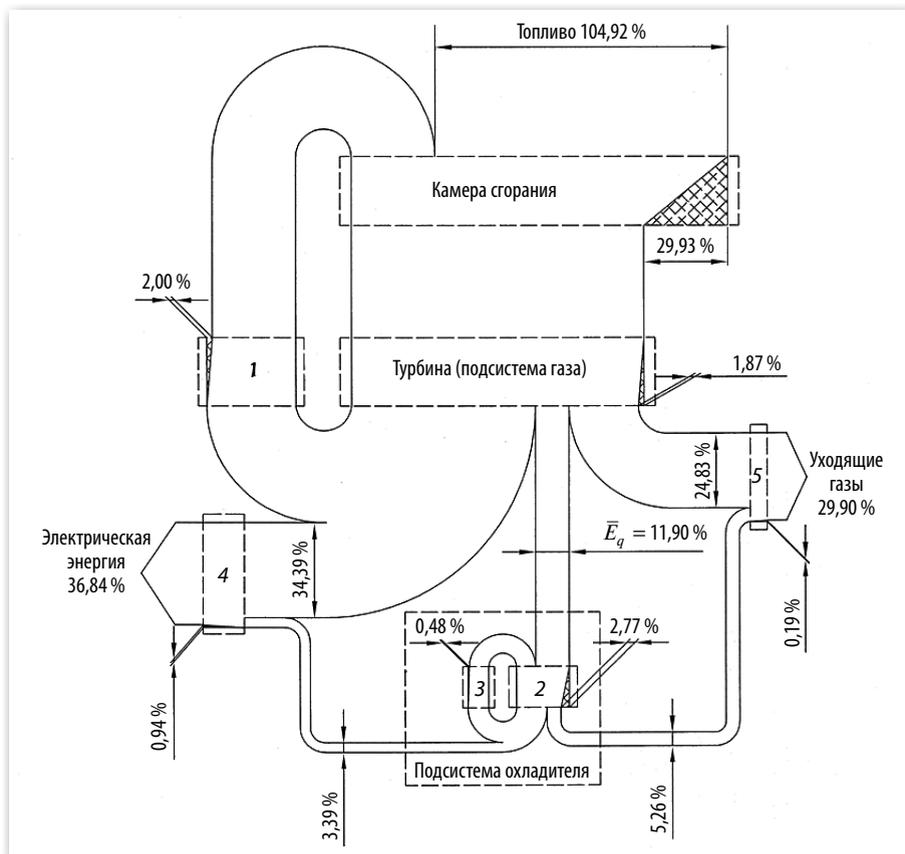


Рис. 4. Диаграмма потоков эксергии в ГТУ с охлаждаемой турбиной:

1 — компрессор подсистемы газа; 2 — турбина подсистемы охладителя; 3 — компрессор подсистемы охладителя; 4 — подшипники, электрический генератор; 5 — смешение уходящих газов из двух подсистем

Fig. 4. Exergy balance for an air-cooled gas turbine plant:

1 — compressor (gas system); 2 — turbine (coolant system); 3 — compressor (coolant system); 4 — mechanical and electrical losses; 5 — mixing process of gas and coolant

циента полезного действия. При этом может быть существенно упрощен процесс выбора параметров перспективных газотурбинных и комбинированных установок с охлаждаемой газовой турбиной.

При температуре газа 1350 °С и выше потери от охлаждения могут превышать 3,0–3,5 % от

количества теплоты, подведенной с топливом. Это вторая по величине (после потерь в камере сгорания) составляющая потерь работоспособности в цикле газотурбинной установки.

Снижение потерь от охлаждения связано в первую очередь с уменьшением требуемого расхода охладителя.

ПРИЛОЖЕНИЕ

Расчет поправки на коэффициент потерь для процесса расширения охладителя

Коэффициент потерь для процесса расширения охладителя $\zeta_{\text{охл}}$ может быть представлен в дифференциальной форме как отношение работы, затраченной на преодоление трения в проточной части

($dQ_{\text{тр охл}}$) и дросселирования ($dL_{\text{др}}$), к работе процесса ($-G_{\text{охл}} v_{\text{охл}} dp$), включающей работу трения и дросселирования:

$$\zeta_{\text{охл}} = \frac{dQ_{\text{тр охл}} + dL_{\text{др}}}{-G_{\text{охл}} v_{\text{охл}} dp}$$

$$\begin{aligned} &= \frac{dQ_{\text{тр охл}}}{-G_{\text{охл}} v_{\text{охл}} dp} + \frac{dL_{\text{др}}}{-G_{\text{охл}} v_{\text{охл}} dp} = \\ &= \zeta_{\text{охл}0} + \Delta\zeta_{\text{др}}, \end{aligned} \quad (\text{П } 1)$$

где $v_{\text{охл}}$ — удельный объем охладителя; p — давление. Первое слагаемое ($\zeta_{\text{охл}0}$) в формуле (П 1) учитывает потери, связанные с трением, второе ($\Delta\zeta_{\text{др}}$) — с дросселированием.

Так как $dQ_{\text{тр охл}} = G_{\text{охл}} T ds_{\text{тр охл}}$ (где $ds_{\text{тр охл}}$ — увеличение удельной энтропии охладителя вследствие трения в процессе расширения), то можно считать коэффициент потерь $\zeta_{\text{охл}0}$ независимым от расхода охладителя и выразить его через политропный КПД неохлаждаемой турбины ($\zeta_{\text{охл}0} = 1 - \eta_{\text{пол т } 0}$).

Используя интегральную форму закона сохранения энергии для процесса расширения охладителя величины $\Delta\zeta_{\text{др}}$ и $\zeta_{\text{охл}0}$ можно представить следующим образом:

$$\begin{aligned} \Delta\zeta_{\text{др}} &= \frac{\Delta L_{\text{др}}}{L_{\text{т охл}} + Q_{\text{тр охл}} + \Delta L_{\text{др}}}; \\ \zeta_{\text{охл}0} &= \frac{Q_{\text{тр охл}}}{L_{\text{т охл}} + Q_{\text{тр охл}} + \Delta L_{\text{др}}}, \end{aligned}$$

где $L_{\text{т охл}}$ — полезная работа, совершенная охладителем в турбине; $\Delta L_{\text{др}}$ — потери работы охладителя вследствие дросселирования.

Исключая из приведенных уравнений величину $Q_{\text{тр охл}}$, можно получить

$$\Delta\zeta_{\text{др}} = (1 - \zeta_{\text{охл}0}) \frac{\Delta L_{\text{др}}}{L_{\text{т охл}} + \Delta L_{\text{др}}}. \quad (\text{П } 2)$$

При допущении, что для элементарного расхода охладителя $dG_{\text{охл}}$ процессы дросселирования и теплообмена происходят последовательно, как показано на рис. 1, потеря работы $\Delta L_{\text{др}}$ может быть определена в результате интегрирования:

$$\Delta L_{\text{др}} = R_{\text{охл}} \int_{p_{\text{вх}}}^{p_{\text{вых}}} T_{\text{охл}1} \ln \frac{p_{\text{охл}1}}{p} dG_{\text{охл}}, \quad (\text{П } 3)$$

где $p_{\text{вх}}$ и $p_{\text{вых}}$ — полное давление перед турбиной и за ней соответственно; $R_{\text{охл}}$ — газовая постоянная для охладителя.

Принимая, что весь расход охлаждающего воздуха дросселируется до давления за венцом, а давление в отборе компрессора по величине сопоставимо с давлением перед соответствующим венцом, формулу (П.3) можно существенно упростить:

$$\begin{aligned} \Delta L_{\text{др}} &\approx R_{\text{охл}} \sum_{i=1}^z T_{\text{охл}1i} G_{\text{охл}i} \ln \pi_i \approx \\ &\approx R_{\text{охл}} T_{\text{охл}1} G_{\text{охл}0} \ln \pi_{\text{ср}}, \end{aligned} \quad (\text{П } 4)$$

где z — число охлаждаемых венцов; π_i и $\pi_{\text{ср}}$ — соответственно перепад давлений на i -й венец и средний перепад давлений на венец; $T_{\text{охл}1i}$ — температура при входе в систему охлаждения i -го венца; $T_{\text{охл}1}$ — средняя температура при входе в систему охлаждения; $G_{\text{охл}i}$ — расход охладителя для i -го венца.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Ольховский Г.Г.** Парогазовые установки вчера, сегодня, завтра (обзор) // Теплоэнергетика. 2016. № 7. С. 38–45.
2. **Ольховский Г.Г.** Газотурбинные и парогазовые установки сегодня // Электрические станции. 2015. № 1. С. 73–78
3. **Ольховский Г.Г.** Перспективные газотурбинные и парогазовые установки для энергетики (обзор) // Теплоэнергетика. 2013. № 2. С. 3–11.
4. **Ольховский Г.Г., Трушечкин В.П.** Перспективы повышения экономичности ГТУ и ПГУ // Электрические станции. 2013. № 1. С. 2–7.
5. **Victor de Biasi.** Air-cooled 7HA and 9HA at 275 MW and 400 MW with 61 % CC efficiency // Gas Turbine World. 2014. Vol. 44, № 2. P. 10–13.
6. **Robert Farmer.** M701F5 shares J-class engineering for 61 % combined cycle efficiency // Gas Turbine World. 2013. Vol. 43, № 3. P. 28–31.
7. **Ходак Е.А., Ромахова Г.А.** Анализ структуры потерь в ГТУ с охлаждаемой турбиной // Теплоэнергетика. 2003. № 11. С. 40–45.
8. **Ромахова Г.А.** Термодинамический метод расчета процесса расширения в охлаждаемой газовой турбине // Теплоэнергетика. 2015. № 2. С. 26–32.
9. **Ромахова Г.А.** Влияние расхода охладителя на показатели газотурбинных установок // Электрические станции. 2016. № 10. С. 9–12
10. **Шаргут Я., Петела Р.** Эксергия. М.: Энергия. 1968. 279 с.
11. **Бродянский В.М., Фратшер В., Михалек К.** Эксергетический метод и его приложения. М.: Энергоатомиздат, 1988. 288 с.
12. **Лебедев А.С., Симин Н.О., Петреня Ю.К., Михайлов В.Е.** Проект энергетической газотурбинной установки ГТЭ 65 // Теплоэнергетика. 2008. № 1. С. 46–51.
13. **Александров А.А., Очков В.Ф., Орлов К.А.** Уравнения и программа для расчета свойств газов и продуктов сгорания // Теплоэнергетика. 2005. № 3. С. 48–55.
14. **Венедиктов В.Г.** Газодинамика охлаждаемых турбин. М.: Машиностроение, 1990. 240 с.

15. **Horlock J.H., Watson D.T., Jones T.V.** Limitations on Gas Turbine Performance Imposed by Large Turbine Cooling Flows // *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*. 2001. Vol. 123. P. 487–494.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

РОМАХОВА Галина Алексеевна — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: romakhova@mail.ru

REFERENCES

1. **Olkhovskiy G.G.** Parogazovyye ustanovki vchera, segodnya, zavtra (obzor). *Teploenergetika*. 2016. № 7. S. 38–45. (rus.)
2. **Olkhovskiy G.G.** Gazoturbinnyye i parogazovyye ustanovki segodnya. *Elektricheskkiye stantsii*. 2015. № 1. S. 73–78. (rus.)
3. **Olkhovskiy G.G.** Perspektivnyye gazoturbinnyye i parogazovyye ustanovki dlya energetiki (obzor). *Teploenergetika*. 2013. № 2. S. 3–11. (rus.)
4. **Olkhovskiy G.G., Trushechkin V.P.** Perspektivy povysheniya ekonomichnosti GTU i PGU. *Elektricheskkiye stantsii*. 2013. № 1. S. 2–7. (rus.)
5. **Victor de Biasi.** Air-cooled 7HA and 9HA at 275 MW and 400 MW with 61 % CC efficiency. *Gas Turbine World*. 2014. Vol. 44, № 2. P. 10–13.
6. **Robert Farmer.** M701F5 shares J-class engineering for 61 % combined cycle efficiency. *Gas Turbine World*. 2013. Vol. 43, № 3. P. 28–31.
7. **Khodak Ye.A., Romakhova G.A.** Analiz struktury poter v GTU s okhlazhdayemoy turbinoy. *Teploenergetika*. 2003. № 11. S. 40–45. (rus.)
8. **Romakhova G.A.** Termodinamicheskiy metod rascheta protsessa rasshireniya v okhlazhdayemoy gazovoy turbine. *Teploenergetika*. 2015. № 2. S. 26–32. (rus.)
9. **Romakhova G.A.** Vliyaniye raskhoda okhladitelya na pokazateli gazoturbinnyykh ustanovok. *Elektricheskkiye stantsii*. 2016. № 10. S. 9–12. (rus.)
10. **Shargut Ya., Petela R.** Eksergiya. M.: Energiya. 1968. 279 s. (rus.)
11. **Brodyanskiy V.M., Fratsher V., Mikhalek K.** Eksergeticheskiy metod i yego prilozheniya. M.: Energoatomizdat, 1988. 288 s. (rus.)
12. **Lebedev A.S., Simin N.O., Petrenya Yu.K., Mikhaylov V.Ye.** Proyekt energeticheskoy gazoturbinnoy ustanovki GTE 65. *Teploenergetika*. 2008. № 1. S. 46–51. (rus.)
13. **Aleksandrov A.A., Ochkov V.F., Orlov K.A.** Uravneniya i programma dlya rascheta svoystv gazov i produktov sgoraniya. *Teploenergetika*. 2005. № 3. S. 48–55. (rus.)
14. **Venediktov V.G.** Gazodinamika okhlazhdayemykh turbin. M.: Mashinostroyeniye, 1990. 240 s. (rus.)
15. **Horlock J.H., Watson D. T., Jones T.V.** Limitations on Gas Turbine Performance Imposed by Large Turbine Cooling Flows. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*. 2001. Vol. 123. P. 487–494.

AUTHOR

ROMAKHOVA Galina A. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: romakhova@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 12 апреля 2017 г.



DOI: 10.18721/JEST.230303

УДК 620.92

Г.В. Кузнецов, С.А. Янковский

Национальный исследовательский Томский политехнический университет, г. Томск, Российская Федерация

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ КОМПОЗИТНЫХ ТОПЛИВ ИЗ УГЛЯ И ДРЕВЕСИНЫ В ПРОМЫШЛЕННОЙ ЭНЕРГЕТИКЕ

Приведены результаты экспериментальных исследований процессов термического разложения композитных топлив на основе длиннопламенного угля (месторождение «Листвяжное») и отходов лесопромышленного производства (ООО Дзержинский ЛПК, г. Томск). Определены основные характеристики композитных топлив: теплота сгорания; влажность; зольность; выход летучих; зависимости степени термического разложения от температуры; установлены масштабы снижения выделяемых антропогенных газов при увеличении концентрации древесины в композитном топливе. Установлен эффективный состав композитного топлива: 50 % / 50 %. При такой концентрации энергетические характеристики снижаются менее чем на 9 %, но при этом выход летучей золы уменьшается на 34 %, а выход оксидов SO_x, NO_x до 30 %. Выполненные исследования позволяют обосновать возможность использования данных композитных топлив для сжигания в топках паровых и водогрейных котлов.

КОМПОЗИТНОЕ ТОПЛИВО; ТЕРМИЧЕСКОЕ РАЗЛОЖЕНИЕ; УГОЛЬ; ДРЕВЕСИНА; КИНЕТИКА.

Ссылка при цитировании:

Г.В. Кузнецов, С.А. Янковский. Эффективность применения композитных топлив из угля и древесины в промышленной энергетике // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 29–36. DOI: 10.18721/JEST.230303

G.V. Kuznetsov, S.A. Yankovsky

National research Tomsk polytechnic university, Tomsk, Russian Federation

EFFICIENCY OF USING COMPOSITE FUELS MADE OF COAL AND WOOD IN INDUSTRIAL POWER ENGINEERING

The results of experimental studies of the thermal decomposition processes of composite fuels based on long-flame coal (the Listvyazhnoe deposit) and based on timber industry wastes (Dzerzhinsky LPK, Tomsk) are presented. The main characteristics of composite fuels are determined: heat of combustion; humidity; ash content; release of volatiles; influence of thermal decomposition degree on temperature; the scale of the decrease in the emissions of anthropogenic gases with an increase of wood concentration in composite fuel is established. An effective composite fuel composition has been established as 50 %/50 %. At this concentration, energy characteristics decrease by less than 9 %, but yield of fly ash and SO_x, NO_x oxides is reduced by 34 % and 30 %, respectively. The conducted experimental research allows justifying the possibility of using these composite fuels for combustion in steam and hot-water boilers.

COMPOSITE FUEL; THERMAL DECOMPOSITION; COAL; WOOD; KINETICS.

Citation:

G.V. Kuznetsov, S.A. Yankovsky, Efficiency of using composite fuels made of coal and wood in industrial power engineering, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 29–36, DOI: 10.18721/JEST.230303

Введение

По прогнозам [1, 2], среднегодовой рост потребления электроэнергии, вызванный увеличением численности населения и развитием производственных мощностей, до 2030 года составит 2,4 %. Уголь — широко распространенный мировой ископаемый энергетический ресурс, доступный по стабильной цене от многих российских и международных поставщиков. В настоящее время 36 % электроэнергии в мире вырабатывается с использованием угля [2].

Снижение темпа его использования связано в основном с применением устаревших технологий производства тепла и электроэнергии, а также интенсивным выделением загрязняющих веществ (CO_2 , SO_x , NO_x , летучая зола и другие) [2–4].

Существенной проблемой при применении угля является его дорогостоящая транспортировка. Затраты на поставку в отдаленные районы РФ приводят к росту цен на энергоносители для потребителей [5]. Одним из решений данной проблемы в энергетике может стать создание композитных топлив на основе угля и биомассы. Китай, Индия, США, Канада, Россия и многие другие страны активно ведут исследования по использованию в энергетике различных видов композитных топлив: водоугольных [6, 7], органоугольных [8, 9], на основе отходов лесопромышленного производства [10, 11] и др.

Добавление к углю мелкодисперсной древесины в качестве компоненты при формировании композитного топлива для производства тепла и электроэнергии имеет то преимущество, что смесь «биомасса — углерод» — нейтральна. Древесина и ее отходы — наиболее распространенный биоресурс [11]. Приготовление композитных топлив может позволить снизить объемы потребления привозного угля за счет использования местных энергоресурсов [12]. Однако применение таких топлив пока не развито в значительной мере из-за того, что отсутствует общая теория как формирования их компонентного состава, так и сжигания. Экспериментально недостаточно изучены экологические, энергетические, технические характеристики получаемых композитных топлив, в том числе с добавлением древесины в уголь. Результаты, представленные в [13–15], не могут быть основой анализа закономерно-

стей процессов термического разложения композитных топлив при изменении соотношения концентрации древесины и угля. Поэтому исследования в данном направлении актуальны. Анализ возможности создания композитных топлив с энергетическими характеристиками, близкими к однородному углю, и существенно лучшими экологическими параметрами представляет высокий интерес.

Цель исследования — экспериментальная оценка энергетических и экологических характеристик композитного топлива на основе угля и отходов лесопромышленного производства (древесины).

Методика экспериментальных исследований

В экспериментальных исследованиях использовались уголь месторождения «Листвяжное» (частицы размером менее 80 мкм) и отходы производства пиломатериалов ООО Дзержинский ЛПК, г. Томск (размер частиц менее 200 мкм).

Подготовка навесок композитных топлив проводилась при разных массовых концентрациях (табл. 1). Смесь частиц угля и древесины помещалась в оцинкованный барабан планетарной мельницы Pulverisette 6 с шарообразными мелющими телами диаметром 5 мм в массовом соотношении 1:1. Процесс смешения осуществлялся при скорости вращения 500 об/мин в течение семи минут [16].

Исследования структуры и фракционного состава композитных топлив проведены методом энергодисперсионной рентгеновской спектроскопии (EDX) с использованием сканирующего электронного микроскопа (РЭМ) JSM 6000С (JEOL, Япония) [16]. Прибор позволяет исследовать структуру поверхности композитного топлива с увеличением от 10 до 60 000 крат.

Цель экспериментальных исследований — определение калорийности, зольности, влажности и выхода летучих исследовавшихся композитных топлив.

На установке Netzsch STA 449 F3 Jupiter (Netzsch, Germany) выполнен термический анализ каждой навески массой 20 мг при скорости роста температуры 10 °С/мин (максимальная достигнутая температура 1100 °С) [15].

Для определения степени реактивности композитных топлив использована методика [17]. Температура воспламенения определялась

Таблица 1

Результаты экспериментальных исследований

Table 1

Results of experimental research

Топливо	Теплота сгорания Q , МДж/кг	Влага W , %	Зольность A , %	Выход летучих V_{daf} , %
Древесина	21,73	6,96	0,29	80,25
Каменный уголь Д	26,20	5,83	15,76	12,36
10 % — древесина, 90 % — Д	24,92	5,42	14,00	14,55
25 % — древесина, 75 % — Д	24,31	5,23	11,91	38,89
50 % — древесина, 50 % — Д	23,84	5,35	10,44	40,96
75 % — древесина, 25 % — Д	22,85	5,72	6,93	60,37
90 % — древесина, 10 % — Д	21,75	5,83	3,29	75,16

методом, изложенным в [17, 18]. Индекс загорания D_i рассчитывался по формуле [17]

$$D_i = \frac{(d_w / d_t)_{\max}}{t_p t_e} \quad (1)$$

Здесь $(dw/dt)_{\max}$ — максимальная скорость термического разложения; t_p — время достижения максимальной скорости термического разложения; t_e — время начала термического разложения.

Индекс D_f используется для оценки степени полного термического разложения, которая описывается формулой [18–19]

$$D_f = \frac{(d_w / d_t)_{\max}}{\Delta t_{1/2} t_p t_f} \quad (2)$$

где $\Delta t_{1/2}$ — полупериод, определяемый в момент достижения максимальной скорости термического разложения; t_f — время полного термического разложения топлива.

Анализ продуктов термического разложения композитных топлив проводили квадрупольным прибором (масс-спектрометр QMS 403 C Aeolos).

Результаты экспериментов и обсуждение

На рис. 1 представлен снимок поверхности навески топлива (увеличение 500 крат).

Из рис. 1 видно, что на фотографии композитного топлива можно выделить включения продолговатых крупных частиц (древесина) и более мелких (уголь).

Результаты экспериментальных исследований по определению теплоты сгорания, влажности, зольности и выхода летучих приведены в табл. 1.

Представленные в табл. 1 результаты позволяют сделать вывод, что увеличение концентрации мелкодисперсной древесины от 10 до 50 % приводит к снижению теплотворной способности композитных топлив менее чем на 9 % по сравнению с однородным углем. Даже при увеличении концентрации древесины до 90 % калорийность топлива снижается менее чем на 17 %.

Видно, что увеличение концентрации древесины до 50 % незначительно влияет на

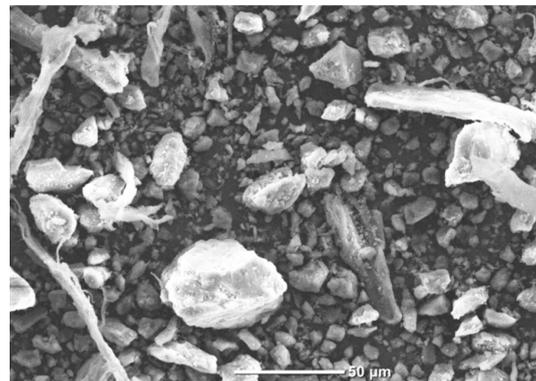


Рис. 1. Фотография поверхности навески, выполненная микроскопом

Fig. 1. A photograph of the sample surface made with a microscope

энергетические характеристики композитных топлив по отношению к однородному углю, но экологические показатели улучшаются: зольность снижается до 34 %, выход летучих веществ увеличивается до 30 %.

Увеличение компоненты древесины в топливе до 90 % приводит к снижению зольности

до 79 %, при этом выход летучих веществ составляет 70 %.

Результаты исследования термического разложения навесок композитных топлив, выполненные методами совмещенной термогравиметрии и дифференциально-сканирующей калориметрии, представлены на рис. 2.

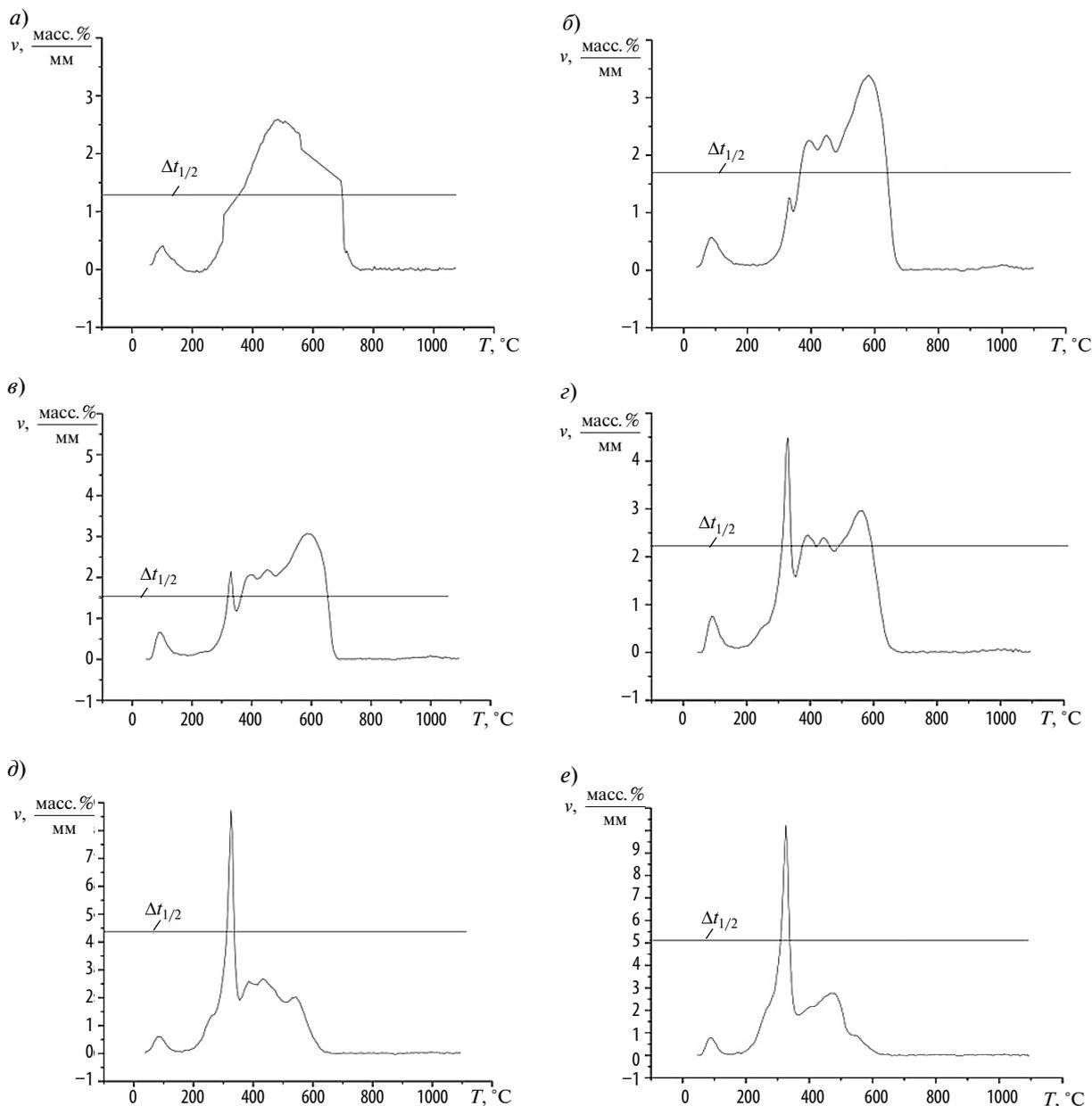


Рис. 2. Скорости термического разложения композитных топлив в зависимости от температуры при разном процентном соотношении древесины к углю: а – 0; б – 10/90; в – 25/75; г – 50/50; д – 75/25 е – 90/10

Fig. 2. Dependence of composite fuels thermal decomposition rates from temperature. Wood to coal ratio: а – 0; б – 10/90; в – 25/75; г – 50/50; д – 75/25 е – 90/10

Таблица 2

Характеристики термического разложения композитных топлив

Table 2

Characteristics of thermal decomposition of composite fuels

Вариант композитного топлива (см. рис. 2)	Древесина : уголь Д, % : %	V_{max} , °С/мин	t_p , °С	t_e , °С	t_r , °С	$\Delta t_{1/2}$, °С	$\frac{D_i, \text{масс.}\%}{T^2}$	$\frac{D_i, \text{масс.}\%}{T^2}$
<i>a</i>	0:100	2,58	481,52	220,10	753,26	343,48	$2,43 \cdot 10^{-5}$	$2,07 \cdot 10^{-8}$
<i>б</i>	10:90	3,39	579,89	229,34	689,13	273,91	$2,54 \cdot 10^{-5}$	$3,09 \cdot 10^{-7}$
<i>в</i>	25:75	3,07	585,30	184,00	691,30	334,20	$2,85 \cdot 10^{-5}$	$2,27 \cdot 10^{-8}$
<i>г</i>	50:50	4,49	330,43	174,45	690,76	283,70	$7,79 \cdot 10^{-5}$	$6,93 \cdot 10^{-8}$
<i>д</i>	75:25	8,72	325,50	159,78	691,85	112,0	$16,8 \cdot 10^{-5}$	$34,6 \cdot 10^{-8}$
<i>e</i>	90:10	10,24	325,50	159,24	660,33	71,19	$19,8 \cdot 10^{-5}$	$66,9 \cdot 10^{-8}$

В табл. 2 приведены данные, соответствующие тем же вариантам *a–e* композитных топлив, что и на рис. 2.

На рис. 2 видно, что увеличение концентрации древесины в композитном топливе до 50 % приводит к снижению температуры максимума термического разложения до 31 %, а времени тепловыделения — менее чем на 5,6 %. Такое снижение обусловлено высокой реакционной способностью древесины при низких температурах. Термическое разложение древесины происходит на первой стадии, угля — на второй.

На основании вышеизложенного можно сделать вывод, что при увеличении концентрации древесины в композитном топливе происходит снижение температуры начала термического разложения топлива, увеличивается его реакционная способность и период времени пиролиза до завершения процесса образования зольного остатка. Экспериментальные данные позволяют сделать заключение, что эффективный концентрационный состав композитного топлива — это 50 % : 50 %.

Результаты исследований состава продуктов пиролиза композитных топлив (с целью сравнения негативного воздействия на окружающую среду) представлены на рис. 3. Они позволяют оценить, как увеличение доли древесины в композитном топливе влияет на снижение концентрации антропогенных газов по отношению к 100 % газов, выделяемых при термическом разложении однородного угля.

Установлено (см. рис. 2) снижение доли оксидов азота до 50 %, диоксида углерода до 70 %,

диоксида серы на 83 %. При соотношении компонент 50 % : 50 % снижение NO составляет до 30 %, CO₂ — до 22 %, SO₂ — до 37 %. Изложенное подтверждает синергетический эффект данной концентрации композитного топлива.

Заключение

Выявлено, что концентрационный состав 50 % : 50 % обеспечивает кинетические и энергетические характеристики композитного

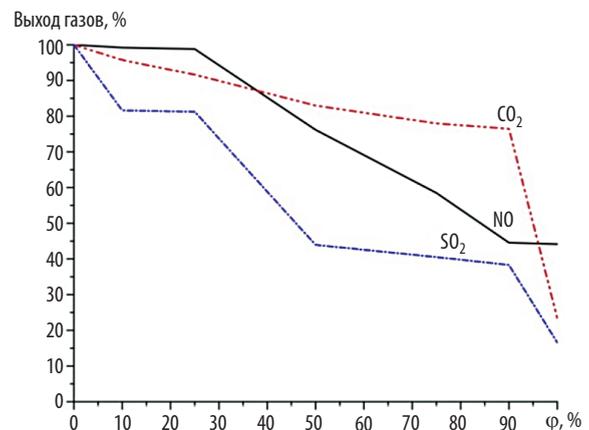


Рис. 3. Концентрации основных выделяемых антропогенных газов при термическом разложении композитных топлив по отношению к чистому углю (φ — доля древесины)

Fig. 3. Concentrations of main anthropogenic gases released during thermal decomposition of composite fuels with respect to pure coal (φ — proportion of wood)

топлива, схожие с характеристиками исходного однородного угля. Доля антропогенных газов, выделяемых при термическом разложении такого топлива, снижается до 33 %.

Проведенный анализ позволяет сделать вывод о перспективности использования композиционных топлив на основе угля и древесины для сжигания в топках котельных установок.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Alessandro Franco, Ana R. Diaz.** The future challenges for «clean coal technologies»: Joining efficiency increase and pollutant emission control / Dipartimento d'Energetica «L. Poggi» Università di Pisa. 2008. Vol. 34. Issue 3. P. 348–354. Available online: <http://doi.org/10.1016/j.energy.2008.09.012>
2. **Termuehlen H., Empsperger W.** Clean and efficient coal fired power plants. New York: ASME Press; 2003.
3. International Energy Agency. Key world energy statistics 2007. International Energy Agency (IEA). Paris, France. 2007. See also [/http://www.iea.org/textbase/nppdf/free/2007/key_stats_2007.pdf](http://www.iea.org/textbase/nppdf/free/2007/key_stats_2007.pdf).
4. BP statistical review of world energy / BP, London, UK, June 2008. See also: [/http://www.bp.com/productlanding.do?categoryId=6929&contentId=7044622S](http://www.bp.com/productlanding.do?categoryId=6929&contentId=7044622S).
5. **Fedyukhin A.V., Maikov I.L., Sinelshchikov V.A.** Comparison of kinetic models of biomass thermal decomposition // Book of Abstracts of International Conference on Interaction of Intense Energy Fluxes with Matter. Nalchik. Russia. 2011. P. 114–115.
6. **Syrodoy S.V., Kuznetsov G.V., Salomatov V.V.** The influence of heat transfer conditions on the parameters characterizing the ignition of coal-water fuel particles. Thermal Engineering (English translation of Teploenergetika). Vol. 62. Issue 10, 2015. Article number A002, P. 703–707. DOI: 10.1134/S0040601515100092
7. **Kuznetsov G.V., Salomatov V.V., Syrodoy S.V.** Numerical simulation of ignition of particles of a coal–water fuel // Combustion, Explosion and Shock Waves. Vol. 51. Issue 4. 22 July 2015. P. 409–415. DOI:10.1134/S0010508215040024
8. **Vershinina K.Y., Glushkov D.O., Kuznetsov G.V., Strizhak P.A.** Differences in the ignition characteristics of coal–water slurries and composite liquid fuel // Solid Fuel Chem. (2016) 50: 88. DOI:10.3103/S0361521916020117
9. **Vershinina K.Yu. [et al.]** Experimental Study of the Ignition of Single Drops of Coal Suspensions and Coal Particles in the Oxidizer Flow [Electronic resource] // Journal of Engineering Physics and Thermophysics : Scientific Journal. 2017. Vol. 90. Iss. 1. P. 198–205. <http://dx.doi.org/10.1007/s10891-017-1556-3>
10. **Oladejo Jumoke M., Adegbite Stephen, Pang Cheng Heng, Liu Hao, Parvez Ashak M., Wu Tao.** A novel index for the study of synergistic effects during the co-processing of coal and biomass // Applied Energy. Elsevier. 2017. Vol. 188(C). P. 215–225.
11. **Agnieszka Plis, Michalina Kotyczka-Morańska, Marcin Kopczyński, Grzegorz Łabojko.** Furniture wood waste as a potential renewable energy source // Journal of Thermal Analysis and Calorimetry. 2016. Vol. 125. Issue 3. P. 1357–1371. DOI: 10.1007/s10973-016-5611-7
12. **Ушаков А.Г., Ушакова Е.С., Ушаков Г.В.** Твердое композиционное топливо на основе отходов угольных предприятий и избыточного активного ила // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического института. 2014. № 3(202). С. 70–79. URL:<http://elib.spbstu.ru/dl/2/4866.pdf>
13. **David N., John Z.** Cofiring Biomass and Coal for Fossil Fuel Reduction and Other Benefits—Status of North American Facilities in 2010 // Gen. Tech. Rep. PNW-GTR-867 / Portland, OR: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Pacific Northwest Research Station. 22 p. https://www.fs.fed.us/pnw/pubs/pnw_gtr867.pdf (August 2012)
14. **Van der Stelt M.J.C., Gerhauser H., Kiel J.H.A., Ptasinski K.J.** Biomass upgrading by torrefaction for the production of biofuels // Biomass Bioenergy. 2011;35:3748–3762.
15. **Nunes L.J.R., Matias J.C.O., Catalo J.P.S.** A review on torrefied biomass pellets as a sustainable alternative to coal in power generation // Renew Sustain Energy Rev. 2014;40:153–160. DOI: 10.1016/j.rser.2014.07.181.
16. **Zenkov A., Yankovsky S., Matveeva A., Lavrinenko S., Gromov A.** Research of heat rates effect on the process of fuel-bed gasification of «Balakhtinskoe», «Osinikovskoe», «Krasnogorskoe» and «Borodinskoe» coal deposits // MATEC Web of Conferences. Ser.: Heat and Mass Transfer in the System of Thermal Modes of Energy — Technical and Technological Equipment. HMTTSC 2016. 2016. C. 01131.
17. **Medic D., Darr M., Shah A., Potter B., Zimmerman J.** Effects of torrefaction process parameters on biomass feedstock upgrading // Fuel. 2012; 91:147–154. DOI: 10.1016/j.fuel.2014.07.181.
18. **Wannapeera J., Fungtammasan B., Worasuwannarak N.** Effects of temperature and holding time during torrefaction on the pyrolysis behaviors of woody biomass // J. Anal. Appl. Pyrol. 2011;92:99–105. DOI: 10.1016/j.rser.2014.07.181.
19. **Niu Z., Liu G., Yin H., Wu D., Zhou C.** Investigation of mechanism and kinetics of non-isothermal low temperature pyrolysis of perhydrous bituminous coal by in-situ FTIR // Fuel. 2016. Vol. 172. P. 1–10. DOI: 10.1016/j.fuel.2016.01.007.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

КУЗНЕЦОВ Гений Владимирович — доктор физико-математических наук, заведующий кафедрой теоретической и промышленной теплотехники Национального исследовательского Томского политехнического университета. E-mail: kuznetsov@tpu.ru

ЯНКОВСКИЙ Станислав Александрович — ассистент Национального исследовательского Томского политехнического университета. E-mail: jankovsky@tpu.ru

REFERENCES

1. **Alessandro Franco, Ana R. Diaz.** The future challenges for «clean coal technologies»: Joining efficiency increase and pollutant emission control // Dipartimento d'Energetica «L. Poggi», Università di Pisa. 17 November 2008. Vol. 34. Issue 3. P. 348–354. Available online <http://doi.org/10.1016/j.energy.2008.09.012>
2. **Termuehlen H., Empsperger W.** Clean and efficient coal fired power plants. New York: ASME Press, 2003.
3. International Energy Agency. Key world energy statistics 2007 / International Energy Agency (IEA): Paris, France. 2007. See also: http://www.iea.org/textbase/nppdf/free/2007/key_stats_2007.pdf.
4. BP statistical review of world energy / BP, London, UK, June 2008. See also: <http://www.bp.com/productlanding.do?categoryId=6929&contentId=7044622S>.
5. **Fedyukhin A.V., Maikov I.L., Sinelshchikov V.A.** Comparison of kinetic models of biomass thermal decomposition // Book of Abstracts of International Conference on Interaction of Intense Energy Fluxes with Matter. Nalchik, Russia. 2011. P. 114–115.
6. **Syrodoy S.V., Kuznetsov G.V., Salomatov V.V.** The influence of heat transfer conditions on the parameters characterizing the ignition of coal-water fuel particles. *Thermal Engineering (English translation of Teploenergetika)*. Vol. 62. Issue 10. 2015. Article number A002. P. 703–707. DOI: 10.1134/S0040601515100092
7. **Kuznetsov G.V., Salomatov V.V., Syrodoy S.V.** Numerical simulation of ignition of particles of a coal–water fuel. *Combustion, Explosion and Shock Waves*. Vol. 51. Issue 4. 22 July 2015. P. 409–415. DOI: 10.1134/S0010508215040024
8. **Vershinina K.Y., Glushkov D.O., Kuznetsov G.V., Strizhak P.A.** Differences in the ignition characteristics of coal–water slurries and composite liquid fuel. *Solid Fuel Chem.* 2016. 50: 88. DOI: 10.3103/S0361521916020117
9. **Vershinina K.Yu. [et al.].** Experimental Study of the Ignition of Single Drops of Coal Suspensions and Coal Particles in the Oxidizer Flow [Electronic resource]. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics : Scientific Journal*. — 2017. — Vol. 90. Iss. 1. — P. 198–205. <http://dx.doi.org/10.1007/s10891-017-1556-3>
10. **Oladejo Jumoke M., Adegbite Stephen, Pang Cheng Heng, Liu Hao, Parvez Ashak M., Wu Tao.** A novel index for the study of synergistic effects during the co-processing of coal and biomass. *Applied Energy, Elsevier*. 2017. Vol. 188(C). P. 215–225.
11. **Agnieszka Plis, Michalina Kotyczka-Morańska, Marcin Kopczyński, Grzegorz Łabojko.** Furniture wood waste as a potential renewable energy source. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*. 2016. Vol. 125. Issue 3. P. 1357–1371. DOI: 10.1007/s10973-016-5611-7
12. **Ushakov A.G., Ushakova Ye.S., Ushakov G.V.** Tverdoye kompozitsionnoye toplivo na osnove otkhodov ugolnykh predpriyatiy i izbytochnogo aktivnogo ilya. *Nauchno-tehnicheskkiye vedomosti Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta*. 2014. № 3(202). S. 70–79. URL: <http://elib.spbstu.ru/dl/2/4866.pdf>
13. **David N., John Z.** Cofiring Biomass and Coal for Fossil Fuel Reduction and Other Benefits—Status of North American Facilities in 2010. *Gen. Tech. Rep. PNW-GTR-867* / Portland, OR: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Pacific Northwest Research Station. 22 p. https://www.fs.fed.us/pnw/pubs/pnw_gtr867.pdf (August 2012)
14. **Van der Stelt M.J.C., Gerhauser H., Kiel J.H.A., Ptasinski K.J.** Biomass upgrading by torrefaction: the production of biofuels. *Biomass Bioenergy*. 2011:35:3748–3762.
15. **Nunes L.J.R., Matias J.C.O., Catalo J.P.S.** A review on torrefied biomass pellets as a sustainable alternative to coal in power generation. *Renew Sustain Energy Rev.* 2014:40:153–160. DOI: 10.1016/j.rser.2014.07.181.
16. **Zenkov A., Yankovsky S., Matveeva A., Lavrinenko S., Gromov A.** Research of heat rates effect on the process of fuel-bed gasification of «Balakhtinskoe», «Osinnikovskoe», «Krasnogorskoe» and «Borodinskoe» coal deposits. *MATEC Web of Conferences Ser. «Heat and Mass Transfer in the System of Thermal Modes of Energy — Technical and Technological Equipment*. HMTTSC 2016. 2016. S. 01131.
17. **Medic D., Darr M., Shah A., Potter B., Zimmerman J.** Effects of torrefaction process parameters on biomass feedstock upgrading. *Fuel*. 2012: 91:147–154. DOI: 10.1016/j.rser.2014.07.181.
18. **Wannapeera J., Fungtammasan B., Worasuwannarak N.** Effects of temperature and holding time during torrefaction on the pyrolysis behaviors of woody biomass. *J Anal Appl. Pyrol.* 2011:92:99–105. DOI: 10.1016/j.rser.2014.07.181.
19. **Niu Z., Liu G., Yin H., Wu D., Zhou C.** Investigation of mechanism and kinetics of non-isothermal low temperature pyrolysis of perhydrous bituminous coal by in-situ FTIR. *Fuel*. 2016. Vol. 172. P. 1–10. DOI: 10.1016/j.fuel.2016.01.007.

AUTHORS

KUZNETSOV Genii V. — National Research Tomsk polytechnic university. E-mail: kuznetsovgv@tpu.ru

YANKOVSKY Stanislav A. — National Research Tomsk polytechnic university. E-mail: jankovsky@tpu.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 29 апреля 2017 г.



DOI: 10.18721/JEST.230304

УДК 536.7

В.А. Бариллович, Ю.А. Смирнов

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

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ РАСЧЕТА ЭРЛИФТА И СТРУЙНОГО НАСОСА

На основе предложенных авторами систем дифференциальных уравнений законов сохранения выполнен в одномерной и стационарной постановке расчет эрлифта и струйного насоса (эжектора), работающего на двухфазном потоке «вода — песок». Для струйного насоса последовательно рассмотрено двухфазное течение в вертикальной трубе и струйном насосе. Для каждого случая предложены физическая и математическая модели, проведены численные расчеты, позволяющие определить размеры проточной части эжектора и изменение основных физических параметров двухфазного потока по его длине. При написании уравнений количества движения для жидкой и твердой фаз использовались классические коэффициенты сопротивления и трения в зависимости от числа Рейнольдса. Результаты решения дифференциальных уравнений иллюстрируются в виде графиков. Представленные физическая и математическая модели расчета эрлифта и струйного насоса являются дальнейшим совершенствованием методов расчета аппаратов данного класса.

ЭРЛИФТ; ЭЖЕКТОР; ДВУХФАЗНЫЙ ПОТОК; СКВАЖИНА; СОПЛО; КОМПРЕССОР; НАСОС.

Ссылка при цитировании:

В.А. Бариллович, Ю.А. Смирнов. Совершенствование расчета эрлифта и струйного насоса // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 37–48. DOI: 10.18721/JEST.230304

V.A. Barilovich, Yu.A. Smirnov

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

IMPROVEMENT OF AIRLIFT AND JET PUMP CALCULATIONS

The calculations of an airlift and a jet pump (ejector) working in a two-phase (water/sand stream) mode is executed on the basis of systems of differential equations of the conservation laws suggested by the AUTHORS. The calculations are performed as one-dimensional and stationary. For the calculation of the jet pump the two-phase flow in a vertical pipe was studied followed by the same calculations for the jet pump. Physical and mathematical models are offered for each of the cases. The numerical data calculations allowing to determine the sizes of the ejector's flow element, and variation of the key physical parameters of a two-phase stream lengthwise are carried out. When developing the equations for movement measurement for liquid and solid phases, the classical coefficients of resistance and friction based on Reynolds's numbers were used. The results of the differential equation solutions are illustrated with graphs. The presented physical and mathematical models of calculation of the airlift and the jet pump are a further advance of methods of calculation of jet devices of this class.

AIRLIFT; EJECTOR; TWO-PHASE STREAM; WELL; NOZZLE; COMPRESSOR; PUMP.

Citation:

V.A. Barilovich, Yu.A. Smirnov, Improvement of airlift and jet pump calculations, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 37–48, DOI: 10.18721/JEST.230304

Введение

Идея создания эрлифта для откачки воды из шахт принадлежит немецкому горному инженеру Карлу Лошере (1797 год). Применение эрлиф-

тов при добыче нефти было предложено инженерами Шуховым и Бари. Значительный вклад в развитие методов расчета эрлифтов и струйных насосов внесли Ф.А. Папаяни, Л.Н. Козиряцкий, В.С. Пашенко, А.П. Кононенко, В.Г. Гейер,

В.С. Дулин, В.И. Лазаренко, В.М. Яковлев, М.Г. Бойко, О.В. Федоров, В.М. Моргунов, Б.Э. Фридман, П.Н. Каменев, Е.Я. Соколов, Н.М. Зингер.

Наибольшее распространение при расчете эрлифтов получил метод, предложенный профессором В.Г. Гейером. При создании модели процесса считалось, что относительная скорость фаз равна 0,3 м/с. Уравнение для определения объемного расхода воды, полученное им, имеет вид

$$\dot{Q}_ж = \left(K_Q^2 g D_{тр}^5 \right)^{0,5},$$

где $K_Q = \frac{1}{1+q} \sqrt{\frac{n}{\psi} + q - \frac{1}{n}}$; $D_{тр}$ — диаметр подъемной трубы; $n = H_1 / (H_1 + H)$ — относительный коэффициент погружения эрлифта (см. рис. 1);

$\psi = 12,5$; $q = \left(\frac{2}{n} - 1 \right) \left(1 + \frac{\rho_ж g H_1}{2 p_{ос}} \right)$ — удельный расход воздуха. Объемный расход смеси определяется по формуле $\dot{Q}_{см} = \dot{Q}_п / q$.

Методика расчета эрлифта, разработанная в ДонНТУ В.Е. Малеевым и А.В. Игнатовым, основывается на обработке опытных данных. Объемный расход смеси предлагается определять по формуле

$$\dot{Q}_{см} = C D_{тр}^{2,5},$$

где

$$C = -1,96 + 8,96n + 2,574 \left(1 - \exp(-0,5(\dot{Q}_в / \dot{Q}_б - 1)) \right);$$

$$\dot{Q}_б = (2...3) D_{тр}^2 (1-n) \left(1 + \frac{\rho_ж g H_1}{2 p_{ос}} \right)$$

— объемный расход воздуха, при котором имеет место барботажный режим.

На основании обработки опытных данных, известных по публикациям, в [1] получены эмпирические зависимости для расчета, как утверждают авторы, оптимальных струйных насосов, работающих на однофазных жидкостях. Для расчета эжектора предлагаются формулы:

$$h_0 f_0 = \mu_0^2,$$

где $h_0 = \frac{(p_{ввых} - p_{всас})}{(p_{вх} - p_{всас})}$; $f_0 = \frac{F_{камер см}}{F_{сопл}}$; $q_0 = \frac{\dot{Q}_{всас}}{\dot{Q}_{вх}} = 0,66(f_0 - 1)^{0,18}$ — коэффициент эжекции; $\eta = \frac{q_0 h_0}{(1 - h_0)} \approx \frac{q_0 \mu_0^2}{(f_0 - \mu_0^2)}$ — КПД; μ_0 — коэффициент расхода.

Ряд работ, посвященных расчету эрлифтов, основан на методике, изложенной в [2]; авторы предлагают различные варианты ее модификации по результатам экспериментальных исследований [3, 4]. Важным направлением является исследование характеристик эрлифтных установок при различных режимных и конструктивных параметрах [5–14].

Таким образом, существующие методы расчета эрлифта и струйного насоса базируются на уравнениях сохранения в интегральной форме с привлечением опытных данных. Такой подход к решению задачи не позволяет определить физическое состояние двухфазного потока вдоль продольной координаты канала.

В последние годы появились работы, в которых расчет струйных насосов выполнен с применением современных методов вычислительной гидродинамики. Исследовано влияние формы активного сопла насоса [15], положения носика сопла в камере смешения [16], шероховатости поверхности проточной части [17].

Постановка задачи

Цель нашей работы — предложить метод расчета эрлифта и струйного насоса на основе решения дифференциальных уравнений законов сохранения. Результаты расчета этим методом позволят конструктору более ясно представить картину процесса, что будет способствовать улучшению проектных разработок. Ниже изложены основы предлагаемого метода применительно к эрлифту и струйному насосу и даны примеры их расчета.

Расчет эрлифта

Пузырьковая структура может совершать работу в поле гравитационных сил по поднятию жидкости из скважин, колодцев, цистерн и подаче ее потребителю. Простейшая установка, как правило, состоит из вертикальной трубы,

внутри которой на некотором расстоянии h от нижнего среза (обычно около одного метра, см. рис.1) подается сжатый воздух в смеситель. Простейший смеситель состоит из трубки с отверстиями. Трубка, подающая воздух, находится вне основной трубы.

Предлагаемый метод расчета основывается на решении дифференциальных уравнений законов сохранения, представленных в одномерной и стационарной постановке, что позволяет определять состояние двухфазного потока вдоль продольной координаты в зависимости от граничных условий и выявлять роль силовых воздействий — трения, сопротивления, гравитации и геометрии канала на поток. В обычно применяемых расчетах остаются открытыми вопросы образования пузырьков в смесителе и их размеры (в расчетах поток пузырей и их размеры задаются). Считается, что диаметр пузырька равен диаметру отверстия в крышке торца трубки, подающей воздух.

В рассматриваемом случае диаметр подающей воздух трубки — 32 мм, отверстия — 2 мм, число отверстий — 200 шт., диаметр водоподъемной трубы — 100 мм, производительность эрлифта — 15 кг/с воды, процент погружения — $H_1/(H_1+H) = 0,7$, где H_1 — глубина погружения, H — высота подъема воды.

Давление воздуха за компрессором — $p_2 = H_1 \rho_{ж} g$. Скорость воздуха на выходе из отверстия в крышке торца трубки, подающей воздух,

$$w_{\Pi} = \frac{4\dot{G}_{\Pi}}{\rho_{\Pi}(p_2)\pi D_{от}^2 n_{от}}$$

Скорость воды на входе водоподъемной трубы

$$w_{ж} = \frac{\dot{G}_{ж}}{\left(F_{тр} - \frac{\dot{G}_{\Pi}}{\rho_{\Pi} w_{\Pi}}\right) \rho_{ж}}$$

Мощность компрессора

$$N_k = \frac{k R_{\Pi} T_1^* \dot{G}_{\Pi}}{(k-1)\eta_k} \left[\left(\frac{p_2}{p_1}\right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right]$$

Эффективность эрлифта (КПД): $\eta = H \rho_{ж} g / N_k$.

Соотношение между массовыми расходами газа и жидкости должно быть таким, чтобы

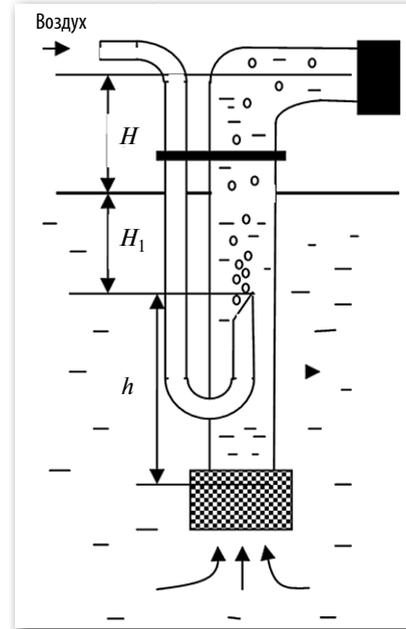


Рис. 1. Схема эрлифта

Fig. 1. Scheme of an airlift

структура потока была пузырьковой на всей длине водоподъемной трубы ($H + H_1$), то есть плотность смеси $\rho_{см}$ должна быть больше граничной, $\rho_{гр} = \rho_{ж} (1 - \pi\sqrt{2}/6)$, при которой пузырьковая структура переходит в газок капельную.

Из выражения

$$\rho_{см} = \frac{\rho_{ж} \rho_{\Pi}}{(1 - \dot{G}_{\Pi} / \dot{G}_{см}) \rho_{\Pi} + \rho_{ж} \dot{G}_{\Pi} / \dot{G}_{см}}$$

определим массовый расход смеси

$$\dot{G}_{см} = \frac{(\rho_{ж} - \rho_{\Pi}) \dot{G}_{\Pi} \rho_{см}}{\rho_{\Pi} (\rho_{ж} - \rho_{\Pi})}$$

где $\rho_{см} \geq \rho_{гр}$, а $\dot{G}_{см} = \dot{G}_{ж} + \dot{G}_{\Pi}$. Таким образом, соотношение между расходами газа и жидкости, обеспечивающее пузырьковую структуру потока, установлено.

Для решения задачи составим систему дифференциальных уравнений.

Уравнение движения жидкостного потока

$$d(\dot{G}_{ж} w_{ж}) = -f_{ж} dp + D^* n_v F_{тр} dx - \tau_w \pi D_{тр} dx - \rho_{ж} f_{ж} g dx$$

преобразуем к виду

$$\frac{dw_{\text{ж}}}{dx} = \left(-f_{\text{ж}} \frac{dp}{dx} + D^* n_v F_{\text{тр}} - \tau_w \pi D_{\text{тр}} - \rho_{\text{ж}} f_{\text{ж}} g \right) \frac{1}{\dot{G}_{\text{ж}}}, \quad (1)$$

где $D^* = c_x \pi D_{\text{п}}^2 \rho_{\text{ж}} |w_{\text{п}} - w_{\text{ж}}| (w_{\text{п}} - w_{\text{ж}}) / 8$ — сила сопротивления одного пузырька; подстрочные индексы: ж — жидкость, п — пузырек, тр — труба.

Уравнение движения пузырька имеет вид

$$\rho_{\text{п}} V_{\text{п}} \frac{dw_{\text{п}}}{d\tau} = -V_{\text{п}} \frac{dp}{dx} - D^* - \frac{1}{2} \rho_{\text{ж}} V_{\text{п}} \left(\frac{dw_{\text{п}}}{d\tau} - \frac{dw_{\text{ж}}}{d\tau} \right) + g V_{\text{п}} (\rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{п}}).$$

В уравнении, кроме сил статического давления и сопротивления, учитывается сила, обусловленная присоединенной массой (третий член в правой части уравнения), и подъемная сила, действующая на пузырек, (четвертое слагаемое).

При подъемном движении потока в вертикальных каналах сила Архимеда способствует ускорению пузырька, поэтому в уравнении четвертое слагаемое должно быть положительным, (при опускном движении — отрицательным).

Запишем уравнение в более удобном для решения виде:

$$\frac{dw_{\text{п}}}{dx} = \left(-V_{\text{п}} \frac{dp}{dx} - D^* + \frac{1}{2} \rho_{\text{ж}} V_{\text{п}} w_{\text{ж}} \frac{dw_{\text{ж}}}{dx} + g (\rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{п}}) V_{\text{п}} \right) / \left[\rho_{\text{п}} w_{\text{п}} V_{\text{п}} \left(1 + \frac{\rho_{\text{ж}}}{2\rho_{\text{п}}} \right) \right]. \quad (2)$$

Так как расходы жидкости и пузырьков газа остаются постоянными, то для жидкой фазы можно написать

$$d(\rho_{\text{ж}} f_{\text{ж}} w_{\text{ж}}) = 0,$$

или

$$\frac{df_{\text{ж}}}{dx} = - \frac{\dot{G}_{\text{ж}}}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} \frac{dw_{\text{ж}}}{dx} = - \frac{f_{\text{ж}}}{w_{\text{ж}}} \frac{dw_{\text{ж}}}{dx}. \quad (3)$$

Кроме того, $F_{\text{тр}} = f_{\text{ж}} + f_{\text{п}} = \text{const}$. Следовательно,

$$df_{\text{ж}} = -df_{\text{п}}. \quad (4)$$

Взяв производную от уравнения сплошности по x при $\rho_{\text{ж}} = \text{const}$

$$d(w_{\text{п}} f_{\text{п}} \rho_{\text{п}} + w_{\text{ж}} f_{\text{ж}} \rho_{\text{ж}}) = 0,$$

получим

$$\left(w_{\text{п}} f_{\text{п}} \frac{d\rho_{\text{п}}}{dx} + \rho_{\text{п}} w_{\text{п}} \frac{df_{\text{п}}}{dx} + \rho_{\text{п}} f_{\text{п}} \frac{dw_{\text{п}}}{dx} + w_{\text{ж}} \rho_{\text{ж}} \frac{df_{\text{ж}}}{dx} + \rho_{\text{ж}} f_{\text{ж}} \frac{dw_{\text{ж}}}{dx} \right) = 0. \quad (5)$$

Подставляя (3) в (5) с учетом (4), будем иметь:

$$\frac{w_{\text{п}} f_{\text{п}}}{a_{\text{п}}^2} \frac{dp}{dx} + \left[\rho_{\text{ж}} f_{\text{ж}} - (w_{\text{ж}} \rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{п}} w_{\text{п}}) \frac{\dot{G}_{\text{ж}}}{w_{\text{ж}}^2 \rho_{\text{ж}}} \right] \frac{dw_{\text{ж}}}{dx} + \rho_{\text{п}} f_{\text{п}} \frac{dw_{\text{п}}}{dx} = 0, \quad (6)$$

где $w_{\text{п}} f_{\text{п}} \frac{d\rho_{\text{п}}}{dx} = \frac{w_{\text{п}} f_{\text{п}}}{a_{\text{п}}^2} \frac{dp}{dx}$; $a_{\text{п}}$ — термодинамическая скорость звука в воздухе; $f_{\text{п}} = V_{\text{п}} \dot{n} / w_{\text{п}}$; \dot{n} — поток пузырей, 1/с.

Подставив (1) и (2) в (6), получим уравнение, из которого определим dp/dx .

Собрав слагаемые при dp/dx , после преобразований получим

$$\frac{f_{\text{п}}}{w_{\text{п}}} \times \left[\left(\frac{w_{\text{п}}}{a_{\text{п}}} \right)^2 - \left(\frac{\dot{G}_{\text{ж}}}{\dot{G}_{\text{п}}} \right) \left(\frac{w_{\text{п}}}{w_{\text{ж}}} \right)^3 \left(\frac{\rho_{\text{п}}}{\rho_{\text{ж}}} \right)^2 - \frac{3}{\left(2 + \frac{\rho_{\text{ж}}}{\rho_{\text{п}}} \right)} \right] \times \frac{dp}{dx} = A \frac{dp}{dx} \quad (7)$$

— левую часть уравнения, где последнее слагаемое отражает влияние присоединенной массы.

Отметим, что если плотности равны между собой, то получается традиционная единица.

Для правой части (слагаемые без dp/dx) будем иметь:

$$\begin{aligned} & \left(\frac{\rho_{\text{п}} w_{\text{п}}}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} + \frac{f_{\text{п}}}{2w_{\text{п}} f_{\text{ж}} \left(1 + \frac{\rho_{\text{ж}}}{2\rho_{\text{п}}} \right)} \right) \tau_w \pi D_{\text{тр}} - \\ & - \left[\frac{\rho_{\text{п}} w_{\text{п}} n_v F_{\text{тр}}}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} + \frac{f_{\text{п}}}{w_{\text{п}} V_{\text{п}} \left(1 + \frac{\rho_{\text{ж}}}{2\rho_{\text{п}}} \right)} \left(\frac{n_v F_{\text{тр}} V_{\text{п}}}{2f_{\text{ж}}} - 1 \right) \right] D^* + \\ & + \left(\frac{\rho_{\text{п}} w_{\text{п}}}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} + \frac{f_{\text{п}}}{2w_{\text{п}} f_{\text{ж}} \left(1 + \frac{\rho_{\text{ж}}}{2\rho_{\text{п}}} \right)} \right) \rho_{\text{ж}} f_{\text{ж}} g - \\ & - \frac{f_{\text{п}} g (\rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{п}})}{w_{\text{п}} \left(1 + \frac{\rho_{\text{ж}}}{2\rho_{\text{п}}} \right)}. \end{aligned} \quad (8)$$

Приравнявая (7) и (8), найдем dp/dx .

Зная градиент давления, из (1), (2) и (3) определяем $dw_{\text{п}}/dx$, $dw_{\text{ж}}/dx$, $df_{\text{ж}}/dx$ и текущие значения p , $w_{\text{ж}}$, $w_{\text{п}}$, $f_{\text{ж}}$, $f_{\text{п}}$, $\rho_{\text{см}}$, $\rho_{\text{п}} = p/(RT)$.

Результаты расчета представлены на рис. 2.

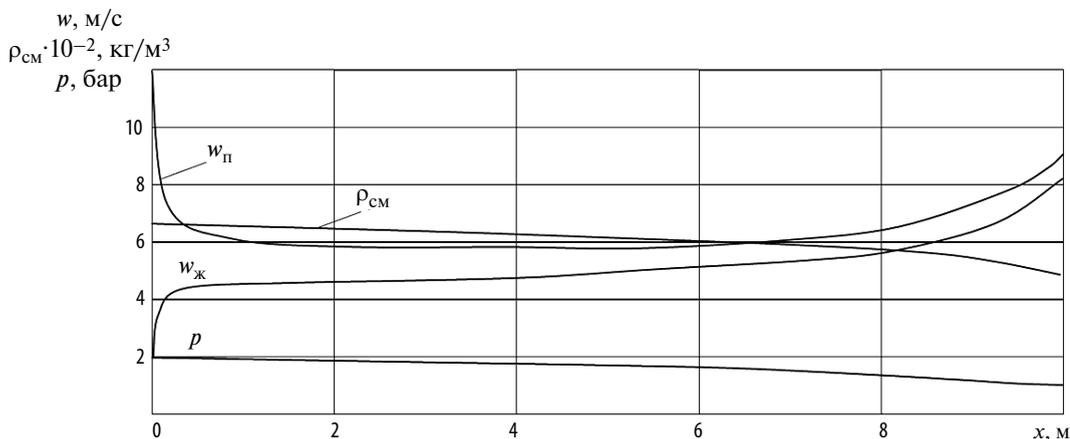


Рис. 2. Изменение основных параметров потока по высоте подъемной трубы эрлифта

Fig. 2. Change of key parameters of a stream on height of a lifting pipe of an airlift

Расчет струйного насоса (эжектора)

Струйные компрессоры в энергетике выполняют, как правило, вспомогательную роль. Например, в паротурбинных установках они используются для отсоса из конденсатора воздуха, препятствующего конденсации пара на наружных поверхностях трубок, внутри которых течет охлаждающая вода.

Принцип работы струйного компрессора (эжектора) основан на передаче кинетической энергии от высокоскоростного активного потока к пассивному (давление которого необходимо повысить) в процессе их смешения. Эжектор состоит из четырех основных элементов (рис. 3): разгонного сопла, пассивного сопла, камеры смешения и диффузора, в котором кинетическая энергия переходит в потенциальную с ростом давления. Достоинство эжектора — простота конструкции, отсутствие движущихся частей, недостаток — низкая эффективность из-за значительной потери кинетической энергии при смешении, которая пропорциональна квадрату разности скоростей смешиваемых потоков. Рассмотрим вначале процессы в эжекторе с термодинамических позиций в $i-s$ диаграмме (рис. 4). Полная энергия потока (газ, воздух) на входе в активное сопло характеризуется энтальпией торможения i_1^* (если пренебречь потенциальной энергией положения), а в пассивное — i_3^* . Точка 2 характеризует состояние потока на срезе активного сопла при изоэнтропном расширении 1–2. Реальный процесс расширения

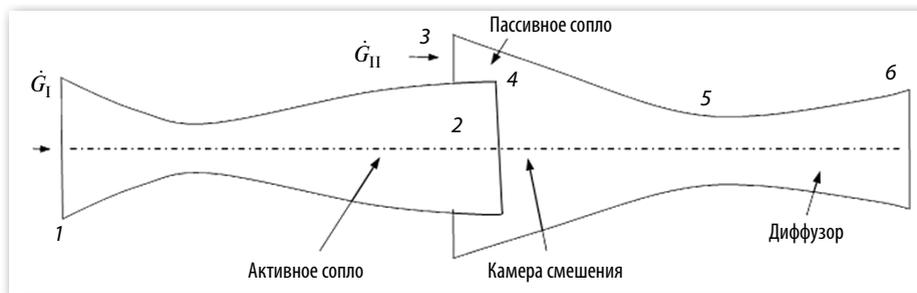


Рис. 3. Схема эжектора

Fig. 3. Scheme of the ejector

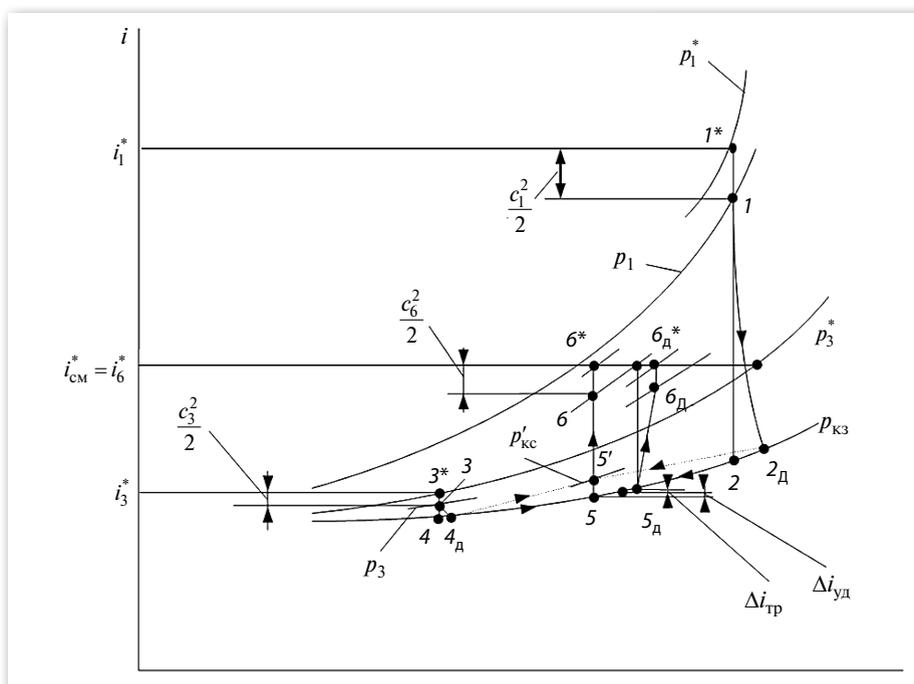


Рис. 4. Термодинамические процессы в проточной части эжектора

Fig. 4. Thermodynamic processes in flowing part of the ejector

из-за действия сил трения протекает по кривой $1-2_d$. Аналогично для пассивного сопла будем иметь процесс $3-4_d$. Если бы процесс смешения потоков был обратимым, то после изобарного смешения в камере поток характеризовался бы точкой 5 , при неизобарном смешении — точкой $5'$. Из-за наличия ударных потерь и трения в камере смешения энтальпия потока увеличивается на $\Delta i = \Delta i_{уд} + \Delta i_{тр}$. Точка 5_d характеризует состояние потока перед диффузором. В результате восстановления давления в диффузоре с учетом действия сил трения (процесс 5_d-6_d) на срезе

диффузора статическое давление равно $p_{6д}$, а с учетом кинетической энергии — $p_{6д}^*$. Следовательно, в эжекторе статическое давление пассивного агента увеличилось от p_3 до $p_{6д}$, т. е. эжектор действует как компрессор. Если процессы в эжекторе будут организованы неудовлетворительно, точка 6_d^* будет перемещаться вправо по прямой $i_{см}^* = \text{const}$, и степень повышения давления по заторможенным параметрам $\pi^* = p_{6д}^*/p_3^*$ будет уменьшаться. В пределе возможен случай, когда $p_{6д}^* = p_3^*$, а π^* станет равным единице.

В этом случае эжектор не будет выполнять функции компрессора.

Так как эжектор представляет собой открытую адиабатическую систему, то уравнение энергии имеет вид $\dot{I}_{\text{см}}^* = \dot{I}_1^* + \dot{I}_3^* = \text{const}$, или $i_{\text{см}}^* (\dot{G}_1 + \dot{G}_{\text{II}}) = i_1^* \dot{G}_1 + i_3^* \dot{G}_{\text{II}}$. Откуда, вводя коэффициент эжекции $u = \dot{G}_{\text{II}} / \dot{G}_1$, получим $i_{\text{см}}^* = (i_1^* + ui_3^*) / (1 + u)$, т. е. точки, характеризующие состояние потока за эжектором, могут лежать только на линии $i_{\text{см}}^* = \text{const}$.

Рассмотрим случай, когда при помощи эжектора транспортируется дискретная фаза, например, песок из котлована, колодца, dna реки на поверхность земли (рис. 5).

В камере смешения эжектора за счет создания пониженного давления, обусловленного большой скоростью воды w_3 на срезе активного сходящегося сопла, создаются условия для подсоса потока воды, несущего дискретную фазу — песок.

Уравнения сохранения для расчета потока воды с песком, движущегося в вертикальной трубе, следующие:

для жидкой фазы

$$\frac{dw_{\text{ж}}}{dx} = \left(-f_{\text{ж}} \frac{dp}{dx} - D^* n_v f_{\text{тр}} - \tau_W \pi d_{\text{тр}} - f_{\text{ж}} \rho_{\text{ж}} g \right) / \dot{G}_{\text{ж}}, \quad (9)$$

где $n_v = \dot{n} / (w_{\text{г}} f_{\text{тр}})$, \dot{n} — поток частиц, 1/с; n_v — объемная концентрация частиц, 1/м³; каса-

тельное напряжение трения на стенке $\tau_W = c_f \rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2 / 8_{\text{ж}}$; коэффициент трения $c_f = 64 / \text{Re}_{\text{ж}}$ при $\text{Re}_{\text{ж}} \leq 2300$; $c_f = 0,184 / \text{Re}_{\text{ж}}^{0,2}$ при $\text{Re}_{\text{ж}} > 2300$; для твердой фазы

$$\begin{aligned} \rho_{\text{г}} V_{\text{г}} \frac{dw_{\text{г}}}{d\tau} = \\ = -V_{\text{г}} \frac{dp}{dx} + D^* - (\rho_{\text{г}} - \rho_{\text{ж}}) V_{\text{г}} g - \\ - \frac{1}{2} \psi \rho_{\text{ж}} V_{\text{г}} \left(\frac{dw_{\text{ж}}}{d\tau} - \frac{dw_{\text{г}}}{d\tau} \right), \end{aligned}$$

или

$$\begin{aligned} \frac{dw_{\text{г}}}{dx} = \\ = \left(-V_{\text{г}} \frac{dp}{dx} + D^* - (\rho_{\text{г}} - \rho_{\text{ж}}) g V_{\text{г}} - \frac{1}{2} \psi \rho_{\text{ж}} V_{\text{г}} w_{\text{ж}} \frac{dw_{\text{ж}}}{dx} \right) / \\ / \left(\rho_{\text{г}} V_{\text{г}} w_{\text{г}} \left(1 - \frac{1}{2} \psi \frac{\rho_{\text{ж}}}{\rho_{\text{г}}} \right) \right), \quad (10) \end{aligned}$$

где $D^* = c_x \pi D_{\text{г}}^2 \rho_{\text{ж}} (w_{\text{ж}} - w_{\text{г}}) |w_{\text{ж}} - w_{\text{г}}| / 8$ — сила сопротивления одной песчинки; коэффициент трения $c_x = 24 / \text{Re}_{\text{г}} + 4,4 / \text{Re}_{\text{г}}^{0,5} + 0,32$; $\psi = [0, 1]$ — множитель при присоединенной массе, причем при $\psi = 0$ присоединенная масса отсутствует; подстрочный индекс «г» — означает грунт (песок).

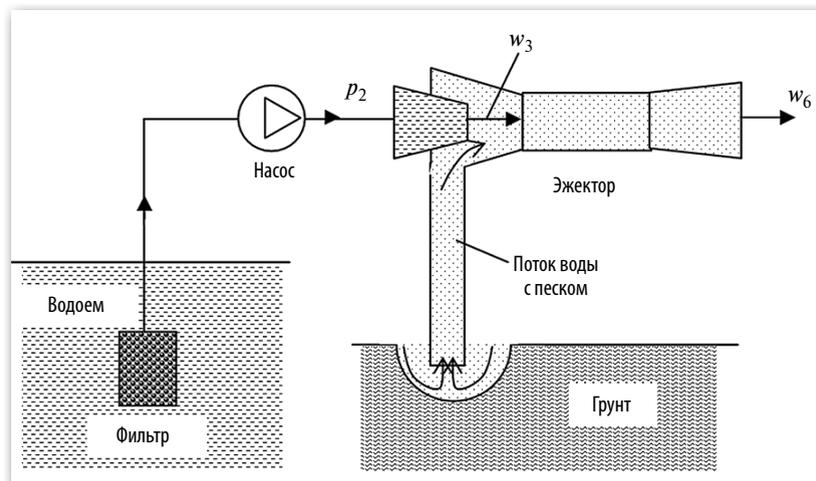


Рис. 5. Схема установки для подъема грунта

Fig. 5. The scheme of installation for raising of soil

Так как расход воды постоянный, то $d(\rho_{\text{ж}} f_{\text{ж}} w_{\text{ж}}) = 0$ и

$$\frac{df_{\text{ж}}}{dx} = -\frac{\dot{G}_{\text{ж}}}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} \frac{dw_{\text{ж}}}{dx} = -\frac{f_{\text{ж}}}{w_{\text{ж}}} \frac{dw_{\text{ж}}}{dx}. \quad (11)$$

Взяв производную от уравнения сплошности по x при $\rho_{\text{г}} = \text{const}$ и $\rho_{\text{ж}} = \text{const}$

$$d(w_{\text{г}} f_{\text{г}} \rho_{\text{г}} + w_{\text{ж}} f_{\text{ж}} \rho_{\text{ж}}) = 0,$$

получим

$$\rho_{\text{г}} w_{\text{г}} \frac{df_{\text{г}}}{dx} + \rho_{\text{г}} f_{\text{г}} \frac{dw_{\text{г}}}{dx} + w_{\text{ж}} \rho_{\text{ж}} \frac{df_{\text{ж}}}{dx} + \rho_{\text{ж}} f_{\text{ж}} \frac{dw_{\text{ж}}}{dx} = 0. \quad (12)$$

Подставив (3) в (4) с учетом того, что $f_{\text{тр}} = f_{\text{ж}} + f_{\text{г}} = \text{const}$, $df_{\text{ж}} = -df_{\text{г}}$, получим уравнение сплошности в окончательном виде:

$$\rho_{\text{г}} f_{\text{г}} \frac{dw_{\text{г}}}{dx} + \frac{\rho_{\text{г}} w_{\text{г}} f_{\text{ж}}}{w_{\text{ж}}} \frac{dw_{\text{ж}}}{dx} = 0. \quad (13)$$

Подставляя (1) и (10) в (13), определим градиент давления

$$\begin{aligned} \frac{dp}{dx} = & \left[\left(\frac{w_{\text{г}} f_{\text{тр}} n_{\text{v}}}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} - \frac{f_{\text{г}}}{\rho_{\text{г}} w_{\text{г}} \left(1 - \frac{\psi \rho_{\text{ж}}}{2 \rho_{\text{г}}} \right)} \right) \left(\frac{1}{V_{\text{г}}} + \frac{\psi f_{\text{тр}} n_{\text{v}}}{2 f_{\text{ж}}} \right) D^* + \right. \\ & \left. + \left(\frac{w_{\text{г}}}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} - \frac{\psi f_{\text{г}}}{2 f_{\text{ж}} \rho_{\text{г}} w_{\text{г}} \left(1 - \frac{1}{2} \frac{\rho_{\text{ж}}}{\rho_{\text{г}}} \right)} \right) \tau_{\text{w}} \pi d_{\text{тр}} + \right. \\ & \left. + \left(\frac{f_{\text{г}}}{\rho_{\text{г}} w_{\text{г}} \left(1 - \frac{\psi \rho_{\text{ж}}}{2 \rho_{\text{г}}} \right)} \left(\rho_{\text{г}} - \rho_{\text{ж}} \left(1 + \frac{\psi}{2} \right) \right) + \frac{w_{\text{г}} f_{\text{ж}}}{w_{\text{ж}}^2} \right) g \right] / \\ & / \left[\frac{w_{\text{г}} f_{\text{ж}}}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} \left[\frac{G_{\text{г}}}{G_{\text{ж}}} \left(\frac{w_{\text{ж}}}{w_{\text{г}}} \right)^3 \left(\frac{\rho_{\text{ж}}}{\rho_{\text{г}}} \right)^2 \left(\frac{\left(\frac{\psi}{2} - 1 \right)}{\left(1 - \frac{\psi \rho_{\text{ж}}}{2 \rho_{\text{г}}} \right)} \right) - 1 \right] \right]. \end{aligned}$$

Зная градиент давления dp/dx , из (9) и (10) найдем $dw_{\text{ж}}/dx$ и текущие значения p , $w_{\text{ж}}$, $w_{\text{г}}$.

Скорость воды на срезе конического сопла определим из формулы

$$w_3 = \left(2 \left(\sigma \left(p_2 + \rho_{\text{ж}} w_2^2 / 2 \right) - p \right) / \rho_{\text{ж}} \right)^{0,5},$$

где σ — коэффициент восстановления давления.

Диаметр выходного среза сопла — $d_3 = (4 w_2 f_{\text{тр}2} / (w_3 \pi))^{0,5}$, мощность насоса — $N_{\text{н}} = (p_2 - p) \dot{G}_{\text{н}} / (\rho_{\text{ж}} \eta_{\text{н}})$.

Рис. 6 иллюстрирует результаты расчета. Видно, что значительное ускорение частиц твердой фазы имеет место на начальном участке трубы, когда силы сопротивления значительны.

Движение потока в проточной части горизонтального эжектора описывается уравнениями

$$\frac{dw_{\text{ж}}}{dx} = \left(-f_{\text{ж}} \frac{dp}{dx} - D^* n_{\text{v}} F - \tau_{\text{w}} \pi D \right) / \dot{G}_{\text{ж}};$$

$$\frac{dw_{\text{г}}}{dx} =$$

$$= \frac{-V_{\text{г}} \frac{dp}{dx} + D^* - \frac{1}{2} \psi \rho_{\text{ж}} V_{\text{г}} w_{\text{ж}} \frac{dw_{\text{ж}}}{dx}}{\rho_{\text{г}} V_{\text{г}} w_{\text{г}} \left(1 - \frac{\psi \rho_{\text{ж}}}{2 \rho_{\text{г}}} \right)};$$

$$d(w_{\text{г}} (F - f_{\text{ж}}) \rho_{\text{г}} + w_{\text{ж}} f_{\text{ж}} \rho_{\text{ж}}) = 0; \quad (14)$$

$$\frac{df_{\text{ж}}}{dx} = -\frac{f_{\text{ж}}}{w_{\text{ж}}} \frac{dw_{\text{ж}}}{dx}.$$

Выполнив дифференцирование уравнения сплошности (14)

$$w_{\text{г}} \frac{dF}{dx} + \frac{w_{\text{г}} f_{\text{ж}}}{w_{\text{ж}}} \frac{dw_{\text{ж}}}{dx} + f_{\text{г}} \frac{dw_{\text{г}}}{dx} = 0,$$

подставив в него все уравнения и разрешив его относительно dp/dx , получим

$$\frac{dp}{dx} = - \left[\left(\frac{\psi f_{\text{г}}}{2 \rho_{\text{г}} w_{\text{г}} f_{\text{ж}} \left(1 - \frac{\psi \rho_{\text{ж}}}{2 \rho_{\text{г}}} \right)} - \frac{w_{\text{г}}}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} \right) \tau_{\text{w}} \pi D + \right.$$

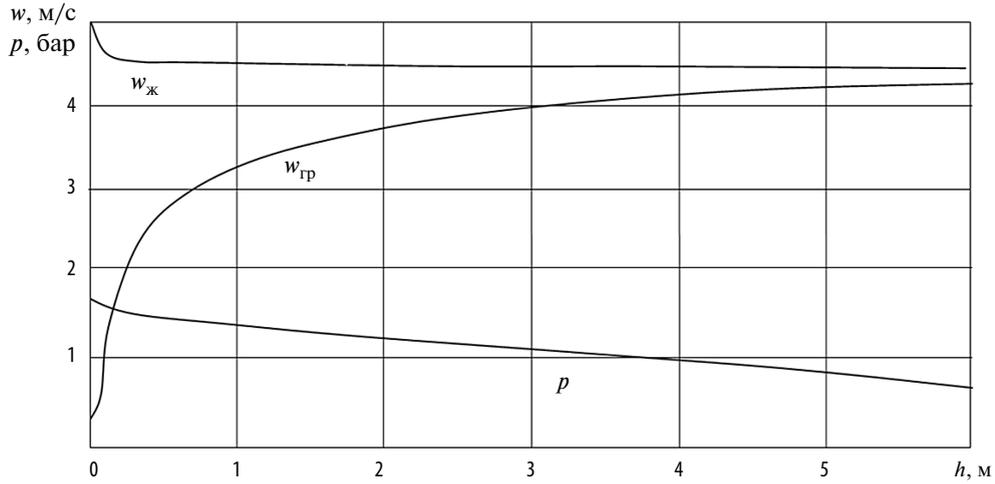


Рис. 6. Скорости воды и грунта и давление в подъемной трубе насоса.

Fig. 6. Velocities of water and soil and pressure in a lifting pipe of the pump

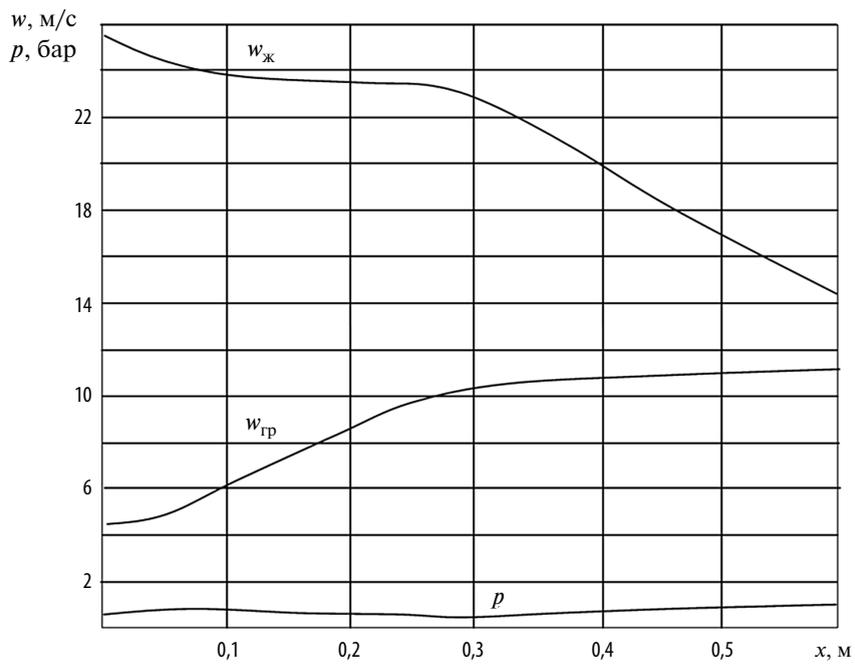


Рис. 7. Скорости воды и грунта в горизонтальной части насоса

Fig. 7. Velocities of water and soil in horizontal part of the pump

$$+ \left[\frac{f_{\Gamma}}{\rho_{\Gamma} w_{\Gamma} V_{\Gamma} \left(1 - \frac{\Psi \rho_{\text{ж}}}{2 \rho_{\Gamma}}\right)} + \frac{\Psi f_{\Gamma} n_{\nu} F}{2 \rho_{\Gamma} w_{\Gamma} f_{\text{ж}} \left(1 - \frac{\Psi \rho_{\text{ж}}}{2 \rho_{\Gamma}}\right)} - \frac{w_{\Gamma} n_{\nu} F}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} \right] D^* + w_{\Gamma} \frac{dF}{dx} /$$

$$/ \left[\frac{f_{\text{ж}} w_{\Gamma}}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} \left(\frac{f_{\Gamma}}{f_{\text{ж}}} \right) \left(\frac{w_{\text{ж}}}{w_{\Gamma}} \right)^2 \left(\frac{\rho_{\text{ж}}}{\rho_{\Gamma}} \right) \left(\frac{\Psi - 1}{2} \right) - 1 \right].$$

Приведенная система уравнений позволяет определить $w_{\text{ж}}$, w_{Γ} и p в эжекторе при заданной геометрии канала $F(x)$. Так например, если проточная часть эжектора состоит из двух усеченных конусов с цилиндрической проставкой, то можно написать

$$D = D_{\text{вх}} - (D_{\text{вх}} - D_{\Gamma}) x / l_{\text{к}},$$

$$\frac{dF}{dx} =$$

$$= -\pi (D_{\text{вх}} - (D_{\text{вх}} - D_{\Gamma}) x / l_{\text{к}}) (D_{\text{вх}} - D_{\Gamma}) / 2 / l_{\text{к}},$$

если $0 \leq x \leq l_{\text{к}}$;

$$D = D_{\Gamma}, \quad \frac{dF}{dx} = 0, \quad \text{если } l_{\text{к}} < x \leq (l_{\text{к}} + l_{\text{ц}});$$

$$D = D_{\Gamma} + (D_{\text{ср}} - D_{\Gamma}) (x - (l_{\text{к}} + l_{\text{ц}})) / l_{\text{д}},$$

$$\frac{dF}{dx} = \pi (D_{\Gamma} + (D_{\text{ср}} - D_{\Gamma}) \times$$

$$\times (x - (l_{\text{к}} + l_{\text{ц}})) / l_{\text{д}}) (D_{\text{ср}} - D_{\Gamma}) / 2 / l_{\text{д}},$$

если $(l_{\text{к}} + l_{\text{ц}} + l_{\text{д}}) \geq x \geq (l_{\text{к}} + l_{\text{ц}})$; $F = \pi D^2 / 4$.

Результаты расчета иллюстрируются на рис. 7.

В упрощенной постановке задачи (без учета присоединенной массы) получаем

$$\frac{dp}{dx} =$$

$$= \frac{\left(\frac{f_{\Gamma}}{\rho_{\Gamma} w_{\Gamma} V_{\Gamma}} - \frac{w_{\Gamma} n_{\nu} F}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} \right) D^* - \frac{w_{\Gamma}}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} \tau_{\text{ш}} \pi D + w_{\Gamma} \frac{dF}{dx}}{\frac{f_{\text{ж}} w_{\Gamma}}{\rho_{\text{ж}} w_{\text{ж}}^2} \left(\left(\frac{f_{\Gamma}}{f_{\text{ж}}} \right) \left(\frac{w_{\text{ж}}}{w_{\Gamma}} \right)^2 \left(\frac{\rho_{\text{ж}}}{\rho_{\Gamma}} \right) + 1 \right)};$$

$$\frac{dw_{\text{ж}}}{dx} = \left(-f_{\text{ж}} \frac{dp}{dx} - D^* n_{\nu} F - \tau_{\text{ш}} \pi D \right) / \dot{G}_{\text{ж}};$$

$$\frac{dw_{\Gamma}}{dx} = - \left(V_{\Gamma} \frac{dp}{dx} + D^* \right) / \left(\rho_{\Gamma} V_{\Gamma} w_{\Gamma} \right).$$

Заключение

Существующие методы расчета эрлифтов и струйных насосов (эжекторы) основываются на уравнениях сохранения, представленных в интегральной форме, с привлечением опытных данных. Такой подход не позволяет определить состояние потока вдоль проточной части каналов. Предлагаемый же метод расчета основывается на решении дифференциальных уравнений законов сохранения, что позволяет определять состояние двухфазного потока вдоль продольной координаты канала в зависимости от граничных условий и выявить роль силовых воздействий — трения, сопротивления, гравитации и геометрии канала на поток. Представленные физическая и математическая модели расчета эрлифта и струйного насоса можно считать дальнейшим совершенствованием методов расчета аппаратов данного класса.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кулак А.П., Шестозуб А.Б., Коробов В.И. Приближенный расчет струйных насосов // Прикладна гідромеханіка. 2011. Том 13, N 1. С. 29-34
 2. Соколов Е.Я., Зингер Н.М. Струйные аппараты. М.: Энергоатомиздат, 1989. 351 с.

3. Кононенко А.П. Теория и рабочий процесс эрлифтов: Дисс. ... докт. техн. наук / Харьков. НТУ «ХПИ». 2007. 565 с.
 4. Костанда В.С., Логвинов Н.Г., Скорынин Н.И. Определение основных эксплуатационных параме-



тров эрлифта с длинной подающей трубой и несколькими смесителями. Донецк, 1982. 12 с.

5. **Кононенко А.П.** Расчетные характеристики эрлифта с кольцевой структурой водовоздушной смеси // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. Харьков: ХПИ, 2006. № 5/1 (23). С. 58–61.

6. **Кононенко А.П.** Рабочий процесс эрлифта и его моделирование: Монография. Донецк: Изд-во ДонНТУ, 2010. 171 с.

7. Гідромеханізація: навчальний посібник / М.Г. Бойко, В.М. Моргунов, Л.М. Козиряцький, О.В. Федоров. Донецьк: ДНВЗДонНТУ, 2011. 554 с.

8. **Гейер В.Г., Дулин В.С., Лазаренко В.И., Яковлев В.М.** Методические рекомендации по применению средств механизации очистки шахтных водосборных емкостей / Донецк: Изд-во ДПИ, 1983. 50 с.

9. **Кононенко А.П.** Энергетическая эффективность эрлифта // Науковий журнал Вісник Донецького університету. Серія А: Природничі науки. Донецьк: ДонНУ, 2006. № 1, Частина 1.

10. **Финкельштейн З.Л., Козыряцкий Л.Н.** Средства гидромеханизации: Учеб. пособ. Алчевск: Изд-во ДонГТУ, 2013. 168 с.

11. **Бойко М.Г., Козиряцький Л.М., Кононенко А.П.** Землесосні та ерліфтно землесосні снаряди: Навч. посібник. Донецьк: ДонНТУ, 2005. 296 с.

12. **Кононенко А.П.** Структуры двухфазных потоков в подъемных трубах эрлифтов // Вісник Сумського державного університету. Серія: Технічні науки. Суми: СДУ, 2005. № 12(84). С. 38–48.

13. **Гейер В.Г.** Новые технологические схемы и средства шахтного водоотлива. Донецк: Изд-во ДПИ, 1972. 35 с.

14. **Кононенко А.П.** Модель рабочего процесса эрлифта с кольцевой структурой водовоздушного потока // Вісник Національного технічного університету „ХПІ». Харків: НТУ „ХПІ», 2006. № 27. С. 113–121.

15. **Ломакин В.О., Чабурко П.С.** Влияние геометрической формы сопла струйного насоса на его характеристики // Наука и Образование. МГТУ им. Н.Э. Баумана. Электрон. журн. 2014. № 12. С. 210–219.

16. **Meakhail T.A., Teaima I.R.** A Study of the Effect of Nozzle Spacing and Driving Pressure on the Water Jet Pump Performance // International Journal of Engineering Science and Innovative Technology. 2013. Vol. 2. Is. 5. P. 373–382.

17. **Aldas K., Yapici R.** Investigation of Effects of Scale and Surface Roughness on Efficiency of Water Jet Pumps Using CFD // Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics, 2014. Vol. 8, № 1. P. 14–25.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

БАРИЛОВИЧ Владимир Антонович — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: bva_exerg@mail.ru

СМИРНОВ Юрий Александрович — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: y_a_s@mail.ru

REFERENCES

1. **Kulak A.P., Shestozub A.B., Korobov V.I.** Priblizhennyy raschet struynykh nasosov [Approximate calculation of jet pumps]. *Prikladna gidromekhanika*. 2011. Tom 13, № 1. S. 29–34. (rus.)

2. **Sokolov Ye.Ya., Zinger N.M.** Struynyye apparaty [Jet apparatus]. M.: Energoatomizdat, 1989, 351 s. (rus.)

3. **Kononenko A.P.** Teoriya i rabochiy protsess erliftov: Dis. ... dokt. tekhn. nauk [Theory and working process of air lifts: Ph.D. Thesis]. Kharkov: NTU «KhPI», 2007. 565 s. (rus.)

4. **Kostanda B.C., Logvinov N.G., Skorynin N.I.** Opredeleniye osnovnykh ekspluatatsionnykh parametrov erlifta s dlinnoy podayushchey truboy i neskol'kimi smesitel'yami [Determination of the key operational parameters of an air lift with the long giving pipe and several mixers]. Donetsk, 1982. 12 s. (rus.)

5. **Kononenko A.P.** Raschetnyye kharakteristiki erlifta s koltsevoy strukturoy vodovozdushnoy smesi // Vostochno-Yevropeyskiy zhurnal peredovykh tekhnologiy [Settlement characteristics of an air lift with ring structure of air-and-water mix]. Kharkov: KhPI. 2006. № 5/1 (23). S. 58–61. (rus.)

6. **Kononenko A.P.** Rabochiy protsess erlifta i yego modelirovaniye. Monografiya [Working process of an air lift and its modeling]. Donetsk: Izd-vo DonNTU, 2010. 171 s. (rus.)

7. **Boyko M.G., Morgunov V.M., Koziryatskiy L.M., Fedorov O.V.** Gidromekhanizatsiya: navchalniy posibnik [Hydromechanization: initial reference book]. Donetsk: DNVZDonNTU, 2011. 554 s. (rus.)

8. **Geyer V.G., Dulin V.S., Lazarenko V.I., Yakovlev V.M.** Metodicheskiye rekomendatsii po primeneniyu sredstv mekhanizatsii ochistki shakhtnykh vodosbornykh

yemkostey [Methodical recommendations about application of means of mechanization of cleaning of mine water-collecting capacities] / Donetsk, DPI, 1983. 50 s. (rus.)

9. **Kononenko A.P.** Energeticheskaya effektivnost erlifita [Power efficiency of an air lift] // Naukoviy zhurnal Visnik Donetskogo universitetu. Seriya A: Prirodnichi nauki. Donetsk: DonNU, 2006. № 1, Chastina 1. (rus.)

10. **Finkelshteyn Z.L., Kozryatskiy L.N.** Sredstva gidromekhanizatsii : Ucheb. posob. [Means of hydromechanization: manual] / Alchevsk: DonGTU, 2013. 168 s. (rus.)

11. **Boyko M.G., Koziryatskiy L.M., Kononenko A.P.** Zemlesosni ta yerliftno zemlesosni snaryadi: Navch. posibnik [Pump dredge and airlift pump dredge: Initial manual]. Donetsk: DonNTU, 2005. 296 s. (rus.)

12. **Kononenko A.P.** Struktury dvukhfaznykh potokov v podzemnykh trubakh erliftov [Structures of two-phase streams in lifting pipes of air lifts] // Visnik Sumskogo derzhavnogo universitetu. Seriya Tekhnichni nauki. Sumi: SDU, 2005. № 12(84). S. 38–48. (rus.)

13. **Geyer V.G.** Novyye tekhnologicheskkiye skhemy i sredstva shakhtnogo vodootliva [New technological

schemes and means of mine water outflow]. Donetsk: DPI, 1972. 35 s. (rus.)

14. **Kononenko A.P.** Model rabocheho protsessa erlifita s koltsevoy strukturoy vodovozdushnogo potoka [Model of working process of an air lift with ring structure of an air-water stream] // Visnik Natsionalnogo tekhnichnogo universitetu „KhPI«. Kharkiv: NTU „KhPI«, 2006. № 27. S. 113–121. (rus.)

15. **Lomakin V.O., Chaburko P.S.** Vliyaniye geometricheskoy formy sopla struynogo nasosa na yego kharakteristiki [Influence of a geometrical form of a nozzle of the jet pump on its characteristics] // Nauka i Obrazovaniye. MGTU im. N.E. Baumana. Elektron. zhurn. 2014. № 12. S. 210–219. (rus.)

16. **Meakhail T.A., Teaima I.R.** A Study of the Effect of Nozzle Spacing and Driving Pressure on the Water Jet Pump Performance. *International Journal of Engineering Science and Innovative Technology*, 2013. Vol. 2. Is. 5. P. 373–382.

17. Aldas K., Yapici R. Investigation of Effects of Scale and Surface Roughness on Efficiency of Water Jet Pumps Using CFD. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*. 2014. Vol. 8, № 1. P. 14–25.

AUTHORS

BARILOVICH Vladimir A. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: bva_exerg@mail.ru

SMIRNOV Yurii A. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: y_a_s@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 17 марта 2017 г.



DOI: 10.18721/JEST.230305

УДК 621.165.001.5

Е.Ю. Семакина, Ч.В. Хоанг, В.А. Черников

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

АЭРОДИНАМИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ В ВЫХОДНОМ ТРАКТЕ СТАЦИОНАРНОЙ ГАЗОВОЙ ТУРБИНЫ: РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Представлены результаты экспериментального исследования аэродинамики выходного тракта двухвальной газотурбинной установки средней мощности, выполненного в лаборатории турбиностроения имени И.И. Кириллова СПбПУ. Эксперименты проводились на модели, состоящей из выходного диффузора и патрубка, путем траверсирования потока в контрольных сечениях проточной части модельного выходного тракта. Целью исследования было определение интегральных характеристик выходного тракта — потерь кинетической энергии потока и коэффициента восстановления давления на различных участках тракта, а также получение экспериментальных данных для валидирования CFD-модели течения. В результате эксперимента выявлены основные источники потерь кинетической энергии в тракте, получено представление о механизме формирования вихревых структур за силовыми стойками и в выходном патрубке и определены пути аэродинамического совершенствования тракта. Более детальный анализ течения в тракте можно получить только с помощью численного моделирования. Поэтому важным итогом работы являются экспериментально измеренные 3D-поля параметров потока в контрольных сечениях тракта, которые необходимы для тестирования CFD-модели течения и проведения численного эксперимента.

ВЫХОДНЫЙ ТРАКТ; ДИФFUЗОР; ПАТРУБОК; АЭРОДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ; ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ.

Ссылка при цитировании:

Е.Ю. Семакина, Ч.В. Хоанг, В.А. Черников. Аэродинамические процессы в выходном тракте стационарной газовой турбины: результаты экспериментальных исследований // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 49–60. DOI: 10.18721/JEST.230305

E.U. Semakina, V.C. Hoang, V.A. Chernikov

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

AERODYNAMIC PROCESSES IN A STATIONARY GAS TURBINE EXHAUST DUCT: RESULTS OF EXPERIMENTAL STUDIES

The results of an experimental study of exhaust duct aerodynamics of a two-shaft gas turbine of medium power made at the Turbomachinery Laboratory named after I.I. Kirillov of the Peter the Great St. Petersburg polytechnic university are presented in the study. The experiments were performed on a model consisting of an exhaust diffuser and a collector box, by traversing the flow at the cross-sections of the flow channel of a model output duct. The goal of the study was to determine the integral characteristics of the output duct: the kinetic energy losses of the flow and the pressure recovery coefficient at various sections of the path, as well as obtaining experimental data for validating the CFD flow model. As a result of the experiment, the main sources of kinetic energy losses in the flow channel were identified, the generation mechanism of vortex structures after the struts and in the outlet collector box was discovered and ways to improve duct aerodynamics were determined. A more detailed analysis of the flow in the duct can be obtained only by numerical simulation. Therefore, an important result of the work is the

experimentally measured 3D fields of the flow parameters at the flow duct cross-sections, which are necessary for testing the CFD flow model and performing a numerical experiment.

EXHAUST SYSTEM; DUFFUSOR; COLLECTOR-BOX; AERODYNAMIC CHARACTERISTICS; EXPERIMENTAL RESEARCH.

Citation:

E. U. Semakina, V. C. Hoang, V. A. Chernikov, Aerodynamic processes in a stationary gas turbine exhaust duct: results of experimental studies, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 49–60, DOI: 10.18721/JEST.230305

Введение

В начале нынешнего столетия в индустриально развитых странах происходит интенсивная замена энергетического оборудования тепловых паротурбинных электростанций на современные комбинированные газопаровые установки (ГПУ). По экономичности ГПУ существенно (на 18–20 %) превосходят паротурбинные установки на органическом топливе. Реально достигнутый КПД современных ГПУ составляет 60,7 % при мощности электростанции около 600 МВт. Такой уровень эффективности недостижим другими тепловыми двигателями. Доля газовой турбины в комбинированной установке составляет примерно 70 % от общей мощности ГПУ и может достигать 1000 МВт. В этих условиях совершенствование рабочих процессов в газовых турбинах, в частности аэродинамики выходных трактов турбин, — актуальная и важная научно-техническая задача.

Двухвальная конструкция ГТУ позволяет с большей эффективностью оптимизировать ее турбокомпрессорную часть при сохранении нужной частоты вращения ротора силовой турбины [1–6]. Вместе с тем в таких конструкциях требуется отвод газа от силовой турбины к котлу-утилизатору в направлении, перпендикулярном оси ротора, что часто выполняется при помощи дополнительного устройства — выходного патрубка за осевым диффузором силовой турбины. Такое решение вызывает новые аэродинамические проблемы, связанные с неосесимметричностью выходного тракта как в газовых [4–6], так и в паровых турбинах [7, 8]. Выходной патрубок оказывает негативное влияние на восстановительные процессы в диффузоре, нарушая в нем осесимметричность течения [5, 6, 8]. По данным многочисленных исследований одна из основных причин снижения восстановительной способности турбинного диффузора — отрыв потока

в области силовых стоек опоры подшипника [10–14]. В силу существенного влияния выходного тракта на эффективность современных газовых турбин из-за больших чисел Маха актуальной задачей стало снижение потерь кинетической энергии и аэродинамическое совершенствование их выходных трактов.

Цель представляемого в статье исследования — экспериментальное определение структуры пространственного потока и источников потерь в выходных турбинных трактах с односторонним отводом, широко применяемым в конструкциях двухвальных ГТУ. Приводимые здесь экспериментальные результаты имеют не только самостоятельную научно-техническую ценность для совершенствования процесса течения в выходных трактах данной конструкции, но и являются уникальным научным материалом для валидирования CFD моделей 3D течения в выходных трактах двухвальных турбин.

Объект исследования

Модель выходного тракта «Д–П» и критерии подобия. Выходной тракт «Д–П» силовой турбины ГТУ включает в себя выходной диффузор (Д) и патрубок (П) (рис. 1). Проточная часть модельного диффузора и патрубка выполнены в точном соответствии с натурным образцом в масштабе 1:6,45. Периферийный обвод 1 диагонального диффузора формируется тремя деталями, средняя из которых скреплена с его корневым обводом 2 через семь силовых стоек 3. Осерадиальная часть диффузора 4 образуется двумя деталями, продолжающими корневой обвод 2 диагонального диффузора.

Модель выходного патрубка выполнена в виде прямоугольного корпуса, составленного из дюралюминиевых листов толщиной 12 мм. Корпус полностью герметичен и по осевой ширине соответствует размеру натурального патрубка.

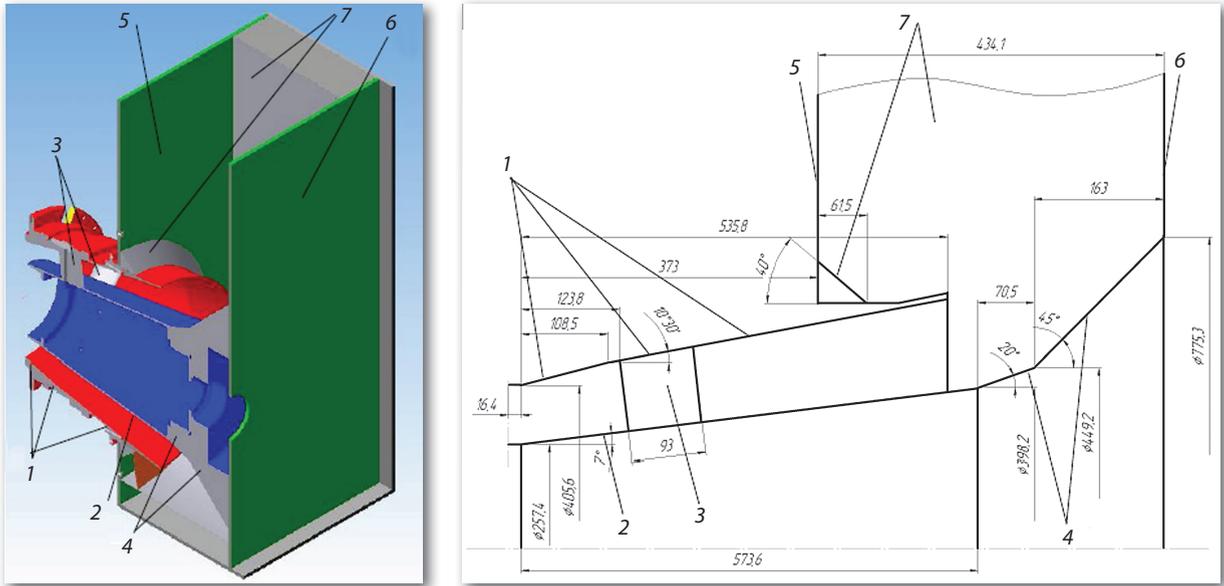


Рис. 1. Проточная часть модели выходного тракта «Д–П»:

1 – периферийной обвод диагонального диффузора; 2 – корневой обвод диагонального диффузора; 3 – силовые стойки; 4 – осерadiальная часть диффузора; 5 – передняя стенка патрубкa; 6 – задняя стенка патрубкa; 7 – боковой обвод патрубкa

Fig. 1. Flow duct of the model Exhaust unit «D–CB»:

1 – shroud of diagonal diffuser; 2 – hub of the diagonal diffuser; 3 – struts; 4 – radial part of the diffuser; 5 – Collector Box front wall; 6 – Collector Box back wall; 7 – Collector Box side-wall

Торцевые панели корпуса образуют переднюю 5 и заднюю 6 стенки проточной части патрубкa. Контуры нижнего и боковых обводов 7 проточной части патрубкa сменные и формируются тонкостенными (толщиной 1,0 мм) металлическими вставками. Геометрия бокового обвода 7 формируются и может легко изменяться посредством установочных координатных призм, прикрепленных болтами к боковым стенкам корпуса. Тонкостенный обвод крепится к этим координатным призмам винтами, так что создается обвод проточной части, который достаточно точно соответствует форме проточной части натурного патрубкa.

Критерии подобия. Геометрическое подобие представленных моделей и натурных объектов обеспечивается достаточно точным изготовлением деталей модели тракта «Д–П», которые выполнены в указанном масштабе. Основные критерии динамического подобия приведены в таблице.

Данные табл. 1 свидетельствуют о вполне удовлетворительном моделировании потока при выбранных размерах выходного тракта. Так, на-

пример, число Рейнольдса Re_2 в модельном диффузоре имеет тот же порядок в натурной машине и, как показывают опыты, при таких высоких значениях Re_2 течение рабочей среды происходит в области автомодельности по числу Re . Подчеркнем, что при этом число Маха M_2 выдерживается точно.

Экспериментальный стенд и измерительная система

Экспериментальные исследования проводились на универсальном экспериментальном стенде ЭТ4 [5]. Продольный разрез стенда с моделью выходного тракта «Д–П» представлен на рис. 2.

Главная отличительная черта модификации стенда, предназначенной для испытания модели выходного тракта «Д–П», — наличие за диффузором модели выходного патрубкa для отвода потока от турбины в направлении, перпендикулярном ее оси. В этих условиях для имеющегося стенда необходимо было обеспечить измерения неосесимметричного потока, а также организовать отвод горячего воздуха за пределы лаборатории.

Таблица 1

Характерные константы, параметры потока и критерии подобия для натурального и модельного выходного тракта «Д–П»

Table 1

Specific constants, flow parameters and similarity criteria for the full-scale and model Exhaust Unit «D-CB»

Наименование и формула	Размерность	Величина	
		Натура	Модель
Число Маха при входе в диффузор, $M_2 = \frac{c_2}{a_2}$	—	0,369	0,302
Местная скорость звука, $a_2 = \sqrt{kRT_2}$	$\frac{м}{с}$	568	346
Местная приведенная скорость, $\lambda_2 = \frac{c_2}{a_2^*}$	—	0,396	0,327
Критическая скорость, $a_2^* = \sqrt{\frac{2k}{k+1}RT_2^*}$	$\frac{м}{с}$	529,5	318,7
Число Рейнольдса при входе в диффузор $Re_2 = \frac{c_2 2l_2 \rho_2}{\mu}$	—	$2,01 \cdot 10^6$	$0,96 \cdot 10^6$
Скорость потока c_2 при входе в диффузор	$\frac{м}{с}$	209,8	104,3
Показатель изоэнтропы, $k = \frac{c_p}{c_v}$	—	1,3518	1,40
Газовая постоянная	$\frac{Дж}{кгК}$	286,7	287,1
Температура T_2 газа при входе в диффузор	\tilde{N}	559,5	96

Средняя часть диффузора, в которой расположены семь опорных стоек 5 подшипника силовой турбины, выполнена в модели в виде поворотной конструкции для измерения поля параметров потока по шагу указанных стоек с помощью неподвижных в окружном направлении 3D зондов 11, установленных в измерительном сечении 5–5 за стойками (см. рис. 2). По длине диффузора выполнены десять дренажных отверстий как по корневому, так и по периферийному обводам в горизонтальной плоскости с левой и правой стороны конических поверхностей. Также с двух сторон в горизонтальной плоскости во входном сечении 2–2 предусмотрена установка 3D зондов для траверсирования потока при входе в диффузор (рис.1 и 2). Такой выбор расположения дренажей и зондов позволил выполнить измерения параметров

и скоростей потока во входном сеч. 2–2 диффузора, а также давлений на его обводах в пределах 360° при повороте корпуса патрубка на 180°. С этой целью корпус патрубка выполнен поворотным вокруг оси z диффузора. Для его поворота были установлены две ролико-подшипниковые опоры: передняя опора — по фланцу корпуса 12 стэнда; задняя опора 9 — специальная конструкция выходной части отводящего тракта (см. рис. 2).

На рис. 3 представлена схема всех измерений в потоке данной модели. Характерными особенностями схемы измерений являются траверсирование неосесимметричного потока в сеч. 2–2 посредством поворота патрубка вокруг оси диффузора при неподвижных измерительных приборах и дренажах в диффузоре. Кроме того, в схеме предусмотрено траверсирование

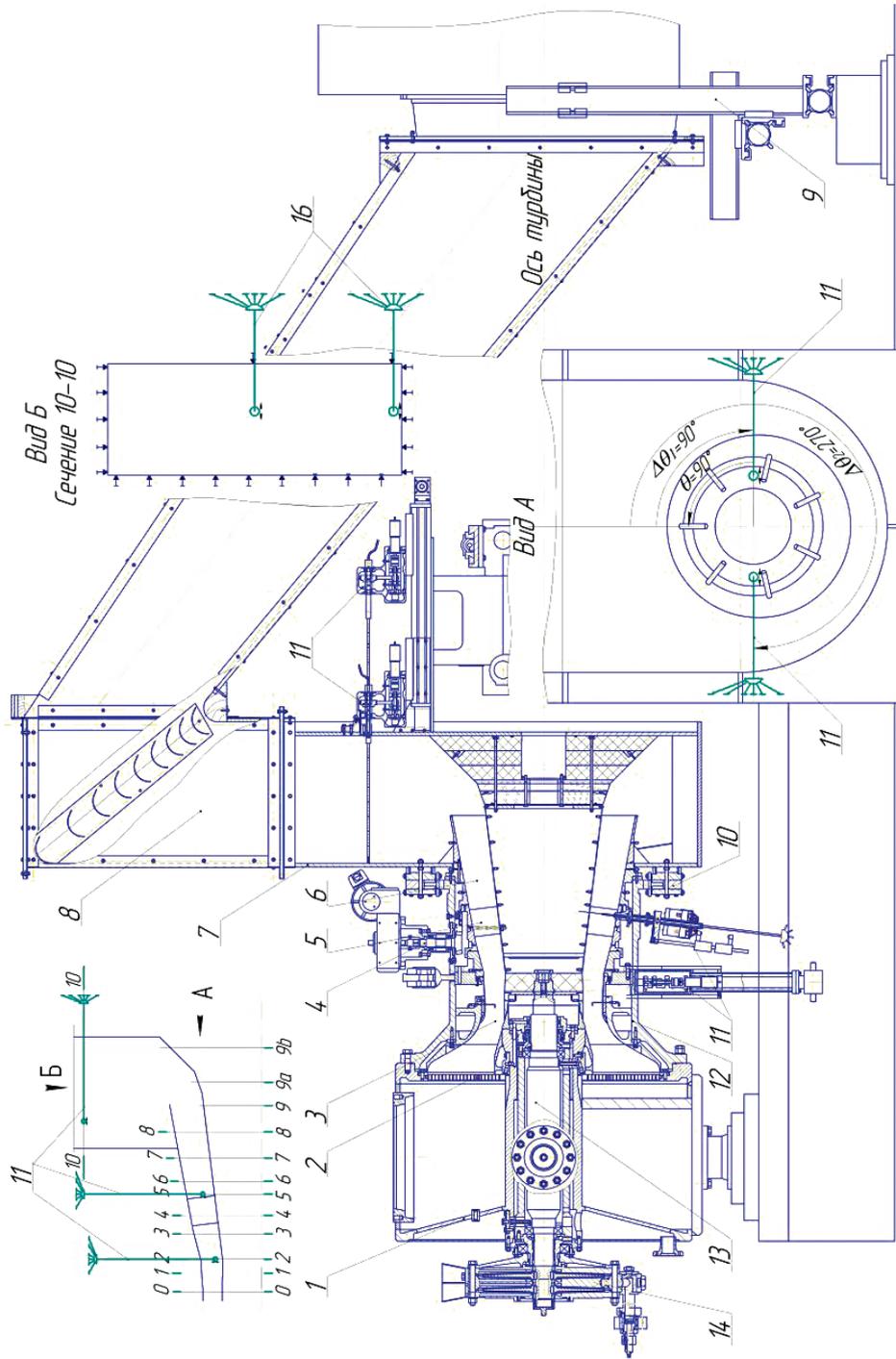


Рис. 2. Продольный разрез экспериментального стенда ЭТ4 с моделью выходного тракта «Д-П»:

1 — уравнительный бак; 2 — хоникомб; 3 — подводящий тракт; 4 — устройство для поворота кольцевого втулочного диффузора; 5 — силовые стойки; 6 — диагональный диффузор; 7 — выходной патрубок; 8 — отводящий тракт; 9 — задняя роликовая опора отводящего тракта; 10 — передняя радиально-упорная шарикоподшипниковая опора патрубков и отводящего тракта; 11 — пятиканальные пневмометрические векторные зонды; 12 — корпус стенда; 13 — вал ротора; 14 — гидротормоз

Fig. 2. Longitudinal section of Test Bench with model Exhaust unit «D-CB»:

1 — leveling tank; 2 — honeycomb; 3 — inflow tract; 4 — device for rotating the annular bush diffuser; 5 — struts; 6 — diagonal diffuser; 7 — collector box; 8 — outflow tract; 9 — rear roller support of the outlet pipe and outlet duct; 10 — front angular contact ball bearing support of branch pipe and outlet duct; 11 — five-channel pneumatic vector probes; 12 — Test Bench housing; 13 — rotor; 14 — hydro-brakes

3D-полей скоростей и параметров потока термометром FlowMaster и шестиканальным зондом United Sensor в выходном сечении 10–10. Подробное описание автоматизированной информационно-измерительной системы стенда представлено в [16].

Интегральные характеристики выходного тракта «Д–П»

По результатам экспериментальных исследований определялись следующие аэродинамические характеристики выходного тракта «Д–П»: коэффициент потерь блока «Д–П»

$$\zeta_{Д+П} = \frac{P_{2ср}^* - P_{10ср}^*}{P_{2ср} - P_{2ср}};$$

коэффициент потерь полного давления блока «Д–П»

$$\zeta_{Д+П}^* = \frac{P_{2ср}^* - P_{10ср}^*}{P_{2ср}^* - P_{2ср}^*};$$

суммарный коэффициент восстановления давления в блоке «Д–П»

$$\zeta_{рД+П} = \frac{P_{10ср} - P_{2ср}}{P_{2ср}^* - P_{2ср}};$$

коэффициент потерь диффузора

$$\zeta_{Д} = \frac{P_{2ср}^* - P_{9ср}^*}{P_{2ср} - P_{2ср}};$$

коэффициент потерь полного давления в диффузоре

$$\zeta_{Д}^* = \frac{P_{2ср}^* - P_{9ср}^*}{P_{2ср}^* - P_{2ср}^*};$$

суммарный коэффициент восстановления давления в диффузоре

$$\zeta_{рД} = \frac{P_{9ср} - P_{2ср}}{P_{2ср}^* - P_{2ср}};$$

распределение местных значений коэффициента восстановления давления в диффузоре по окружности

$$C_{рД_i} = \frac{P_9(\theta_i) - P_2(\theta_i)}{P_2^*(\theta_i) - P_2(\theta_i)},$$

где θ_i — угловая координата (см. схему измерений), принимавшая фиксированные значения в пределах от 0 до 180°;

распределение местных значений коэффициента восстановления давления по корневому ($C'_p = f(L_j, \theta_i)$) и периферийному ($C''_p = f(L_j, \theta_i)$) обводам диффузора для различных фиксированных значений угловой координаты θ_i ,

$$C'_{рД_i}(L_j, \theta_i) = \frac{P'_j(\theta_i) - P_2(\theta_i)}{P_2^*(\theta_i) - P_2(\theta_i)};$$

$$C''_{рД_i}(L_j, \theta_i) = \frac{P''_j(\theta_i) - P_2(\theta_i)}{P_2^*(\theta_i) - P_2(\theta_i)};$$

где j — номер контрольного измерительного сечения пристеночных давлений в диффузоре.

Результаты эксперимента

Распределения локальных периферийных C''_p и прикорневых C'_p значений коэффициента восстановления $C_{р_i}$ по осевой координате диффузора при числе Маха $M_{с2} = 0,30$ для различных значений угла θ представлены на рис. 4.

Сопоставление полученных при разных углах θ_i распределений $C_{р_i}$ показывает существенное потенциальное влияние неосимметричности выходного патрубка на рабочий процесс в диффузоре. Обращает на себя внимание также заметное влияние силовых стоек на характер восстановления давления в потоке на этом участке диффузора ($z = 0,1-0,23$ м).

Окружное распределение осевой составляющей числа M_{2z} во входном сечении диффузора представлено на рис. 5. Следует обратить внимание на локальное увеличение расхода в области углов 135–180°. Падение расходной составляющей скорости в области от 180° до 135° объясняется обратным влиянием процесса развития вихревой структуры в выходном сечении диффузора у периферийного обвода. Дальнейшая стабилизация расходной составляющей скорости связана с увеличением проходного сечения патрубка, которое компенсирует указанное развитие вихревой структуры. Подобные явления были исследованы в работе [17].

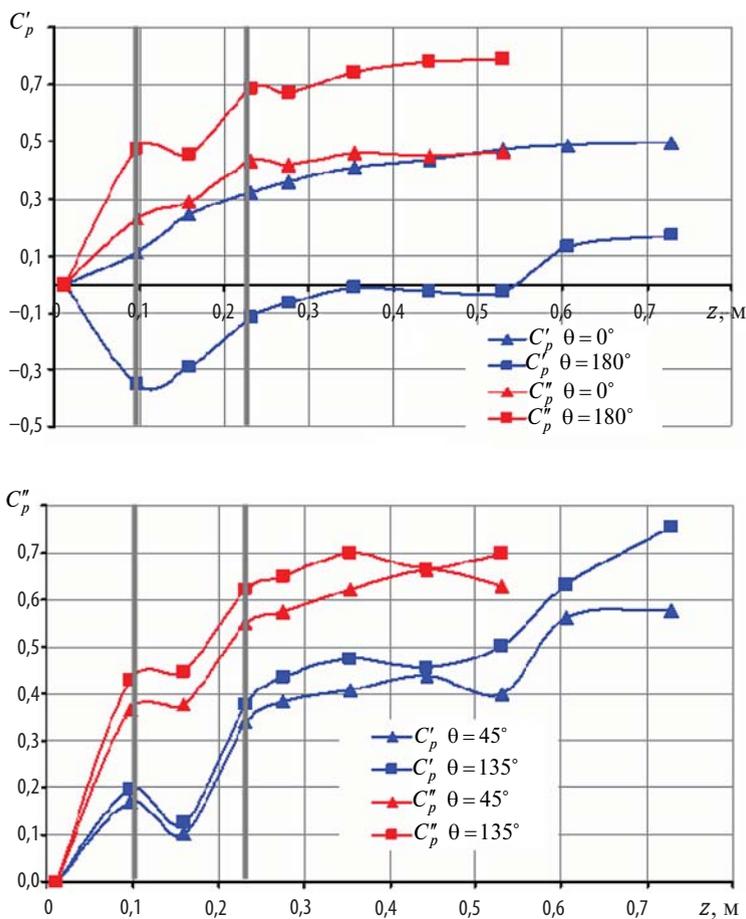


Рис. 4. Распределения коэффициентов восстановления давления C'_p и C''_p по длине диффузора для разных значений угла θ (0; 45°; 135°; 180°)

Figure 4. Pressure recovery coefficient distribution on the diffuser length for angles θ (0; 45°; 135°; 180°)

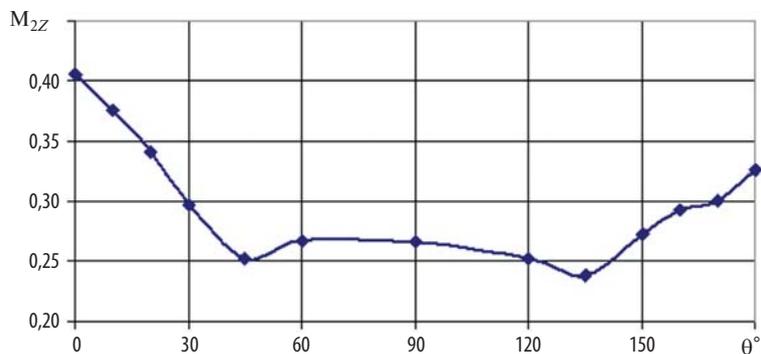


Рис. 5. Окружное распределение осевой составляющей числа M_{2z} во входном сечении диффузора

Figure 5. Circumferential distribution of Mach number axial component at the diffuser Inlet

Существенное возрастание \bar{M}_{2z} от величины 0,25 до 0,41 в области $\theta = 45-0^\circ$ связано с расположением этого сегмента напротив выходного сечения патрубка, что обеспечивает для этой части потока минимальные потери давления. Изменение параметров потоков по радиусу в сечении 2–2 при $\theta = 0^\circ$ и $\theta = 45^\circ$ (рис. 6 и 7) также показывает заметное обратное влияние вихреобразований.

Результаты траверсирования потока в выходном сечении 10–10 патрубка представлены в виде поля векторов скоростей. Характерной чертой потока в этом сечении является существенная неравномерность поля скоростей (рис. 8, б), вызванная интенсивными вихревыми течениями, возникающими при выходе из диффузора и сохраняющимися в выходном сечении 10–10 патрубка (рис. 8, а). Такая неравномерность

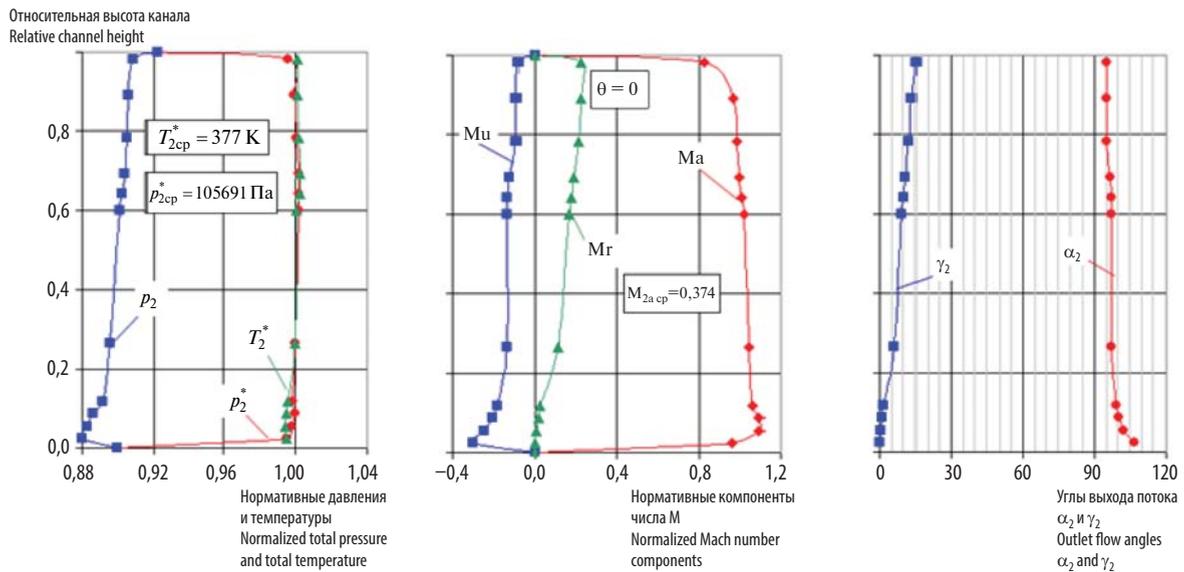


Рис. 6. Изменение параметров потоков по радиусу в сечении 2–2 при $\theta_i = 0^\circ$

Fig. 6. Parameters change of stream on radius at section 2–2 for $\theta_i = 0^\circ$

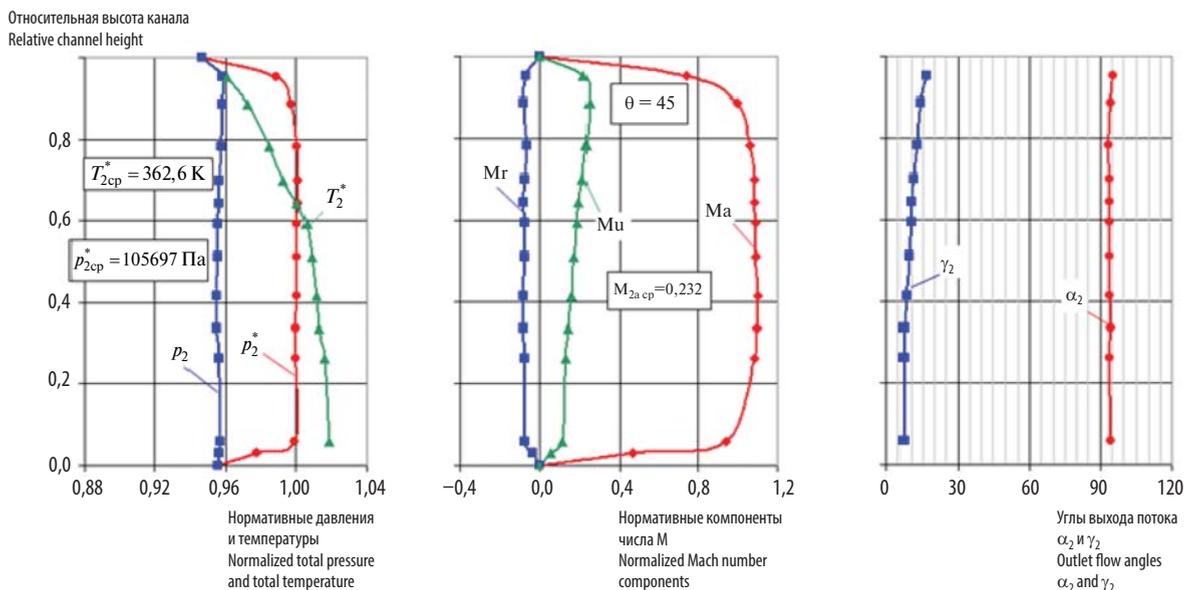


Рис. 7. Изменение параметров потоков по радиусу в сечении 2–2 при $\theta_i = 45^\circ$

Fig. 7. Parameters change of stream on radius at section 2–2 for $\theta_i = 45^\circ$

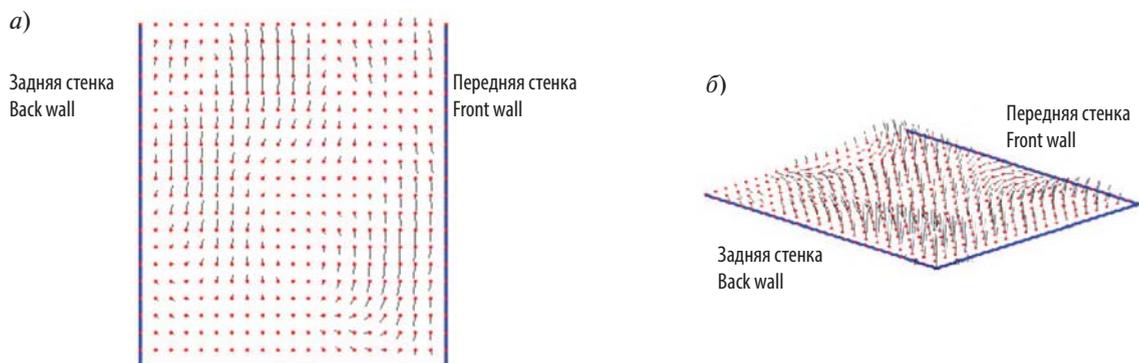


Рис. 8. Векторное поле скоростей потока в выходном сечении 10–10 блока «Д–П»: а — вид против потока; б — аксонометрический вид

Bild. 8. Flow vector field of velocities at the outlet section 10–10 of the block «D–CB»: а — a kind against the flow; б — axonometric view

очевидно приведет к диссипации кинетической энергии потока при дальнейшем течении.

По результатам испытаний определены интегральные аэродинамические характеристики блока «Д–П»:

$$\zeta_{д+п} = 0,44; \quad C_{p,д+п} = 0,56;$$

$$\zeta_{д} = 0,39; \quad C_{p,д} = 0,61.$$

Эффективность диффузора, соответствующая 61 % входной кинетической энергии, позволяет сделать вывод о возможности повышения его качества за счет совершенствования организации потока в области поворота от диагонального направления к радиальному. Основная часть кинетической энергии (39 %) диссипируется в проточной части диффузора в результате трения и вихреобразования при течении в пространстве, а также предполагаемых срывных явлений в диффузоре непосредственно за силовыми стойками. В выходном патрубке потери составляют всего лишь 5 % кинетической энергии на входе в диффузор. Общий коэффициент потерь в системе «Д–П» — $\zeta_{д+п} = 0,44$.

Выводы

Полученные экспериментальные данные по структуре 3D-потока в проточной части блока «Д–П» имеют общую научно-практическую ценность. Они показывают, что во всей области течение рабочей среды имеет выраженный трехмерный вихревой характер. Установлено существенное потенциальное влияние одностороннего отвода рабочей среды с помощью патрубка на окружающую неравномерность потока во вход-

ном сечении диффузора. Это воздействие приводит к усложнению течения в диффузоре, особенно в области силовых стоек.

Подробная структура потока может быть определена только с помощью численного моделирования. При этом очевидно, что достоверность CFD модели достигается только путем ее валидирования по экспериментальным данным, которые приведены в статье.

Уровень коэффициента восстановления давления $C_{p,д+п} = 0,56$ показывает, что испытанный блок «Д–П» обладает резервом для улучшения его аэродинамических характеристик. Основным источником потерь в подобных трактах являются силовые стойки диффузора и недостаточно аэродинамически совершенная организация проточной части в выходной радиальной области диффузора. Следовательно, снижение потерь как в периферийной, так и в корневой области может быть достигнуто за счет специального профилирования диагональной части диффузора в области силовых стоек, а также путем совершенствования выходного диагонально-радиального участка диффузора.

Отрыв потока от периферийного обвода диффузора при выходе сопровождается образованием торцевого вихря по всей окружности указанного обвода. Отрывные явления имеют нестационарный характер и вызывают интенсивные акустические и силовые воздействия на корпус диффузора. Для определения амплитудно-частотной характеристики такого воздействия требуются специальные измерения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Фаворский О.Н.** Газотурбинные установки в энергетике — важнейший путь экономии топливно-энергетических ресурсов России // *Двигатель*. 2011. № 3. С. 2–5.
2. **Гончаров В.В.** ГТУ средней мощности фирмы SIEMENS // *Энергохозяйство за рубежом*. 2013. № 3 (268). С. 21–26.
3. **Гончаров В.В.** ГТУ средней мощности фирм GENERAL ELECTRIC и ROLLS-ROYCE // *Энергохозяйство за рубежом*. 2013. № 4 (269). С. 17–21.
4. **Грибин В.Г., Дмитриев С.С., Парамонов А.Н.** Аэродинамическое совершенствование осерадиального диффузорного выходного патрубка газотурбинной установки // *Вестник МЭИ*. 2015. № 2. С. 44–49.
5. **Григорьев Е.Ю., Хазов П.С.** Совершенствование работы выхлопных патрубков газотурбинных установок // *Состояние и перспективы развития электро- и теплотехнологии. XVIII Бенардосовские чтения: материалы международной научно-технической конференции*. 2015. С. 41–44.
6. **Bernier V.C., Ricklick M., Karat J.S.** Impact of a Collector Box on the Pressure Recovery of an Exhaust Diffuser System // *ASME 2011. Paper № GT2011–46455*
7. **Зарянкин А.Е., Григорьев Е.Ю., Роголев А.Н., Гаранин И.В.** Исследование и аэродинамическое совершенствование выхлопного патрубка цилиндра низкого давления паровой турбины // *Вестник Ивановского государственного энергетического университета*. 2017. № 2. С. 18–26.
8. **Сидоров А.А., Голиков А.С.** Экспериментальные исследования неоднородности давления в модели выходного патрубка паровой турбины малой мощности // *Вестник Московского государственного технического университета имени Н.Э. Баумана. Серия: Машиностроение*. 2014. № 5. С. 25–32.
9. **Сидоров А.А., Голиков А.С., Полникова Т.В.** Влияние диффузора на окружающую неравномерность давления газа в выходном патрубке турбины // *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*. 2015. № 6. С. 20–25.
10. **Hirshmann A., Volkmer S., Schatz M., Finzel C., Casey M., Montgomery M.** Influence of the Total Pressure Profile on the Performance of Axial Gas Turbine Diffuser // *ASME 2010, Paper № GT2010–22481*.
11. **Kluss D., Wiedermann A., Stoff H.** Effect of Wakes and Secondary Flow on Re-attachment of Turbine Exit Annular Diffuser Flow // *ASME 2008. Paper № GT2008–50211*.
12. **Sieker O., Seume J.R.** Effects of Rotating Blade Wakes on Separation and Pressure Recovery in Turbine Exhaust Diffuser // *ASME 2008. Paper № GT2008–50788*.
13. **Fleige H.-U., Rless W., Seume J.R.** Swirl and Tip Flow Interaction with Struts in Axial Diffuser // *ASME 2002. Paper № GT2002–30491*.
14. **Kuschel M., Seume J.R.** Influence of Unsteady Turbine Flow on the Performance of an Exhaust Diffuser // *ASME 2011. Paper № GT2011–45673*.
15. **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.
16. **Черников В.А., Семакина Е.Ю.** Выходные тракты турбин. Методика экспериментального исследования и численного моделирования: учебное пособие / СПбПУ, ИЭиТС, кафедра «Турбины, гидромашины и авиационные двигатели». — Электрон. текстовые дан. (1 файл : 5,49 Мб). Санкт-Петербург, 2015. <URL:<http://elib.spbstu.ru/dl/2/7704.pdf>>
17. **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.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

СЕМАКИНА Елена Юрьевна — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: g.semakinalena@gmail.com

ХОАНГ Чунг Ван — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: fjjhoangchung@gmail.com

ЧЕРНИКОВ Виктор Александрович — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: chern@pef.spbstu.ru

REFERENCES

1. **Favorskiy O.N.** Gazoturbinnyye ustanovki v energetike — vazhneyshiy put ekonomii toplivno-eyenrgeticheskikh resursov Rossii. *Dvigatel*. 2011. № 3. S. 2–5. (rus.)
2. **Goncharov V.V.** GTU sredney moshchnosti firmy SIEMENS. *Energokhozyaystvo za rubezhom*. 2013. № 3 (268). S. 21–26. (rus.)

3. **Goncharov V.V.** GTU sredney moshchnosti firm GENERAL ELECTRIC i ROLLS-ROYCE. *Energokhozyaystvo za rubezhom*. 2013. № 4 (269). S. 17–21. (rus.)
4. **Gribin V.G., Dmitriyev S.S., Paramonov A.N.** Aerodinamicheskoye sovershenstvovaniye oseradialnogo difuzornogo vykhodnogo patrubka gazoturbinnoy ustanovki. *Vestnik MEI*. 2015. № 2. S. 44–49. (rus.)
5. **Grigoryev Ye.Yu., Khazov P.S.** Sovershenstvovaniye raboty vykhlopnykh patrubkov gazoturbinnyykh ustanovok. *Sostoyaniye i perspektivy razvitiya elektro- i teplotekhnologii XVIII Benardosovskiy chteniya: materialy mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii*. 2015. S. 41–44. (rus.)
6. **Bernier B.C., Ricklick M., Kapat J.S.** Impact of a Collector Box on the Pressure Recovery of an Exhaust Diffuser System. *ASME*. 2011, Paper № GT2011–46455.
7. **Zaryankin A.Ye., Grigoryev Ye.Yu., Rogalev A.N., Garanin I.V.** Issledovaniye i aerodinamicheskoye sovershenstvovaniye vykhlopnogo patrubkatsilindra nizkogo davleniya parovoy turbiny. *Vestnik Ivanovskogo gosudarstvennogo energeticheskogo universiteta*. 2017. № 2. S. 18–26. (rus.)
8. **Sidorov A.A., Golikov A.S.** Eksperimentalnyye issledovaniya neodnorodnosti davleniya v modeli vykhodnogo patrubka parovoy turbiny maloy moshchnosti. *Vestnik Moskovskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta imeni N.E. Bauman*. Seriya: *Mashinostroyeniye*. 2014. № 5. S. 25–32.
9. **Sidorov A.A., Golikov A.S., Polnikova T.V.** Vliyaniye diffuzora na okruzhnyuyu neravnomernost davleniya gaza v vykhodnom patrubke turbiny. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Mashinostroyeniye*. 2015. № 6. S. 20–25. (rus.)
10. **Hirshmann A., Volkmer S., Schatz M., Finzel C., Casey M., Montgomery M.** Influence of the Total Pressure Profile on the Performance of Axial Gas Turbine Diffuser. *ASME*. 2010. Paper № GT2010–22481.
11. **Kluss D., Wiedermann A., Stoff H.** Effect of Wakes and Secondary Flow on Re-attachment of Turbine Exit Annular Diffuser Flow. *ASME*. 2008, Paper № GT2008–50211.
12. **Sieker O., Seume J.R.** Effects of Rotating Blade Wakes on Separation and Pressure Recovery in Turbine Exhaust Diffuser. *ASME*. 2008, Paper № GT2008–50788.
13. **Fleige H.-U., Rless W., Seume J.R.** Swirl and Tip Flow Interaction with Struts in Axial Diffuser. *ASME*. 2002. Paper № GT2002–30491.
14. **Kuschel M., Seume J.R.** Influence of Unsteady Turbine Flow on the Performance of an Exhaust Diffuser. *ASME*. 2011. Paper № GT2011–45673.
15. **Chernikov V.A., Semakina Ye.Yu.** Universalnyy stend dlya eksperimentalnykh issledovaniy aerodinamiki vykhodnykh i perekhodnykh traktov stacionarnykh turbin v bloke s turbinnymi stupenyami: metodika i rezultaty eksperimentov. *Gazoturbinnyye tekhnologii*. 2015. (rus.)
16. **Chernikov V.A., Semakina Ye.Yu.** Vykhodnyye trakty turbin. Metodika eksperimentalnogo issledovaniya i chislennogo modelirovaniya: uchebnoye posobiye / SPbPU, IEiTS, Kafedra «Turbiny, gidromashiny i aviatsionnyye dvigateli». Elektron. tekstovyye dan. (1 fayl : 5,49 Mb). Sankt-Peterburg, 2015. URL: <http://elib.spbstu.ru/dl/2/7704.pdf> (rus.)
17. **Lisyanskiy A.S., Rassokhin V.A., Semakina Ye.Yu., Chernikov V.A.** Optimizatsiya vykhodnogo patrubka TsND moshchnoy parovoy turbiny na baze eksperimentalnykh issledovaniy. *Nauchno-tekhnicheskkiye vedomosti SPbGPU. Nauka i obrazovaniye*. 2012. № 2 (147). T. 1. S. 48–56. (rus.)

AUTHORS

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

HOANG Van Chung — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: fjfhhoangchung@gmail.com

CHEJNIKOV Victor A. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: chern@pef.spbstu.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 9 июня 2017 г.



DOI: 10.18721/JEST.230306

УДК 621.311.25

В.В. Легкоступова, А.В. Судаков

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

МОДЕРНИЗАЦИЯ СЕПАРАТОРОВ-ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЕЙ ЭНЕРГОБЛОКОВ АЭС С РЕАКТОРАМИ ВВЭР

Надежная работа сепараторов-пароперегревателей (СПП) — один из факторов, определяющих надежность влажнопаровых турбин в целом. На основе анализа существующих конструкций и опыта эксплуатации отечественных и зарубежных СПП были выявлены основные недостатки конструкций СПП. Предложены рекомендации по модернизации существующих и созданию перспективных конструкций СПП. В статье предлагается проект модернизации конструкций СПП-220М и СПП-1000, эксплуатируемых на действующих энергоблоках АЭС соответственно с реакторами ВВЭР-440 и ВВЭР-1000. Отличительной особенностью предлагаемого проекта является то, что он может быть реализован в «старом» или новом корпусе, который идентичен исходному. Для обоснования проекта проведены теплогидравлические расчеты и сравнение технических характеристик конструкций до и после модернизации. Подтверждением эффективности и целесообразности предлагаемого проекта также служит положительный опыт модернизации СПП на финской АЭС Ловииса, выполненной немецкой фирмой Balcke Durr. Основные положения по модернизации идентичны предлагаемому проекту.

СЕПАРАТОР-ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЬ (СПП); ТУРБОУСТАНОВКА; ВОДО-ВОДЯНОЙ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ РЕАКТОР (ВВЭР); АТОМНАЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ СТАНЦИЯ (АЭС); МОДЕРНИЗАЦИЯ.

Ссылка при цитировании:

В.В. Легкоступова, А.В. Судаков. Модернизация сепараторов-пароперегревателей энергоблоков АЭС с реакторами ВВЭР // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 61–73. DOI: 10.18721/JEST.230306

V.V. Legkostupova, A.V. Sudakov

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

MODERNIZATION OF MOISTURE SEPARATOR REHEATERS IN NUCLEAR POWER UNITS WITH VVER REACTORS

One of the factors responsible for the reliable operation of wet steam turbines is the safe operation of the moisture separator steam reheaters (MSR). Based on the analysis of existing designs and operational experience of domestic and foreign MSRs, the main disadvantages of MSR constructions were identified. Recommendations on modernizing the existing models and creating advanced MSR constructions are proposed. The project of the modernized constructions SPP-220M and SPP-1000, used at operating NPP units with the VVER-440 and VVER-1000 reactors, is presented. A distinctive feature of the proposed project is that it can be implemented in the «old» or new case, which is identical to the original. Thermal-hydraulic calculations and the comparison of technical characteristics of constructions before and after the upgrade were carried out to justify the project. The positive experience of MSR modernization in the Loviisa NPP (Finland) also confirms the effectiveness and feasibility of the proposed modernization project. MSR modernization was made by the German firm Balcke Durr. The main provisions of the modernization are identical to the proposed project.

MOISTURE SEPARATOR-STEAM REHEATERS (MSR); TURBINE; WATER-WATER ENERGETIC REACTOR (VVER); NUCLEAR POWER PLANT (NPP); MODERNIZATION.

Citation:

V.V. Legkostupova, A.V. Sudakov, Modernization of moisture separator reheaters in nuclear power units with VVER reactors, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 61–73, DOI: 10.18721/JEST.230306

Введение

В настоящее время на атомных электрических станциях (АЭС) в мире эксплуатируется 23 энергоблока с реакторами ВВЭР-440 и 36 энергоблоков с реакторами ВВЭР-1000. На турбинах этих энергоблоков используются сепараторы-пароперегреватели СПП-220М и СПП-1000, предназначенные для сепарации и перегрева влажного пара, поступающего из цилиндра высокого давления (ЦВД), с целью предотвращения повышенного эрозионного износа цилиндра низкого давления (ЦНД).

СПП-220М и СПП-1000 (рис.1) разрабатывались и изготавливались Подольским машиностроительным заводом (ЗиО) в 1970–80-х годах [1–3]. Конструкция аппаратов унифицирована. Основное ее достоинство — модульность: сепараторы набираются из унифицированных сепарационных блоков, пароперегреватель — из унифицированных пароперегревательных мо-

дулей. Это позволяет при необходимости заглушать отдельные модули без остановки турбины.

Но у такой конструкции есть и недостатки: боковой подвод греющего пара, что приводит к неравномерному распределению пара по блокам, перегрузке блоков, расположенных под входным патрубком и за выходным патрубком; итогом всего перечисленного становится неэффективная сепарация пара;

расположение сепаратора над пароперегревателем, из-за чего при неэффективной сепарации пара и проносе влаги в пароперегреватель происходят термоусталостные повреждения и коррозионное растрескивание труб разводки греющего пара и труб поверхности нагрева.

В настоящей статье предлагается проект модернизации конструкций СПП-220М и СПП-1000. Принципиальные конструкции СПП-220М и СПП-1000 идентичны, отличаются только геометрическими размерами, поэтому

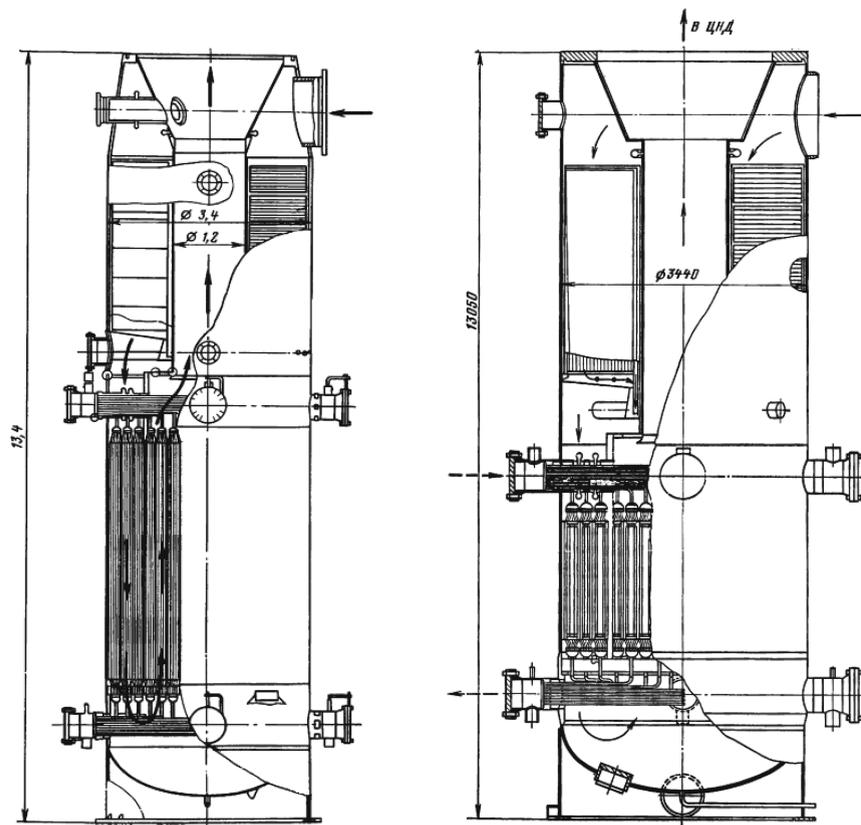


Рис. 1. Конструкции сепараторов-пароперегревателей:
а — СПП-220М; б — СПП-1000

Fig. 1. Design of moisture separator-reheaters:
а — SPP-220M; б — SPP-1000

проекты модернизированных конструкций аналогичны. Цель работы — достичь проектных параметров пара после СПП и увеличить надежность самого СПП.

Рекомендации по созданию перспективных конструкций СПП

В результате анализа существующих конструкций и опыта эксплуатации отечественных и зарубежных СПП сделан вывод об основных конструкционных недостатках, оказывающих значительное влияние на эффективную и надежную работу как СПП, так и турбины в целом [4]. К ним относятся:

- расположение сепаратора над поверхностью нагрева;

- боковой ввод влажного пара;

- несимметричная работа аппаратов и отдельных элементов;

- неравномерное распределение потоков пара как по скорости, так и по влажности как на входе в сепаратор, так и на входе в пароперегреватель;

- недостаточная эффективность сепараторов, приводящая к повреждениям (не только эрозийным, но и коррозионным и усталостным) элементов пароперегревателя и корпуса аппарата;

- непродуманная система слива сепарата, приводящая к захвату отсепарированным паром капель сепарата, образованию обратных токов сепарата;

- вибрация, прогиб и большие температурные разности в пароперегревательных трубках (особенно при горизонтальном расположении аппарата);

- недостаточная жесткость некоторых элементов СПП, приводящая к деформации и повреждению оборудования;

- образование трещин в элементах из нержавеющей стали под действием радиолитического кислорода пара одноконтурной АЭС.

С учетом отмеченного были разработаны рекомендации по созданию новых, перспективных конструкций СПП. Предложены:

- компоновка СПП с размещением сепаратора под пароперегревателем или сбоку от него;

- переход на применение трубных пучков с поперечным обтеканием труб паром и использованием труб с поперечным ребрением; при этом сохраняется кассетный способ компоновки трубного пучка [5];

- совершенствование входных камер с установкой устройств предсепарации влаги и специальных устройств (перфорированные листы или перегородки) для равномерного распределения подачи влажного пара на сепарационные блоки [6];

- установка предсепараторов перед СПП на ресиверах за ЦВД;

- переход к созданию системы пароперегрева, в которой вместо четырех СПП на турбоустановку будет два СПП (хотя данная рекомендация потребует произвести существенные изменения при компоновке турбоустановки в машинном зале);

- применение отдельных СПП — отдельно сепаратора и пароперегревателя;

- проектирование систем слива сепарата закрытого типа, предотвращающих возможность захвата отсепарированным паром капель сепарата, дальнейшего проноса его в пароперегреватель и образования возвратных токов;

- жесткое крепление элементов сепарационной части к корпусу аппарата;

- крепление труб в кассеты для пароперегревателя с учетом изменения температур по высоте труб (например, трубы в верхней и нижней трубных досках закрепляются вальцовкой с последующей обваркой; трубные доски закрываются сверху верхней и нижней крышками; в верхней камере кассеты устанавливается пароприемный дырчатый лист для гашения динамического напора поступающего в камеру пара; трубный пучок в кассете ограничен боковыми стенками, которые крепятся к верхней и нижней трубным доскам; по длине кассеты имеются дистанционирующие планки, крепящиеся к боковым стенкам);

- шайбование труб подвода греющего пара пароперегревателя.

Перечисленные принципы были реализованы в конструкции СПП для АЭС-2006 ОАО «НПО ЦКТИ имени И.И. Ползунова», описание и характеристики которой представлены в работе [7].

Описание модернизированных конструкций СПП-220М и СПП-1000

В настоящей статье предлагается проект модернизации конструкций СПП-220М и СПП-1000. Поскольку конструкции аппаратов унифицированы и отличаются только геометрическими размерами, модернизированные конструкции также аналогичны.

Основная особенность проекта в том, что он может быть реализован в новом корпусе, идентичном исходному. Это позволяет установить новые аппараты на старые фундаменты и сохранить существующую трассировку трубопроводов влажного и перегретого пара. Поэтому проект конструкции СПП может быть реализован с использованием как «старых» корпусов, так и в новом корпусе, идентичном исходному. Принципиально СПП состоит из сепаратора, расположенного в верхней части аппарата, и пароперегревателя, находящегося под ним. Общий вид СПП представлен на рис. 2*.

Сепарационная часть выполнена аналогично модернизированной сепарационной части СПП-500–1 [8]. Влажный пар поступает в СПП через входной патрубок сбоку в верхней части корпуса СПП и попадает во входную камеру. Из входной камеры пар поступает в кольцевой зазор между корпусом и сепарационными блоками (раздающий коллектор сепаратора). Шесть сепарационных блоков установлены в виде правильного шестигранника; они представляют собой параллелепипеды. Геометрические размеры сепарационных блоков: для СПП-220М — 1330 × 1268 × 270 мм; для СПП-1000 — 1330 × 2600 × 270 мм.

Каждый сепарационный блок содержит входной дырчатый лист, пакет жалюзийных элементов Powervanes фирмы Valcke Durr (на которых и осуществляется сепарация пара), выходной дырчатый лист и открытый коллектор для сбора отсепарированной влаги. Входные дырчатые листы имеют переменную степень перфорации для достижения равномерного распределения пара по сепарационным блокам и по поверхности сепарационного блока.

* См. диссертации:

Денисов К.Н. Расчетно-экспериментальное обоснование параметров и конструкции [Calculation-experimental substantiation of parameters and structure of MSR for the perspective units of NPP with VVER]: Дисс. ... канд. техн. наук, 05.14.03 / ОАО «НПО ЦКТИ им. И.И. Ползунова». Санкт-Петербург, 2015;

Егоров М.Ю. Разработка рекомендаций по повышению эффективности теплогидравлических процессов в сепараторах-пароперегревателях турбин АЭС на основе изучения опыта эксплуатации [Development of recommendation on increasing the efficiency of studing of operating experience]: Дисс. ... канд. техн. наук / СПбПУ. СПб., 2015.

Под сепарационными блоками расположен коллектор сбора сепарата, к которому подсоединяются патрубки отвода сепарата из корпуса СПП. Также имеется система патрубков и труб для отвода сепарата, сконденсировавшегося на нижнем перекрытии и стенах входной камеры (где для увеличения эффективности сепарации установлен дырчатый лист специальной конструкции), и сепарата, осевшего на полу раздающего коллектора. Пройдя сепарационные блоки, осушенный пар поступает в кольцевой зазор между ними и обечайкой вакуумной защиты трубопровода отвода перегретого пара. Далее осушенный пар следует в раздающий коллектор пароперегревателя.

В пароперегревателе сохранен кассетный принцип, что позволяет при необходимости отключить поврежденные кассеты без остановки турбины. Кассеты пароперегревателя выполнены в виде прямоугольных параллелепипедов, что позволяет получить компактную поверхность нагрева почти без промежутков между кассетами. Кассеты первой и второй ступеней пароперегревателя сгруппированы по 2 блока. По ширине каждого блока располагается 10 кассет, по глубине — 4. В первые два ряда кассет по ходу пара подается греющий пар первой ступени, во вторые два ряда — второй ступени. Кассеты обеих ступеней пароперегревателя содержат по 70 труб. Материал труб первого ряда кассет первой ступени — коррозионностойкая сталь 439 (08X17T). Остальные трубы пароперегревателя сделаны из стали 20 (20 K).

В кассетах пароперегревателя используются трубы, имеющие на поверхности теплообмена винтовое поперечное оребрение. Оребренная труба имеет следующие размеры: диаметр у основания ребер — 16,25 мм; диаметр гладких концов труб — 19 × 1,65 мм; высота ребер — 1,4 мм; толщина — 0,3 мм; шаг оребрения — 0,98 мм; коэффициент оребрения — 3,9. Трубы в кассете скомпонованы в шахматном порядке (по сторонам равностороннего треугольника) в 7 рядов (по 10 труб в ряду). Шаги труб S_1 и S_2 равны соответственно 22,8 и 19,7 мм. Масса труб в кассете равна примерно 241 кг.

Пространство между блоками кассет первой ступени пароперегревателя и корпусом СПП

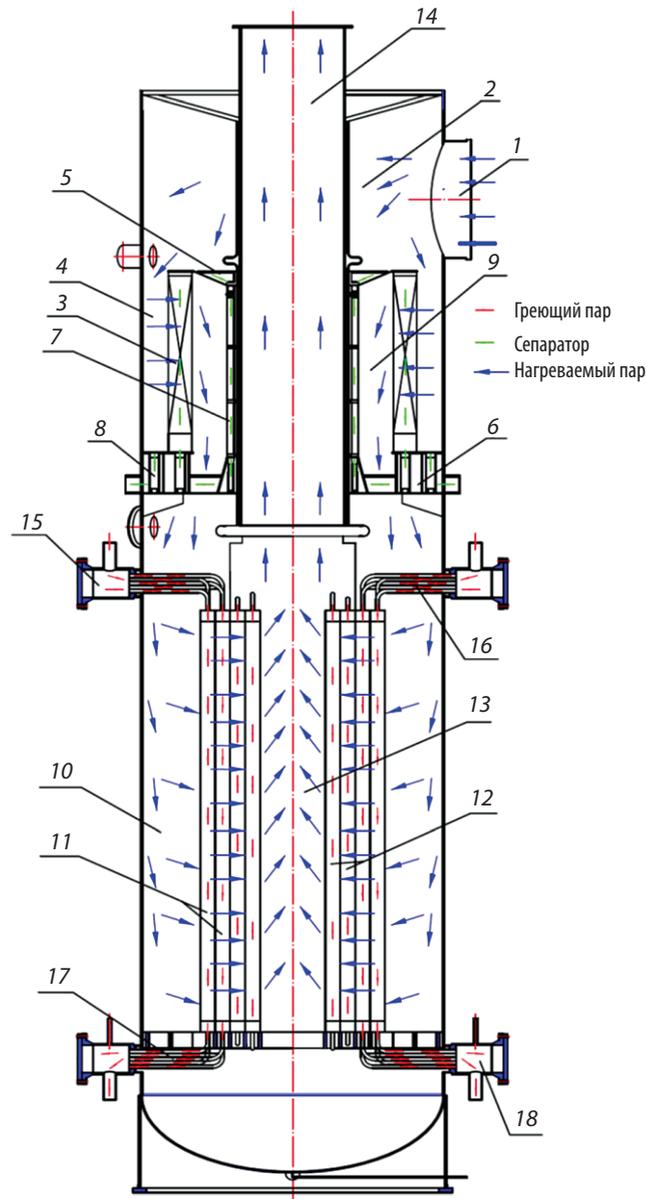


Рис. 2. Общий вид модернизированной конструкции СПП:

1 — входной патрубок; 2 — входная камера; 3 — сепарационные блоки; 4 — раздающий коллектор сепаратора; 5 — перекрытие входной камеры; 6 — коллектор сбора сепарата; 7 — трубы отвода сепарата с перекрытия входной камеры; 8 — трубы отвода сепарата с пола раздающего коллектора сепаратора; 9 — собирающий коллектор сепаратора; 10 — раздающий коллектор пароперегревателя; 11 — кассеты первой ступени пароперегревателя; 12 — кассеты второй ступени пароперегревателя; 13 — собирающий коллектор пароперегревателя; 14 — трубопровод выхода перегретого пара; 15 — раздающие камеры греющего пара; 16 — трубы подвода греющего пара к кассетам пароперегревателя; 17 — трубы отвода конденсата греющего пара; 18 — камеры сбора конденсата греющего пара

Fig. 2. General view of the upgraded design of MSR:

1 — inlet; 2 — camera input; 3 — separating blocks; 4 — distributing manifold of the separator; 5 — overlap of input camera; 6 — collector separators; 7 — drain pipe of the separator overlap with the inlet chamber; 8 — drain pipe separate from the floor of the distributing manifold of the separator; 9 — manifold separator; 10 — distributing manifold of the superheater; 11 — cassettes of the first stage superheater; 12 — cassette of the second stage reheater; 13 — manifold of the superheater; 14 — the pipeline output superheated steam; 15 — distributing chamber heating steam; 16 — pipe for supplying heating steam to the superheater magazines; 17 — pipe of the condensate heating steam; 18 — chamber of the condensate heating steam

служит раздающим коллектором (таким образом, в пароперегревателе имеется 2 раздающих коллектора). Пространство между блоками кассет второй ступени пароперегревателя образует собирающий коллектор. Перегретый пар после собирающего коллектора поступает в пространство над второй ступенью пароперегревателя и далее в выходной патрубков, соединяющийся с ресивером.

Результаты теплогидравлических расчетов

Для обоснования проектов были проведены теплогидравлические расчеты модернизированных конструкций [11]. Основные технические характеристики конструкций СПП-220М до и после модернизации представлены в табл. 1. В табл. 2 представлены основные технические характеристики конструкции СПП-1000 до и после модернизации.

Таблица 1

Основные теплогидравлические характеристики СПП-220М

Наименование	До модернизации	После модернизации
<i>Нагреваемый пар на входе в СПП</i>		
Расход, кг/с	136	486,5
Давление, МПа	0,304	0,3295
Температура, °С	136	136,1
Влажность на входе в СПП, %	13,0	13,0
<i>Греющий пар I-й ступени</i>		
Расход, кг/с	8,92	31,85
Давление, МПа	1,77	1,853
Температура, °С	206	208,6
Влажность на входе в ступень ПП, %	6,4	6,4
<i>Греющий пар II-й ступени</i>		
Расход, кг/с	7,50	25,6
Давление, МПа	4,22	4,227
Температура, °С	253	253,6
Влажность на входе в ступень ПП, %	0,5	0,5
Общая высота СПП, мм	13980	13980
Диаметр корпуса (внутренний), мм	3440	3440
Толщина стенки корпуса, мм	20	20
<i>Материал</i>		
Корпуса	Сталь 16ГС	Сталь 22К
Труб	Сталь 20	08Х17Т, Сталь 20
<i>Трубы пароперегревателя</i>		
Диаметр, мм	16 × 2	16,25 × 1,1
Длина, мм	4600	5050
Число, шт.	3478 / 3441	2800 / 2800
Количество кассет (модулей), шт.	94 / 93	40 / 40
Число труб в кассете, шт.	37	70
<i>Масса</i>		
Корпуса, т	22	22
Труб, т	22	19,3
Гидравлическое сопротивление СПП, Па	18100	13301
Суммарная потеря разделительного давления, %	5,95	3,95

Table 1

Basic thermal-hydraulic characteristics of SPP-220M

Name	Before modernization	After modernization
<i>Heated steam at the entrance to the MSR</i>		
Consumption, kg / s	136	486,5
Pressure, MPa	0,304	0,3295
Temperatur, °C	136	136,1
Humidity at the entrance, %	13,0	13,0
<i>Heating steam of the 1st stage</i>		
Consumption, kg / s	8,92	31,85
Pressure, MPa	1,77	1,853
Temperatur, °C	206	208,6
Moisture at the entrance to the stage, %	6,4	6,4
<i>Heating steam of the second stage</i>		
Consumption, kg / s	7,50	25,6
Pressure, MPa	4,22	4,227
Temperatur, °C	253	253,6
Moisture at the entrance to the stage, %	0,5	0,5
Total height of SPP, mm	13980	13980
Case diameter (inner), mm	3440	3440
Wall thickness, mm	20	20
<i>Material</i>		
Case	Steel 16GS	Steel 22K
Pipes	Steel 20	08X17T, Steel 20
<i>Steam reheaters pipes</i>		
Diameter, mm	16 × 2	16,25 × 1,1
Length, mm	4600	5050
Number, pcs.	3478 / 3441	2800 / 2800
Number of cassettes (modules), pcs.	94 / 93	40 / 40
Number of tubes in the cassette, pcs.	37	70
<i>Weight</i>		
Shells, t	22	22
Pipes, t	22	19,3
Hydraulic resistance of MSR, Pa	18100	13301
Total loss of separation pressure, %	5,95	3,95

Таблица 2

Основные теплогидравлические характеристики СПП-1000

Наименование	До модернизации	После модернизации
<i>Нагреваемый пар на входе в СПП</i>		
Расход, кг/с	328	337,36
Давление, МПа	1,15	1,149
Температура, °С	185	198
Влажность на входе в СПП, %	11,6	12,8
<i>Греющий пар I-й ступени</i>		
Расход, кг/с	13,7	13,574
Давление, МПа	2,6	2,812
Температура, °С	228	230,04
Влажность на входе в ступень ПП, %	0,9	0,9
<i>Греющий пар II-й ступени</i>		
Расход, кг/с	17,7	19,238
Давление, МПа	5,6	6,0
Температура, °С	272	274,3
Влажность на входе в ступень ПП, %	0,5	0,5
Общая высота СПП, мм	13350	13350
Диаметр корпуса (внутренний), мм	3440	3440
Толщина стенки корпуса, мм	20	20
<i>Материал</i>		
Корпуса	Сталь 22К	Сталь 22К
Труб	Сталь 20	08Х17Т, Сталь 20
<i>Трубы пароперегревателя</i>		
Диаметр, мм	16 × 2	16,25 × 1,1
Длина, мм	4600	5050
Число, шт.	2960 / 3959	2800 / 2800
Количество кассет (модулей), шт.	80 / 103	40 / 40
Число труб в кассете, шт.	37	70
<i>Масса</i>		
Корпус, т	40	40
Трубы, т	22	19,3
Гидравлическое сопротивление СПП, Па	33400	21410
Суммарная потеря разделительного давления, %	2,9	1,864

Table 2

Basic thermal-hydraulic characteristics of SPP-1000

Name	Before modernization	After modernization
<i>Heated steam at the entrance to the MSR</i>		
Consumption, kg / s	328	337,36
Pressure, MPa	1,15	1,149
Temperatur, °C	185	198
Humidity at the entrance, %	11,6	12,8
<i>Heating steam of the 1st stage</i>		
Consumption, kg / s	13,7	13,574
Pressure, MPa	2,6	2,812
Temperatur, °C	228	230,04
Moisture at the entrance to the stage, %	0,9	0,9
<i>Heating steam of the second stage</i>		
Consumption, kg / s	17,7	19,238
Pressure, MPa	5,6	6,0
Temperatur, °C	272	274,3
Moisture at the entrance to the stage, %	0,5	0,5
Total height of SPP, mm	13350	13350
Case diameter (inner), mm	3440	3440
Wall thickness, mm	20	20
<i>Material:</i>		
Case	Steel 22K	Steel 22K
Pipes	Steel 20	08X17T, Steel 20
<i>Steam reheaters pipes</i>		
Diameter, mm	16 × 2	16,25 × 1,1
Length, mm	4600	5050
Number, pcs.	2960 / 3959	2800 / 2800
Number of cassettes (modules), pcs.	80 / 103	40 / 40
Number of tubes in the cassette, pcs.	37	70
<i>Weight</i>		
Shells, t	40	40
Pipes, t	22	19,3
Hydraulic resistance of MSR, Pa	33400	21410
Total loss of separation pressure, %	2,9	1,864

Модернизированная конструкция позволяет снизить массу аппарата на 12,27 %. При этом происходит существенное снижение гидравлического сопротивления: на 26,51 % для СПП-220М и на 35,9 % для СПП-1000.

Опыт модернизации СПП — 500—1 на АЭС с реакторами РБМК-1000 показал, что даже при расположении сепаратора над поверхностью нагрева есть возможность получить надежный и эффективный СПП [10–12]. Принципиально конструкции СПП-220М, СПП-500—1 и СПП-1000 имеют схожую схему движения пара. Отличие только в геометрических размерах

и конструктивном исполнении кассет пароперегревателя: пароперегреватель СПП-500—1 выполнен из гладких труб из стали 08Х18Н10Т, пароперегреватели СПП-220М и СПП-1000 — из оребренных труб из стали 20 [13].

Модернизация СПП АЭС Ловииса

В 2015 году немецкая фирма Balcke Durr начала работу по модернизации СПП на АЭС Ловииса (Финляндия), проект который предусматривает замену СПП на вариант модернизированной конструкции (рис. 3).

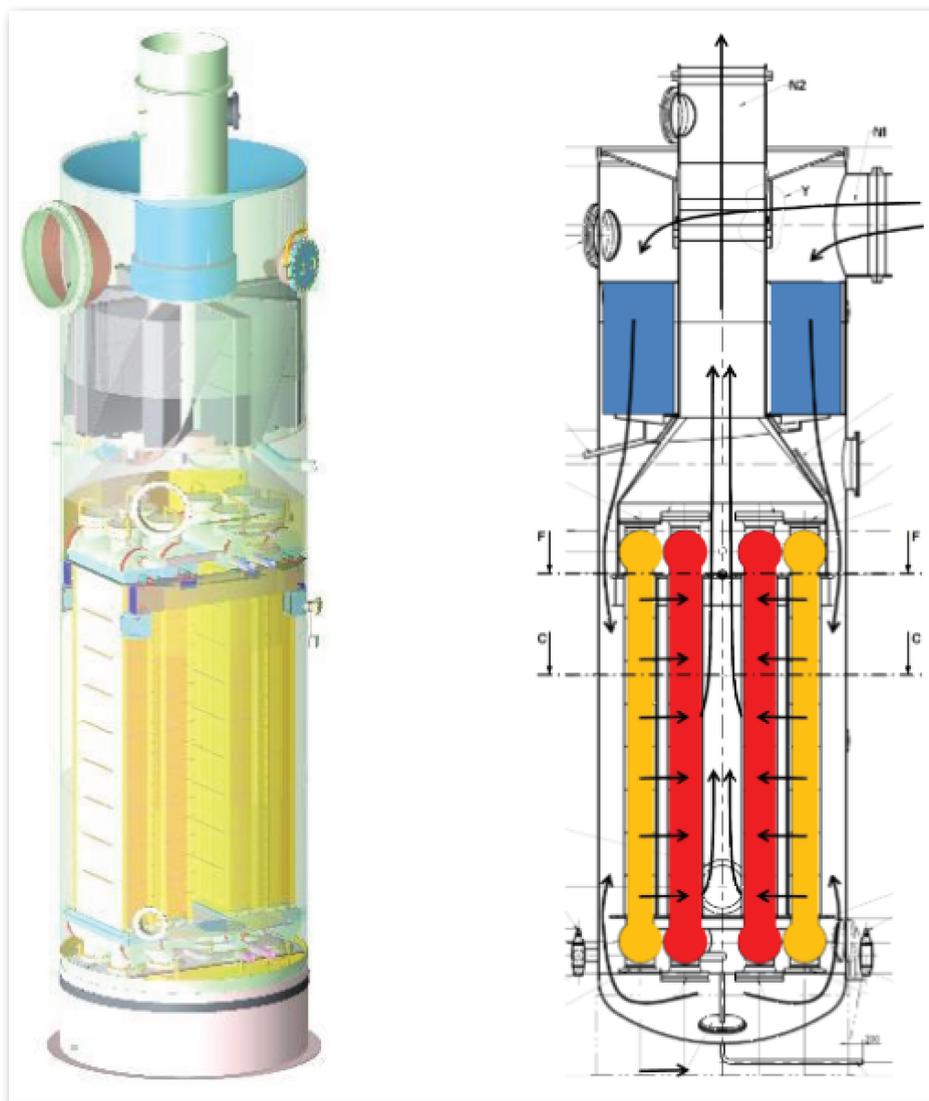


Рис. 3. СПП фирмы Balcke Durr для АЭС Ловииса

Fig. 3. MSR of the firm Balcke Durr for Loviisa NPP

Общие положения в проектах по модернизации следующие:

СПП выполняются в новом корпусе, идентичном исходному;

в сепараторе используются высокоэффективные пакеты жалюзийных элементов;

кассеты пароперегревателя имеют прямоугольное сечение и сгруппированы по два блока.

Основные различия между проектами — в компоновке сепарационных блоков и принципиальной конструкции кассет пароперегревателя.

Основные результаты модернизации СПП: остались неизменными внешние габариты СПП, присоединительные размеры и расположение присоединительных патрубков;

сохранилась существующая трассировка трубопроводов подвода влажного пара и отвода перегретого пара;

новый СПП рассчитан на тепловую мощность 1500 МВт, а также на эксплуатацию при увеличении мощности блока до 1600 МВт;

высокоэффективные сепарационные блоки обеспечивают остаточную влажность пара на уровне 0,3–0,5 %;

в пароперегревателе используются трубки с низким оребрением из эрозионностойких материалов (сталь 1.4510 (X3CrTi17) с высокой термостойкостью и устойчивостью к тепловому растрескиванию);

вес оборудования снижен на 17 т и составил 90 т.

На станцию новые СПП были доставлены уже готовыми к монтажу, что позволило осуще-

ствить монтаж двух СПП на каждом из энергоблоков соответственно за 14 и 17 дней. Уже произведен монтаж шести из восьми СПП. Монтаж последних двух СПП запланирован в период ремонтов ППР в 2017 году. Ожидается прирост мощности на 1,0–1,5 МВт.

Эксплуатация модернизированных конструкций СПП на АЭС Ловииса подтвердила целесообразность и эффективность модернизации конструкций СПП-220М и СПП-1000, предложенной авторами статьи.

Выводы

На базе анализа опыта эксплуатации и конструкций отечественных и зарубежных СПП были разработаны рекомендации по созданию новых перспективных конструкций СПП.

Предложен проект модернизации конструкций СПП-220М и СПП-1000, эксплуатируемых на действующих энергоблоках АЭС соответственно с реакторами ВВЭР-440 и ВВЭР-1000.

Целесообразность предлагаемого проекта по модернизации обоснована результатами теплогидравлических расчетов и сравнением технических характеристик конструкций до и после модернизации.

Подтверждением основных положений предлагаемой модернизации СПП является положительный опыт модернизации СПП АЭС Ловииса, выполненной фирмой Valcke Durr, основные принципы которой идентичны предлагаемым.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Филиппов Г.А., Поваров О.А. Сепарация влаги в турбинах АЭС. М.: Энергия, 1980. 320 с.
2. Машиностроение. Энциклопедия. Турбинные установки. Т.IV-19 / В.А. Рассохин, Л.А. Хоменок, В.Б. Михайлов [и др.], под ред. Ю.С. Васильева. М.: Машиностроение, 2015. 1030 с.
3. Агеев А.Г., Карасев В.Б., Серов И.Т. [и др.]. Сепарационные устройства АЭС. М.: Энергоиздат, 1982. 169 с.
4. Судаков А.В., Легкоступова В.В. Сепараторы-пароперегреватели зарубежных фирм. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2015. 103 с.
5. Egorov M., Gotovsky M., Sudakov A., Fedorovich E. Heat transfer effectiveness in coiled type superheater of steam separator-reheater for turbines of nuclear power plants // Proceedings of the Baltic Heat Transfer Conference. 2015. P. 195–200.
6. Готовский М.А., Егоров М.Ю., Федорович Е.Д. Использование закрученных потоков и вихревых течений теплоносителей в перспективных конструкциях промежуточных сепараторов-пароперегревателей турбин АЭС // Труды пятой международной конференции «Тепломассообмен и гидродинамика в закрученных потоках». Казань: Изд-во КНИТУ-КАИ, 2015. С. 63–74.
7. Судаков А.В., Силин В.В., Марнич А.М. Сепаратор-пароперегреватель для перспективных блоков АЭС с ВВЭР // Надежность и безопасность энергетики. 2011. № 1(12). С.66–70.
8. Судаков А.В., Легкоступова В.В. Модернизация сепараторов-пароперегревателей СПП-500–1 турбо-

установок Ленинградской АЭС // Теплоэнергетика. 2015. № 3. С. 16–21.

9. **Готовский М.А., Сулов В.А.** Теплообмен в технологических установках. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2017. 420 с.

10. **Готовский М.А., Фокин Б.С., Беленький М.Я. [и др.]**. Результаты испытаний модернизированных сепараторов-пароперегревателей турбоустановки К-500–65/3000 энергоблока № 4 Ленинградской АЭС // Теплоэнергетика. 2012. № 2. С. 27–32.

11. **Егоров М.Ю., Соколов К.В., Блинов М.А. [и др.]**. Результаты модернизации сепараторов-паропе-

регревателей турбоустановок на четвертом блоке Ленинградской АЭС // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2011. № 3 (130). С. 263–272.

12. **Гредасов П.О.** Модернизация сепараторов-пароперегревателей СПП-500–1 турбоустановок Ленинградской АЭС // Сборник тезисов докладов XII Международной молодежной научной конференции «Полярное сияние 2009». М.: Изд-во НИЯУ МИФИ, 2009. С. 30–34.

13. **Судаков А.В., Фокин Б.С.** Парогенераторы и теплообменное оборудование АЭС. СПб.: Изд-во НПО ЦКТИ, 2005. 254 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ЛЕГКОСТУПОВА Вера Васильевна — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: faith89@yandex.ru

СУДАКОВ Александр Вениаминович — профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: zamdir3@ckti.ru

REFERENCES

1. **Filippov G.A., Povarov O.A.** Separatsiya vlagi v turbinakh AES [Separation of moisture in the turbines of nuclear power plants]. Moscow: Energiya, 1980. 320 s. (rus.)

2. Mashinostroenie. Enciklopediya. Turbinnye ustanovki [Engineering. Encyclopedia. Turbine installations]. Vol. IV-19. Moscow: Mashinostroenie, 2015. 1030 s. (rus.)

3. **Ageev A.G., Karasev V.B., Serov I.T. [et. all.]**. Separacionnye ustrojstva AES / [The Separators of NPP] Moscow: Energoizdat, 1982. 169 s. (rus.)

4. **Sudakov A.V., Legkostupova V.V.** Separatory-paroperegrevateli zarubezhnykh firm [Moisture separator-reheaters of foreign firms]. SPb.: Publishing house of Polytechnical Institute. University press, 2015. 103 s. (rus.)

5. **Egorov M., Gotovskiy M., Sudakov A., Fedorovich E.** Heat transfer effectiveness in coiled type superheater of steam separator-reheater for turbines of nuclear power plants *Proceedings of the Baltic Heat Transfer Conference*, 2015. P. 195–200. (eng.)

6. **Gotovskiy M.A., Egorov M.Yu., Fedorovich E.D.** Ispolzovanie zakruchennykh potokov i vihrevuh techenij teplonositelej v perspektivnykh konstruicijah promezhutochnykh separatorov-paroperegrevatelej turbin AES [The Use of swirling flows and vortex flow of the coolants in the perspective structures of the intermediate moisture separators-steam reheaters of NPP turbine]. Kazan: Kazan state technical University, 2015. P. 63–74. (rus.)

7. **Sudakov A.V., Silin V.V., Marnich A.M.** Separator-paroperegrevatel dlia perspektivnykh blikiv AES s VVER / [Moisture separator-reheater for the perspective units of NPP with VVER]. *Reliability and security of energy*. 2011. № 1(12). P. 66–70. (rus.)

8. **Sudakov A.V., Legkostupova V.V.** Modernizatsiya separatorov-paroperegrevateley SPP-500–1 turboustanovok Leningradskoy AES [Modernization of moisture separator-reheaters SPP-500–1 of the turbines of Leningrad NPP]. *Teploenergetika*. 2015, № 3. P. 16–21. (rus.)

9. **Gotovskiy M.A., Suslov V.A.** Teplomassoobmen v tehnologicheskikh ustanovkakh / [Heat and mass transfer in technological plants] SPb.: Publishing house of Polytechnical university. 2017. 420 s. (rus.)

10. **Gotovskiy M.A., Fokin B.S., Belenkiy M.Ya.** Rezultaty ispytaniy modernizirovannykh separatorov-paroperegrevateley turboustanovki K-500–65/3000 energobloka № 4 Leningradskoy AES [The results of the tests of the modernized separators-superheaters of turbine K-500–65/3000 of power unit № 4 of Leningrad NPP] *Teploenergetika*. 2012, № 2, S. 27–32. (rus.)

11. **Egorov M.Yu., Sokolov K.V., Blinov M.A.** Rezultaty modernizatsii separatorov-paroperegrevateley turboustanovok na chetvertom bloke Leningradskoy AES [The results of modernization of separators-superheaters of turbine at the fourth unit of the Leningrad NPP]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2011, № 3 (130), S. 263–272. (rus.)

12. **Gredasov P.O.** Modernizatsiya separatorov-paroperegrevateley SPP-500–1 turboustanovok Leningradskoy AES [Modernization of moisture separator-steam reheaters SPP-500–1 of the turbines of Leningrad NPP] *Sbornik tezisev dokladov XII Mezhdunarodnoy molodezhnoy nauchnoy konferentsii «Polyarnoye siyaniye 2009»*. Moscow: SRNU MIFI, 2009. S. 30–34. (rus.)

13. **Sudakov A.V., Fokin B.S.** Parogeneratoriy I teploobmennoe oborudovanie AES [Steam generators and heat exchangers of nuclear power plants]. SPb.: NPO CKTI, 2005. 254 s. (rus.)

AUTHORS

LEGKOSTUPOVA Vera V. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: faith89@yandex.ru

SUDAКOV Aleksandr V. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: zamdir3@ckti.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 13 июня 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230307

УДК 621.181:622.612

А.А. Тринченко, А.П. Парамонов, М.Р. Кадыров

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

НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЕ ВИХРЕВОЕ СЖИГАНИЕ КАК СПОСОБ УЛУЧШЕНИЯ ЭКОЛОГИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ МОЩНОГО КОТЛА

Требованиями нормативных документов в области защиты окружающей среды предписано выполнять установленные нормы выбросов как при новом строительстве объектов энергетики, так и при совершенствовании энергетического оборудования. В работе представлены результаты численного исследования низкотемпературного вихревого сжигания в котле П-49 блока 500 МВт Назаровской ГРЭС для экологического обоснования проекта его технического перевооружения на низкотемпературную вихревую технологию. С использованием разработанных модели, методики и компьютерной программы проведены расчеты топочного процесса и выполнена количественная оценка уровня выбросов оксидов азота модернизируемого котла. Результаты моделирования и опытными данными, полученными при проведении пусконаладочных и балансовых испытаний котла П-49 с НТВ-топкой, подтверждено, что организация вихревого сжигания позволила повысить эффективность работы, ликвидировать шлакование, значительно сократить выбросы оксидов азота, улучшить воспламенение и выгорание топлива. ЭНЕРГЕТИКА; ТОПЛИВО; ТОПОЧНАЯ КАМЕРА; ГОРЕНИЕ; ГАЗООБРАЗНЫЕ ЗАГРЯЗНИТЕЛИ; МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ.

Ссылка при цитировании:

А.А. Тринченко, А.П. Парамонов, М.Р. Кадыров. Низкотемпературное вихревое сжигание как способ улучшения экологических показателей мощного котла // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 74–87. DOI: 10.18721/JEST.230307

A.A. Trinchenko, A.P. Paramonov, M.R. Kadyrov

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

LOW-TEMPERATURE SWIRL BURNING AS A METHOD FOR IMPROVING THE ENVIRONMENTAL PERFORMANCE OF A HIGH-POWER BOILER

The normative documents in the field of environmental protection require that the established emission standards be met both in the construction of new energy facilities and in the improvement of energy equipment. The study presents the results of numerical research on low-temperature vortex burning in a P-49 boiler of the 500 MW block of the Nazarovsky state district power plant for ecological justification of the project of its modernization to low-temperature swirl technology. Using the developed models, technique and the computer program, calculations of furnace process were carried out and quantitative assessment of the emissions level of nitrogen oxides for the modernized boiler was executed. The results of modeling and the experimental data obtained when carrying out commissioning and balance tests of the P-49 boiler with the LTS fire chamber confirmed that introducing swirl burning has allowed to increase overall performance, to eliminate slagging, to considerably reduce emissions of nitrogen oxides, to improve ignition and burning out of fuel. ENERGY; FUEL; COMBUSTION CHAMBER; BURNING; GASEOUS POLLUTANTS; MATHEMATICAL MODEL

Citation:

A.A. Trinchenko, A.P. Paramonov, M.R. Kadyrov, Low-temperature swirl burning as a method for improving the environmental performance of a high-power boiler, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 74–87, DOI: 10.18721/JEST.230307

Введение

Реконструкция котельно-топочного оборудования в современных условиях невозможна без выполнения нормативов по уровню выбросов в атмосферу токсичных составляющих продуктов сгорания топлива. Предельное содержание загрязнителей в уходящих дымовых газах котлов установлено соответствующим стандартом* и зависит от технологии сжигания, вида топлива и мощности котельной установки. При выборе способа сжигания одним из определяющих факторов, наряду с высокими технико-экономическими показателями, являются его возможности в обеспечении установленных нормативов выбросов вредных веществ (прежде всего оксидов азота и серы). Предъявляемым требованиям в полной мере соответствует низкотемпературная вихревая (НТВ) технология сжигания**,***, разработанная в Ленинградском политехническом институте (ныне Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого) под руководством профессора В.В. Померанцева [1]. НТВ-технология прошла апробацию при сжигании широкой гаммы топлив [2–5], теплота сгорания которых колеблется от 7,5 до 17,6 МДж/кг. Положительный опыт последних лет по внедрению НТВ-технологии на котлах малой и средней мощности при сжигании каменных углей (котел БКЗ-85 МУП «Южная тепловая станция» г. Рубцовска, Алтайский край) [6], бурых углей (котел БКЗ-220 Новомосковской ГРЭС) [7], а также опыт создания многотопливной топки котла БКЗ-210 Кировской ТЭЦ-4 для сжигания фрезерного торфа, каменного угля и природного газа [8–10] позволил предложить ее в качестве альтернативы прямоточному пылеугольному факелу при техническом перевооружении котла П-49 блока 500 МВт Назаровской ГРЭС, что определило направление исследования.

Цель настоящей работы — численное исследование генерации и преобразования газо-

* ГОСТ Р 50831–95 «Установки котельные. Тепломеханическое оборудование. Общие технические требования.»

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

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

вых загрязнителей при организации низкотемпературного вихревого сжигания в котле П-49 Назаровской ГРЭС для повышения экологических показателей его работы.

Объект и методы исследования. Котел П-49 Назаровской ГРЭС ст. № 7 ($D_{\text{пп}} = 1600$ т/ч, $p_{\text{пп}} = 25 \cdot 10^6$ Па, $t_{\text{пп}} = 818$ К) — прямоточный, с жидким шлакоудалением (расчетный коэффициент шлакоулавливания — 0,4), уравновешенной тягой — предназначен для работы в блоке с турбиной К-500-240. Котел состоит из двух корпусов с трехходовой компоновкой, работающих независимо друг от друга (рис. 1). Расчетное топливо для котла — сушенка назаровского бурого угля.

Длительный опыт эксплуатации на сильно шлакующих назаровских углях показал, что работа котла П-49 характеризуется следующими недостатками:

1. Максимальная длительная нагрузка котла составляет 75–80 % от номинальной (1200–1280 т/ч) по условию шлакования ширмовых поверхностей нагрева, расположенных на выходе из топки. Высокая температура газов на выходе из топки обусловлена повышенной влажностью расчетного топлива (сушенки) и неудовлетворительной аэродинамикой топки и горелочных устройств.

2. Фактический КПД брутто котла находится на уровне 88–89 % при расчетном — 92 %. Основная причина низкого КПД — высокие потери с уходящими газами ($v_{\text{ух г}} = 473\text{--}493$ К, $\alpha_{\text{ух г}} \approx 1,72$).

3. Минимальная нагрузка котла составляет 550 т/ч по условию стабильного выхода шлака.

4. Выбросы оксидов азота превышают нормативные значения и составляют 1000–1200 мг/нм³.

При проведении технического перевооружения котла П-49 с переводом на низкотемпературную вихревую технологию сжигания назаровского бурого угля проектом предусматривается монтаж новой топки. В нижней части топки фронтальной и задней экраны образуют скаты «холодной» воронки, которые перекрывают друг друга в плане (по осям экранных труб) на 50 мм. В средней части топки панели фронтальной стены НРЧ образуют фронтальной аэродинамический выступ с вылетом в топку, который предназначен для формирования вихревой зоны топки. Для снижения максимальных температур и температуры на выходе из топки в вихревой зоне установлены 10 внутритопочных ширм [11, 12].

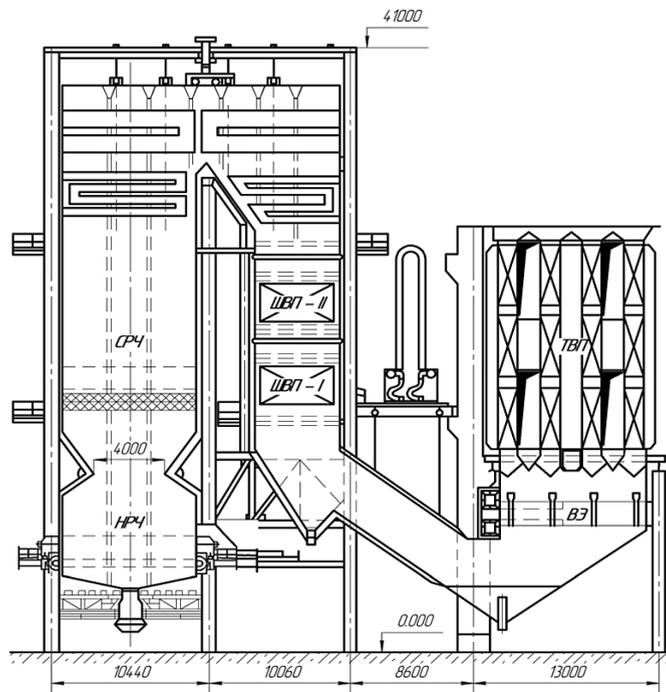


Рис. 1. Общий вид корпуса котла П-49 ст. № 7 Назаровской ГРЭС

Fig. 1. General view of the P-49 boiler № 7 of Nazarovsky state district power plant

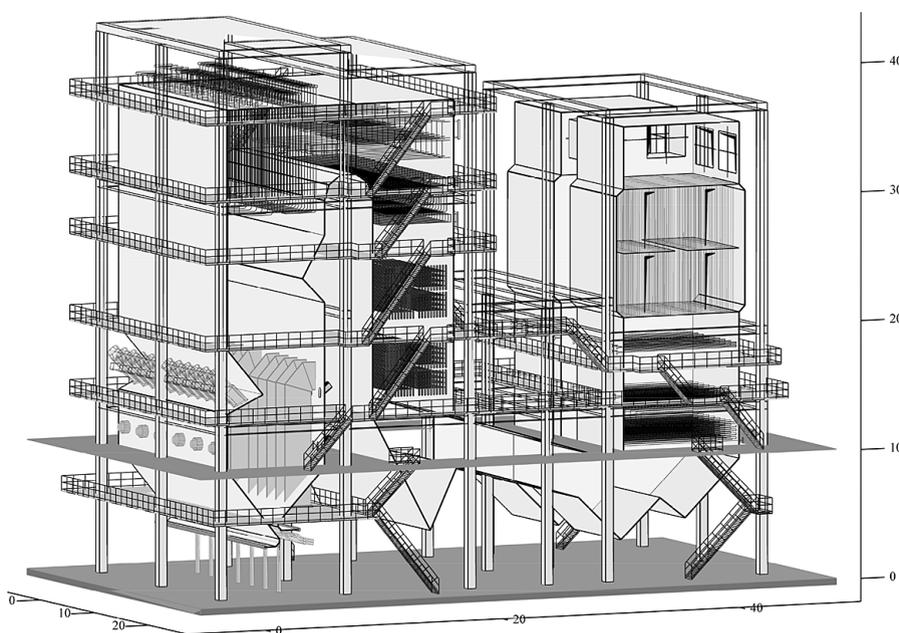


Рис. 2. Модель корпуса котла П-49

Fig. 2. P-49 boiler hull model

Расчетные исследования горения топлива, генерации и преобразования газообразных загрязнителей проводились с использованием математической модели котла П-49 ст. № 7 (корпус А) Назаровской ГРЭС с низкотемпературной вихревой технологией сжигания (рис. 2). Разработанная модель отражает принятые конструктивные решения и позволяет производить изменения, необходимые для оптимизации конструктивных характеристик и режимных параметров работы. При проведении вариантных расчетов могут быть изменены как геометрические размеры элементов модели, так и качественные (вид, состав твердого топлива, его помол и др.), а также количественные (расход топлива, скорости и температуры горелочного воздуха, воздуха нижнего и третичного дутья и пр.) характеристики процесса.

Модель прямоточной двухканальной твердотопливной горелки (рис. 3, а) разработана с использованием данных проекта и изготовленного макета (рис. 3, б). Для возможности проведения анализа сепарационных характеристик системы нижнего дутья (СНД) каждый блок СНД смоделирован в двухсопловом исполнении (рис. 4), а для учета влияния на процесс горения третичного дутья нижнего и среднего ярусов по ширине топки смоделированы соответствующие вводы. Влияние на температурные характеристики процесса горения внутритопочных ширм производится путем учета в нижней вихревой зоне соответствующей тепловоспринимающей поверхности.

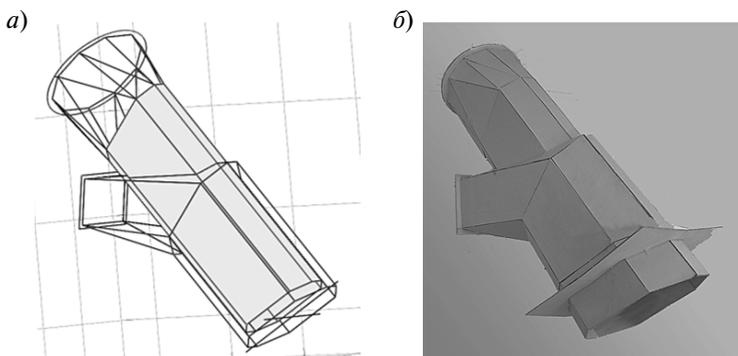


Рис. 3. Прямоточная двухканальная твердотопливная горелка котла П-49:

а — модель горелки; б — макет горелки

Fig. 3. Direct-flow two-channel solid-fuel torch of P-49 boiler:

а — torch model; б — torch model

Проект технического перевооружения котла П-49 Назаровской ГРЭС на низкотемпературную вихревую технологию сжигания предусматривает возможность использования в котле сушенки назаровского бурого угля. Приведем его теплотехнические характеристики и гранулометрический состав.

Элементарный состав, %, топлива:

Влага, W_f^r	24,0
Зола, A^r	10,0
Сера, S^r	0,49
Углерод, C^r	46,22
Водород, H^r	3,2
Азот, N^r	0,49
Кислород, O^r	15,6

Низшая теплота сгорания:

ккал/кг	4150
МДж/кг	17,35

Выход летучих на сухое

беззольное состояние, V^{daf}	47
---------------------------------------	----

Гранулометрический состав пыли, % :

полный остаток на сите 100 мкм, R_{100}	70
полный остаток на сите 200 мкм, R_{200}	40

Анализ теплотехнических характеристик проектного топлива и расчетные оценки показали: генерация оксидов серы в процессе горения топлива не превысит уровня 1450–1600 мг/нм³, что удовлетворяет требованиям действующих нормативов (2000 мг/нм³). Концентрации оксидов азота находились с использованием разработанной модели расчета процесса горения в НТВ топке котла П-49 полифракционно-го топлива с учетом его гранулометрических характеристик.

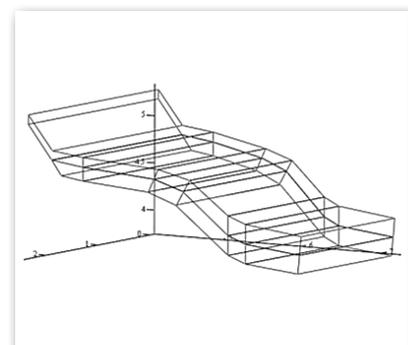


Рис. 4. Модель блока системы нижнего дутья котла П-49

Fig. 4. Model of the lower blasting system block of P-49 boiler

Моделирование объекта исследования

Модель топочного процесса основана на диффузионно-кинетической теории горения, учитывает генерацию и преобразование оксидов азота при горении топлива и позволяет проводить количественные оценки выбросов NO_x при работе котла.

Расход натурального твердого топлива по дифракционному составу, подаваемого в топочную камеру, пересчитывался на эквивалентный расход шарообразных частиц. Рассеивочная кривая разбивалась на $N = 10$ фракций, каждая из которых характеризуется своим средним диаметром.

Размеры топливных частиц, их число на 1 кг расчетного топлива, масса в пределах каждой фракции и площадь начальной поверхности реагирования, находились путем обработки рассеивочной кривой исходного топлива. Распределение частиц исходной пыли по размерам описывалось зависимостью Розина — Раммлера — Беннета:

$$R_{0i} = \exp(-b\delta_{0i}^n), \quad (1)$$

где b и n — опытные коэффициенты, характеризующие соответственно тонкость помола и равномерность зернового состава.

Средний расчетный размер самых мелких частиц составил 44 мкм (1-я группа). Размер самой крупной частицы δ_{01} составил 880 мкм при среднем размере в 10-й группе 837 мкм (рис. 5). Показатель полидисперсности $n = 1,36$.

Рассмотрение процесса горения с диффузионно-кинетических позиций [13] позволило составить систему нелинейных дифференциальных уравнений диффузии и кинетики типа

$$\begin{cases} dG_j = -\frac{D}{RT} \frac{d^2 p_j}{dx^2} dx; \\ G_j = \frac{\alpha_D}{RT} (p_j - p_{j0}); \\ \frac{dG_i}{d\tau} = C_i k_i \end{cases} \quad (2)$$

с учетом окислительных и восстановительных реакций, идущих на поверхности частиц, и гомогенных реакций, протекающих в пределах пограничного слоя.

Расчеты показали, что процесс горения протекает в промежуточной области по схеме двойного горящего пограничного слоя (случай «мокрой» газификации) (рис. 6).

В результате решения системы уравнений (2) получено выражение для потока углерода, выгорающего с поверхности частиц, (кмоль/($\text{м}^2 \cdot \text{с}$))

$$G_c = \frac{\alpha_D}{RT} \left[\frac{N_3}{1 + N_3} p_{\text{CO}_2\Delta} + \frac{N_{3'}}{1 + N_{3'}} (p_{\text{O}_2\Delta} + 0,5 p_{\text{H}_2\text{O}\Delta}) + \frac{N_5}{1 + N_5} p_{\text{NO}\Delta} \right], \quad (3)$$

и зависимости для расчета убыли массы и размера частицы

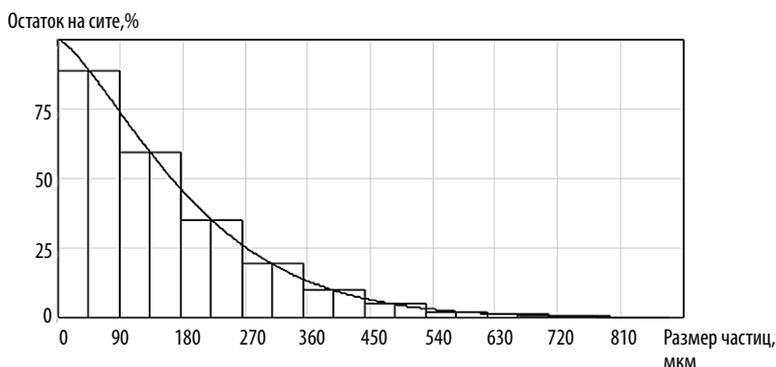


Рис. 5. Обработка рассеивочной кривой сушенки назаровского бурого угля ($W^r = 24\%$, $A^r = 10\%$, $R_{100} = 70\%$, $R_{200} = 40\%$)

Fig. 5. Processing of the sieving curve of nazarovsky brown coal ($W^r = 24\%$, $A^r = 10\%$, $R_{100} = 70\%$, $R_{200} = 40\%$)

$$\begin{cases} \frac{dm}{d\tau} = \frac{dm_{W^r}}{d\tau} + \frac{dm_{лет}}{d\tau} + \frac{dm_c}{d\tau} \text{ кг/с}; \\ \frac{dm_c}{d\tau} = -G_C M_C \pi \delta^2 \text{ кг/(м}^2\text{с)}; \\ \frac{d\delta}{d\tau} = -\frac{2M_C}{\rho_C} G_C \text{ м/с}, \end{cases} \quad (4)$$

где $M_C = 12 \text{ кг/кмоль}$ — молярная масса углерода; $m = \pi/6 \cdot \delta_{\text{эКВ}}^3 \cdot \rho$ — масса сферической частицы, кг; $f_{\text{пов}} = \pi \cdot \delta_{\text{эКВ}}^2$ — площадь наружной поверхности, м².

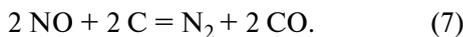
Распределение концентраций NO по сечению топки (поле концентраций) в известном поле скоростей газового потока определялось путем численного решения (схема «против потока» [14]) дифференциального уравнения массообмена при наличии источникового члена (зоны генерации NO):

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial \tau}(\rho C_{\text{NO}}) + \nabla(\rho \vec{w} C_{\text{NO}}) = \\ = \rho D_{\text{NO}} \nabla^2 C_{\text{NO}} + J_{\text{NO}}, \end{aligned} \quad (5)$$

где C_{NO} — массовая концентрация оксидов азота; w — скорость газового потока; D_{NO} — средний эффективный коэффициент диффузии NO в смеси топочных газов; J_{NO} — интенсивность генерации оксидов азота (мощность источника NO [15]),

$$J_{\text{NO}} = \begin{cases} \frac{dN_{2i}}{d\tau_i} = k_{01} e^{-\frac{E_1}{RT_i}} (1/T_i) [N_i]^2; \\ \frac{dNO_{x_i}}{d\tau_i} = k_{02} e^{-\frac{E_2}{RT_i}} (1/T_i) [O_2]_i^{1,8} [N]_i. \end{cases} \quad (6)$$

Количество оксидов азота, разложившихся на поверхности горящих углеродных частиц, рассчитывается из баланса реакции



Для определения векторов скорости газоздушных потоков в объеме топки котла использована расчетная схема (рис. 7), положение характерных точек которой (рис. 7, а) задавалось в трехмерном пространстве декартовой системы координат [6, 7, 10]. Скорости ввода потоков воздуха нижнего дутья, третичного дутья нижнего и среднего яруса приняты согласно проектным

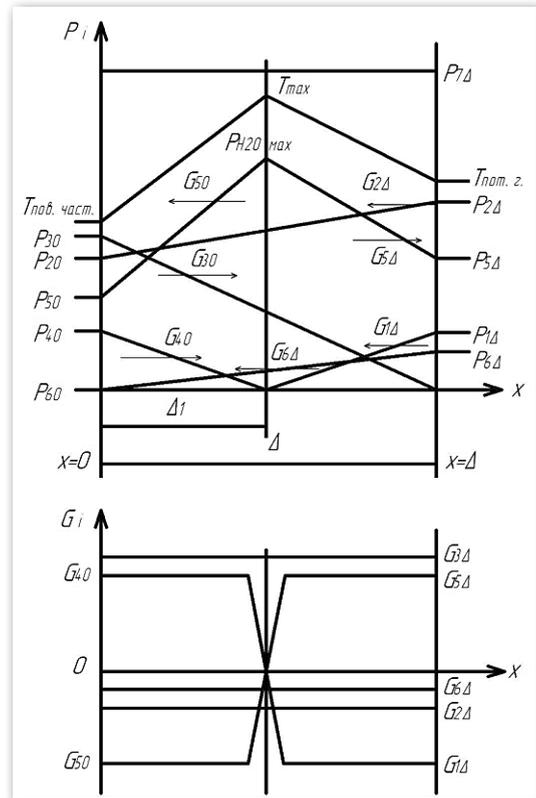


Рис. 6. Распределение парциальных давлений и потоков компонентов в приведенной пленке крупной коксовой частицы

(индексы 1 — O₂; 2 — CO₂; 3 — CO; 4 — H₂; 5 — H₂O; 6 — NO; 7 — N; 0 — поверхность частицы; Δ — поток)

Fig. 6. Distribution of partial pressure and flows components in the given film of coarsened coke particle

(index 1 — O₂; 2 — CO₂; 3 — CO; 4 — H₂; 5 — H₂O; 6 — NO; 7 — N₂; 0 — particle surface; Δ — flow)

данным и могут варьироваться в зависимости от нагрузки.

Векторы скорости газоздушных потоков (рис. 7, б) с учетом характеристик дутья находились (с использованием программного комплекса Ansys Fluent) в узловых точках элементарных ячеек (рис. 7, в), на которые разбивалась топочная камера. При этом характерный размер каждой из элементарных ячеек не превышает 200 мм.

Температуры в характерных зонах НТВ топki котла П-49 для расчета констант скорости химических реакций определены в результате зонального теплового расчета (рис. 8) с учетом влияния внутритопочных ширм. Увеличение площади тепловоспринимающей поверхности

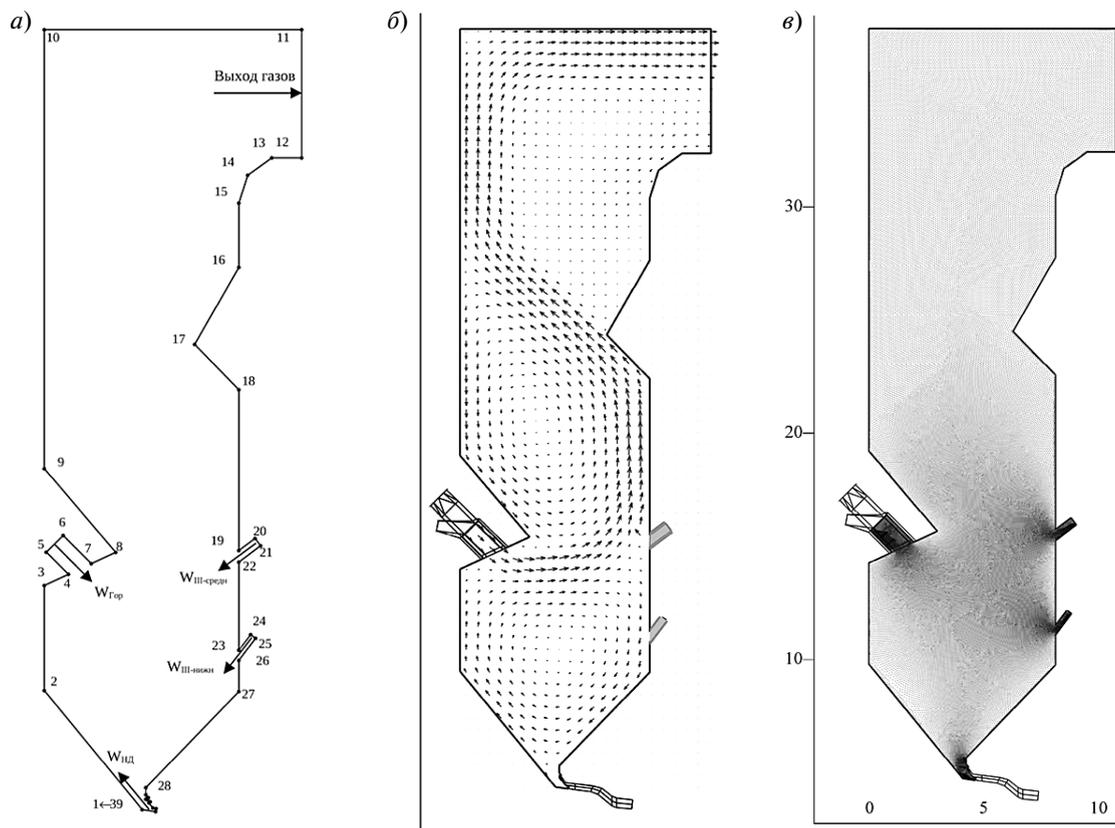


Рис. 7. Расчетная схема для определения векторов скорости газозвудушных потоков в модели топки котла П-49:

a — схема НТВ-топки котла П-49; *б* — проекции векторов скорости газозвудушных потоков на координатные оси; *в* — узловые точки для определения векторов скорости газозвудушных потоков

Fig. 7. The design scheme for determining the velocity vectors of gas-air flows in the model of the boiler furnace P-49:

a — scheme of P-49 boiler LTS-furnace; *б* — projections of air-gas flows speed vectors in the LTS fire chamber of P-49 boiler on coordinate axes; *в* — nodal points for definition of the air-gas flows speed vectors

топки при установке внутритопочных ширм (рис. 8, *a*) снизило расчетный максимум температур с 1400–1450 °С в варианте без ширм (рис. 8, *б*) до 1250–1300 °С в варианте с ширмами (рис. 8, *в*). Кроме того, установка внутритопочных ширм в нижней вихревой зоне влечет за собой дополнительное снижение температуры газов на выходе из топки (на 50–100 °С), что положительно отразится на работе ширмовых поверхностей нагрева, расположенных в районе выходного окна.

Поля концентраций основных реагирующих газовых компонентов (рис. 9) для расчета процесса горения (зависимости (3)–(6)) принимались характерными для НТВ топок [16].

Результаты численного исследования топочного процесса, анализ генерации и преобразования оксидов азота

Техническое перевооружение котла П-49 Назаровской ГРЭС на низкотемпературную вихревую технологию сжигания предусматривает возможность использования в котле сушенки назаровского бурого угля, подготовленной на центральном пылезаводе.

Аэродинамическая картина течений (рис. 10) дает возможность определить вектор скорости потока в любой точке топочной камеры, использовать его проекции на координатные оси для расчетов траекторий движения реагирующих

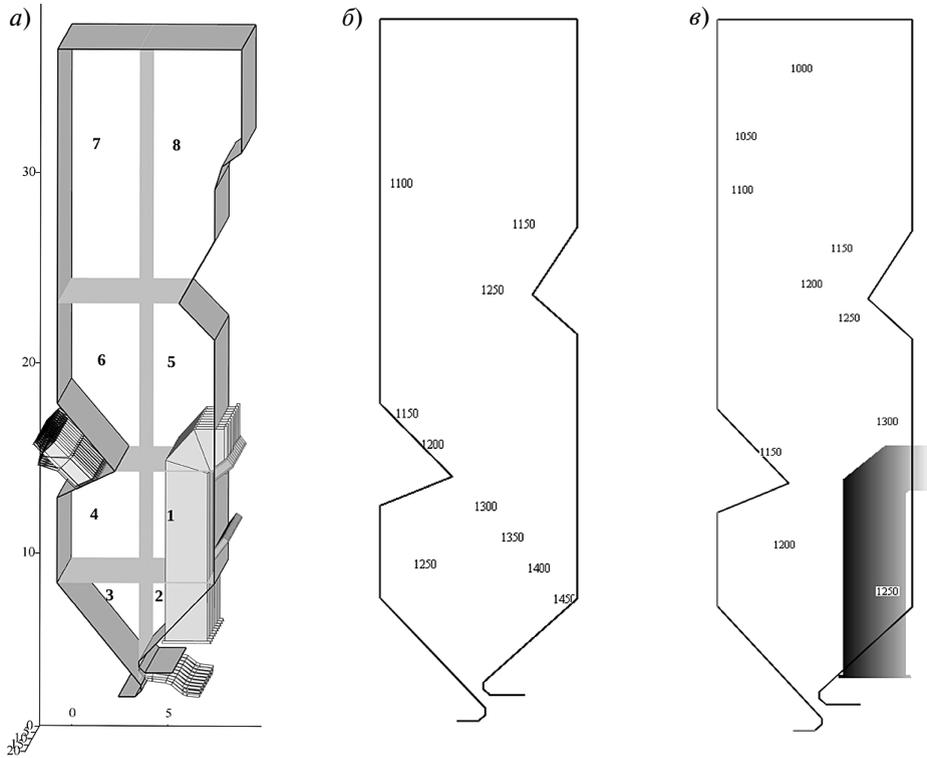


Рис. 8. Результаты зонального теплового расчета топки котла П-49 (НТВ)

Fig. 8. Results of zone thermal calculation of P-49 (LTS) boiler fire chamber

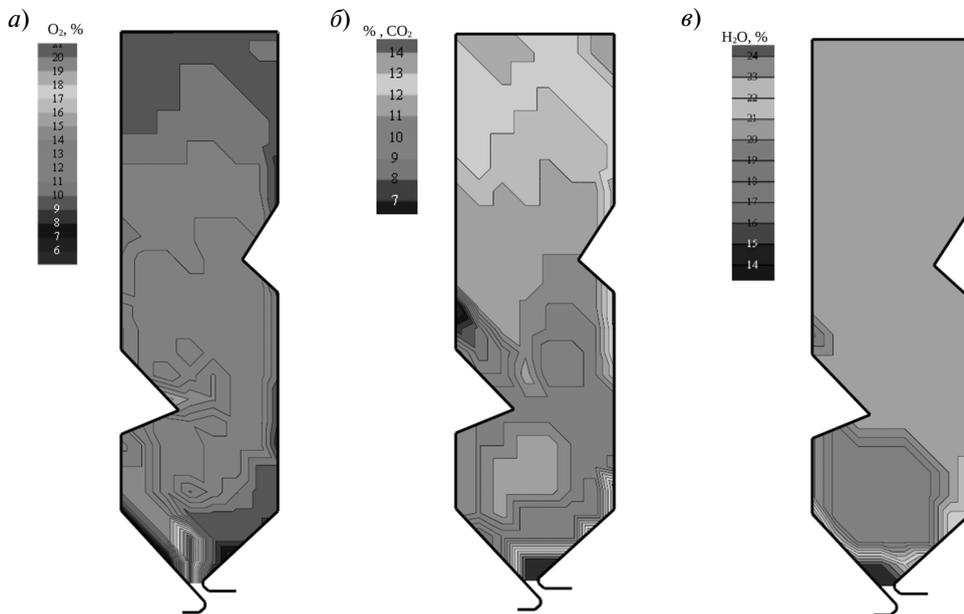


Рис. 9. Поля концентраций основных реагирующих компонентов в НТВ-топке котла П-49: *a* – O₂; *б* – CO₂; *в* – H₂O

Fig. 9. Fields of concentration of the main reacting components in P-49 boiler LTS fire chamber: *a* – O₂; *б* – CO₂; *в* – H₂O

частиц (рис. 11) и распределения концентрации оксидов азота в сечении топки (рис. 12).

Как показали расчеты (рис. 13), мелкие частицы ($\delta_{\text{частиц}} < 50\text{--}100\ \mu\text{м}$) выгорают практически мгновенно, за время, не превышающее двух секунд. Частицы с размерами более $100\text{--}150\ \mu\text{м}$ попадают в нижнюю вихревую зону, где циркулируют либо до полного выгорания, либо до выхода в прямоточную часть факела. Время горения этих частиц зависит от их размеров и составляет от 2 до 18 секунд.

Количество генерируемых оксидов азота суммировалось в объемах элементарных ячеек топочной камеры, в которых учитывалось также их разложение на поверхности горящего углерода, после чего результаты расчета усреднялись по ширине топки и приводились к выбранному контрольному сечению. Применительно к сжиганию сушенки назаровского бурого угля (см.

рис. 12) максимальные концентрации оксидов азота ($800\ \text{мг/м}^3$) находятся у задней стены топки выше сопел третичного дутья, что, по всей видимости, вызвано интенсивной их генерацией из мелких частиц топлива, устремляющихся в прямоточную часть факела сразу же после выхода из горелок. Концентрации NO_x в нижней вихревой зоне значительно меньше и находятся на уровне $400\text{--}500\ \text{мг/м}^3$. Такие концентрации, несмотря на выгорание большого количества топлива в НВЗ, достигаются ступенчатым подводом воздуха в процессе многократной циркуляции частиц и разложением NO на их горячей поверхности. К выходу из топки результирующие концентрации оксидов азота снижаются и находятся на уровне примерно $400\ \text{мг/м}^3$.

Таким образом, расчеты с помощью представленной модели показали, что в результате технического перевооружения котла П-49

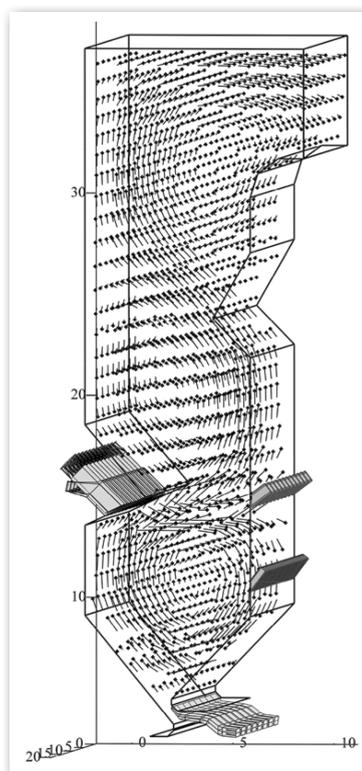


Рис. 10. Векторы скорости газовоздушных потоков в объеме НТВ-топки котла П-49

Fig. 10. Vectors of air-gas flows speed in the volumt of P-49 boiler LTS-fenny

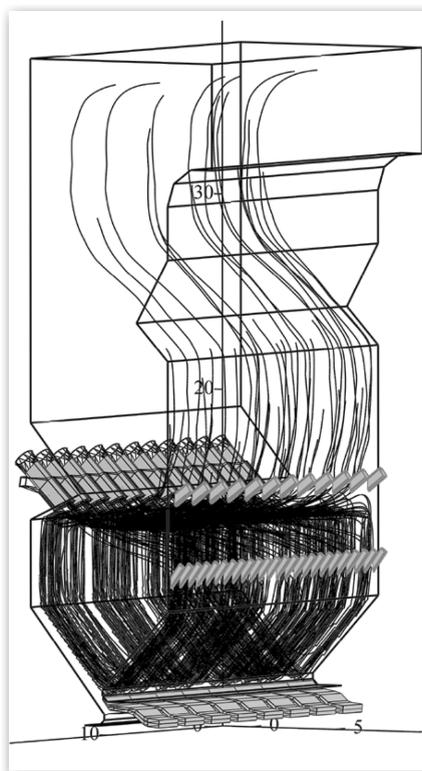


Рис. 11. Расчетные траектории реагирующих частиц сушенки назаровского бурого угля

Fig. 11. Calculated trajectories of the reacting particles of nazarovsky brown coal

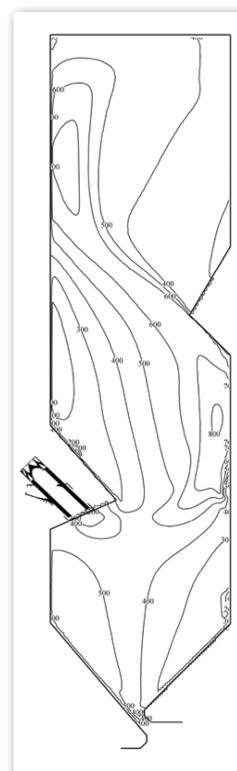


Рис. 12. Концентрация оксидов азота в сечении топки

Fig. 12. Concentration of nitrogen oxides in fire chamber section

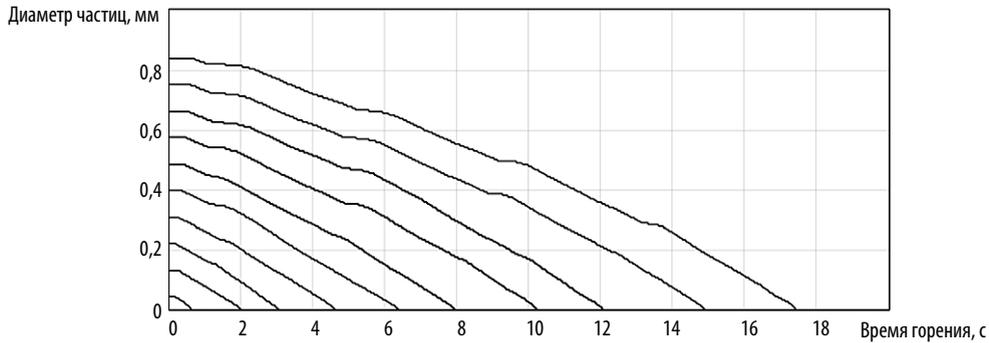


Рис. 13. Кривые выгорания частиц сушенки назаровского бурого угля в НТВ-топке котла П-49

Fig. 13. Curves of nazarovsky brown coal particles burning out in the П-49 boiler LTS fire chamber

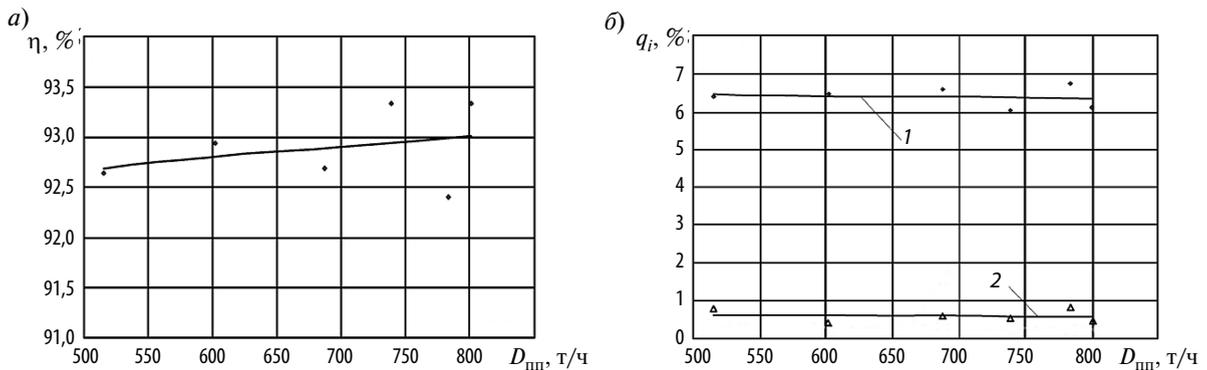


Рис. 14. Техничко-экономические показатели корпуса «А» котла П-49 Назаровской ГРЭС после технического перевооружения: а — КПД (брутто); б — потери тепла (1 — q_2 ; 2 — q_4)

Fig. 14. Technical and economic indicators of the hull «А» of the Nazarovsky state district power plant P-49 boiler after modernization: а — Efficiency (gross); б — losses of heat (1 — q_2 ; 2 — q_4)

ст. № 7 Назаровской ГРЭС на низкотемпературную вихревую технологию сжигания следует ожидать значительного (практически трехкратного) снижения выбросов оксидов азота, а выбросов оксидов серы – не превышающих требований норматива.

Результаты внедрения НТВ-технологии на Назаровской ГРЭС

Пусконаладочные и балансовые испытания котла проведены согласно рекомендациям* в диапазоне нагрузок 1000–1600 т/ч, при параметрах перегретого пара, близких к номинальным при сжигании сушенки назаровского бурого угля.

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

В объеме балансовых испытаний определены технико-экономические (присосы, потери тепла, КПД, затраты электроэнергии на собственные нужды) и экологические (выбросы оксидов азота, оксидов серы, СО) показатели котла в рабочем диапазоне нагрузок.

В диапазоне нагрузок $D = 500–800$ т/ч = $(0,63–1,0) \times D_{ном}$ на один корпус обеспечиваются следующие показатели: КПД (брутто) корпуса А (рис. 14, а) с ростом нагрузки изменяется от 92,5 % (при $D_{пп} = 500$ т/ч) до 93 % (при $D_{пп} = 800$ т/ч). Потери тепла с уходящими газами (q_2) практически не изменяются с ростом нагрузки и находятся на уровне 6,0–6,5 %. Потери тепла с механическим недожогом (q_4) с ростом нагрузки не изменяются и составляют 0,3–0,6 % (рис. 14, б).

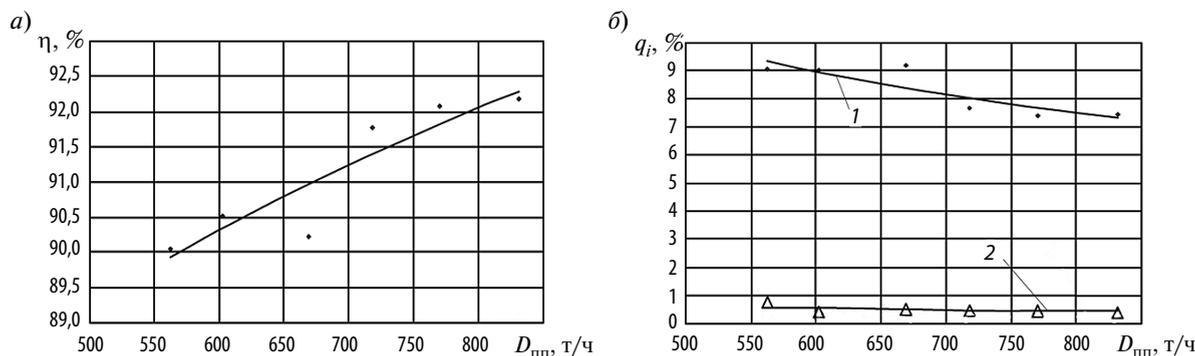


Рис. 15. Техничко-экономические показатели корпуса «Б» котла П-49 Назаровской ГРЭС после технического перевооружения: а — КПД (брутто); б — потери тепла (1 — q_2 ; 2 — q_4)

Fig. 15. Technical and economic indicators of the hull «B» of the Nazarovskiy state district power plant P-49 boiler after modernization: a — Efficiency (gross); b — losses of heat (1 — q_2 ; 2 — q_4)

Аналогичная картина изменения потерь в зависимости от нагрузки имеет место и для корпуса Б котла П-49. При номинальной нагрузке КПД корпуса Б котла П-49 составляет 92,5 % (рис. 15, а). Несколько отличается изменение потерь тепла с уходящими газами (q_2) корпуса Б (рис. 15, б), что связано в первую очередь с использованием на корпусе Б при проведении технического перевооружения старых ширмовых пароперегревателей (ШПП4,5 и ШВП2), что, по всей видимости, привело к недостаточному теплосъему и увеличению температуры уходящих газов.

Экологические показатели (выбросы оксидов азота, оксидов серы, СО), достигнутые после технического перевооружения, и их сравнение с нормативными приведены в таблице.

Работа котла во всем диапазоне нагрузок происходит при полном отсутствии шлакования.

Выводы

Разработана и апробирована на экспериментальных данных математическая модель расчета процесса горения полидисперсного топлива в НТВ-топке котла большой мощности, учитывающая генерацию и преобразование загрязнителей в топочных газах.

С использованием разработанной модели произведена достоверная оценка уровня генерации оксидов азота в топочной камере котла П-49 блока 500 МВт Назаровской ГРЭС, запланированного для технического перевооружения на НТВ-технологии сжигания.

Экологические показатели котла П-49 ст. № 7 Назаровской ГРЭС после технического перевооружения на НТВ-технологии сжигания

Ecological indicators of Nazarovskiy state district power plant П-49 boiler № 7 after modernization on LTS technology of burning

Наименование показателя	Значение		
	в корпусе А	в корпусе Б	норматив
Приведенное содержание оксидов азота в уходящих газах (при $\alpha = 1,4$, н.у.), C_{NO_x} , мг/нм ³	365–400	300–370	370
Приведенное содержание оксидов серы в уходящих газах (при $\alpha = 1,4$, н.у.), C_{SO_x} , мг/нм ³	480	500	2000
Приведенное содержание окиси углерода в уходящих газах (при $\alpha = 1,4$, н.у.), C_{CO} , мг/нм ³	105–215	50–160	300

В результате технического перевооружения обеспечена работа котла П-49 в диапазоне нагрузок 1000–1600 т/ч в двухкорпусном режиме с поддержанием расчетных параметров пара,

высоким КПД (90–93 %), полным отсутствием шлакования и пониженными концентрациями оксидов азота (370–400 мг/нм³) и серы (480–500 мг/нм³) в уходящих дымовых газах.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. 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.
2. 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.
3. Grigoryev K.A., Sapozhnikov S.Z., Mitiakov V.Yu., Mitiakov A.V., Roundyguine Yu.A., Osmanov V.V. Development and Application of Gradient Heat Flux Measurement for Industrial Boiler Furnaces // 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. 504–506.
4. Османов В.В. Совершенствование топочной теплотрии на основе градиентных датчиков теплового потока : дисс. ... кандидата технических наук. Санкт-Петербург, 2015. 158 с.
5. Григорьев К.А., Рундыгин Ю.А., Митяков В.Ю., Османов В.В. Разработка и промышленные испытания системы теплотрии на основе градиентных датчиков теплового потока // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2014. № 1 (190). С. 61–69.
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. DOI:10.5862/JEST.231.8
7. 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.
8. Османов В.В. Градиентные датчики теплового потока для теплотрии в топках котлов // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 4 (183). Т. 1. С. 100–104.
9. 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.
10. Тринченко А.А., Парамонов А.П. Техническое перевооружение котла БКЗ–210–140–13,8 на основе низкотемпературной вихревой технологии сжигания // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 62–74. DOI: 10.18721/JEST.230206
11. Скудицкий В.Е., Аношин Р.Г., Григорьев К.А., Михайлов В.В. Внедрение низкотемпературной вихревой технологии сжигания на блоке 500 МВт на Назаровской ГРЭС // II Межд. науч.-технич. конф. «Использование твердых топлив для эффективного и экологически чистого производства электроэнергии и тепла» (Москва, 28–29 октября 2014). М.: ОАО «ВТИ», 2014. С. 128–135.
12. Скудицкий В.Е., Аношин Р.Г., Рундыгин Ю.А., Михайлов В.В., Рыжиков Н.В., Григорьев К.А. Решение проблем сжигания углей Канско-Ачинского бассейна в котле П-49 блока 500 МВт Назаровской ГРЭС // Электрические станции. 2017. № 2. С. 23–28.
13. Померанцев В.В., Арефьев К.М., Ахмедов Д.Б. Основы практической теории горения. Л.: Энергоатомиздат, 1986. 312 с.
14. Патанкар М. Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкости. М.: Энергоатомиздат, 1984. 150 с.
15. Бабий В.И., Куваев В.Ф. Горение угольной пыли и расчет пылеугольного факела. — М.: Энергоатомиздат, 1986. 208 с.
16. Тринченко А.А., Шестаков С.М. Повышение экологических показателей низкотемпературных вихревых топков за счет разложения оксидов азота на коксовых частицах // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2008. № 2 (54). С. 149–156.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ТРИНЧЕНКО Алексей Александрович — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: trinchenco@mail.ru

ПАРАМОНОВ Александр Павлович — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: paramon@mail.ru

КАДЫРОВ Марсель Робертович — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: marsel-kadyrov@mail.ru

REFERENCES

1. **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.)
2. **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.
3. **Grigoryev K.A., Sapozhnikov S.Z., Mitiakov V.Yu., Mitiakov A.V., Roundyguine Yu.A., Osmanov V.V.** Development and Application of Gradient Heat Flux Measurement for Industrial Boiler Furnaces. *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. 504–506.
4. **Osmanov V.V.** Sovershenstvovaniye topochnoy teplometrii na osnove gradiyentnykh datchikov teplovogo potoka : dissertatsiya... kandidata tekhnicheskikh nauk. Sankt-Peterburg, 2015. 158 s. (rus.)
5. **Grigoryev K.A., Rundygin Yu.A., Mityakov V.Yu., Osmanov V.V.** Razrabotka i promyshlennyye ispytaniya sistemy teplometrii na osnove gradiyentnykh datchikov teplovogo potoka. *Nauchno-tekhnicheskkiye vedomosti SPbGPU.* 2014. № 1 (190). S. 61–69. (rus.)
6. **Trinchenko A.A., Paramonov A.P.** Vnedreniye nizkotemperaturnogo vikhrevogo szhiganiya dlya energeticheskogo ispolzovaniya kamennykh ugley. *Nauchno-tekhnicheskkiye vedomosti SPbGPU.* 2015. № 4 (231). S. 72–81. (rus.) DOI:10.5862/JEST.231.8
7. **Trinchenko A.A.** Vnedreniye nizkotemperaturnoy vikhrevoy tekhnologii szhiganiya v energeticheskikh kotlakh kak sposob povysheniya ikh ekologicheskikh pokazateley. *Nauchno-tekhnicheskkiye vedomosti SPbGPU.* 2014. № 4 (207). S. 61–70. (rus.)
8. **Osmanov V.V.** Gradiyentnyye datchiki teplovogo potoka dlya teplometrii v topkakh kotlov. *Nauchno-tekhnicheskkiye vedomosti SPbGPU.* 2013. № 4–1 (183). T 1. S. 100–104. (rus.)
9. **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. *Elektricheskkiye stantsii.* 2010. № 4. S. 9–13. (rus.)
10. **Trinchenko A.A., Paramonov A.P.** Tekhnicheskoye perevooruzheniye kotla BKZ–210–140–13,8 na osnove nizkotemperaturnoy vikhrevoy tekhnologii szhiganiya. *Nauchno-tekhnicheskkiye vedomosti SPbGPU. Yestestvennyye i inzhenernyye nauki.* 2017. T. 23. № 2. S. 62–74. DOI: 10.18721/JEST.230206 (rus.)
11. **Skuditskiy V.Ye., Anoshin R.G., Grigoryev K.A., Mikhaylov V.V.** Vnedreniye nizkotemperaturnoy vikhrevoy tekhnologii szhiganiya na bloke 500 MVt na Nazarovskoy GRES. *II Mezhd. nauch-tekhnich. konf. «Isolzovaniye tverdykh topliv dlya effektivnogo i ekologicheskogo proizvodstva elektroenergii i tepla»* (Moskva, 28–29 oktyabrya 2014). — M.: OAO «VTI», 2014. S. 128–135. (rus.)
12. **Skuditskiy V.Ye., Anoshin R.G., Rundygin Yu.A., Mikhaylov V.V., Ryzhikov N.V., Grigoryev K.A.** Resheniye problem szhiganiya ugley Kansko-Achinskogo basseyna v kotle P-49 bloka 500 MVt Nazarovskoy GRES. *Elektricheskkiye stantsii.* 2017. № 2. S. 23–28. (rus.)
13. **Pomerantsev V.V., Arefyev K.M., Akhmedov D.B.** Osnovy prakticheskoy teorii goreniya. L.: Energoatomizdat, 1986. 312 s. (rus.)
14. **Patankar M.** Chislennyye metody resheniya zadach teploobmena i dinamiki zhidkosti. M.: Energoatomizdat, 1984. 150 s. (rus.)
15. **Babiy V.I., Kuvayev V.F.** Goreniye ugolnoy pyli i raschet pileugolnogo fakela. — M.: Energoatomizdat, 1986. 208 s. (rus.)
16. **Trinchenko A.A., Shestakov S.M.** Povysheniye ekologicheskikh pokazateley nizkotemperaturnykh vikhrevykh topok za schet razlozheniya oksidov azota na koksovykh chastitsakh. *Nauchno-tekhnicheskkiye vedomosti SPbGPU.* 2008. № 2 (54). S. 149–156. (rus.)

AUTHORS

TRINCHENKO Aleksei A. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: trinchenko@mail.ru

PARAMONOV Aleksandr P. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: papamon@mail.ru

KADYROV Marsel R. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: marsel-kadyrov@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 24 августа 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230308

УДК 621.315.23

С.Д. Дубицкий¹, Г.В. Грешняков², Н.В. Коровкин³

¹ — ООО «Тор», Санкт-Петербург, Российская Федерация

² — ООО «Севкабель», Санкт-Петербург, Российская Федерация

³ — Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация

УПРАВЛЕНИЕ МАГНИТНЫМ ПОЛЕМ ПОДЗЕМНОЙ КАБЕЛЬНОЙ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ

Представлены результаты конечно-элементного моделирования магнитного поля подземной кабельной линии (КЛ) среднего и высокого напряжения. Мультифизический подход к моделированию позволяет оценить эффективность мероприятий по снижению поля и их влияние на температурные режимы работы кабелей. Установлено, что экранирование магнитного поля приводит к нарушению нормального теплового режима работы КЛ и, как следствие, снижению пропускной способности. Исследована эффективность П-образного экрана двухцепной трехфазной кабельной линии. Произведено сравнение различных конструкций экранов двухцепной линии из тонких высококоэрцитивных пленок (однослойных, двуслойных и комбинированных). Особое внимание уделено новым типам экранов — надвижным кольцевым экранам с воздушным зазором из магнитомягких лент для локального снижения уровня магнитного поля. Подробно исследован электромагнитный и температурный эффект таких экранов.

МАГНИТНОЕ ПОЛЕ; КАБЕЛЬНАЯ ЛИНИЯ; ЭКРАНИРОВАНИЕ; ЭЛЕКТРОМАГНИТНАЯ ЭКОЛОГИЯ; МУЛЬТИФИЗИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ; ЭЛЕКТРОМАГНИТНАЯ СОВМЕСТИМОСТЬ; МЕТОД КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ; МАГНИТОМЯГКИЕ ЛЕНТЫ.

Ссылка при цитировании:

С.Д. Дубицкий, Г.В. Грешняков, Н.В. Коровкин. Управление магнитным полем подземной кабельной линии электропередач // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 88–100. DOI: 10.18721/JEST.230308

S.D. Dubitsky¹, G.V. Greshnyakov², N.V. Korovkin³

¹ — Top Ltd, Saint-Peterburg, Russian Federation

² — Research institute «Sevkabel», Saint-Peterburg, Russian Federation

³ — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

MANAGEMENT OF THE MAGNETIC FIELD OF A BURIED CABLE POWER LINE

This paper presents the finite element analysis of the magnetic field of underground power cable lines from medium to high voltage. The main goal is the comparison of various methods of magnetic field management with special attention to its thermal effect and to multiple feeder power lines. The combined electromagnetic and thermal FEA simulation clearly shows that magnetic field minimization is contrary to the cable temperature. The effectiveness of the classical U-shaped magnetic screen made from thin highly permeable alloy is investigated. In addition, the newly proposed tube-formed magnetic screen is thoroughly simulated taking into account both magnetic and thermal effects.

MAGNETIC FIELD MANAGEMENT; CABLE POWER LINE; EMC; MULTIPHYSICS ANALYSIS; FINITE ELEMENT ANALYSIS; SHIELDING; SOFT MAGNETIC FILM.

Citation:

S.D. Dubitsky, G.V. Greshnyakov, N.V. Korovkin, Management of the magnetic field of a buried cable power line, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 88–100, DOI: 10.18721/JEST.230308

В работе рассматривается задача ограничения внешнего магнитного поля (МП), создаваемого токами подземных кабельных линий среднего и высокого напряжения. Согласно [1] при прокладке высоковольтных кабельных линий экологические проблемы в основном возникают в двух случаях:

1. При прокладке по дну водоемов. В этом случае необходимо избежать влияния МП промышленной частоты на ихтиофауну. Известно [2], что магнитные поля с индукцией, сопоставимой с естественным геомагнитным полем (30–70 мкТл), влияют на поведение рыб, использующих геомагнитное поле, в особенности его вертикальную компоненту, для навигации. Более изучено (и выработаны ограничивающие нормативы) влияние электрического поля и его градиента на состояние ихтиопопуляции. Достоверных сведений о пороговых значениях МП при прокладке подводных линий электропередач найти не удалось.

2. В случае, когда кабельная линия в составе коллективного кабельного сооружения (блок, коллектор) пересекает обитаемые зоны или нуждается в обслуживании. Согласно гигиеническому нормативу «Предельно допустимые уровни магнитных полей частотой 50 Гц в помещениях жилых, общественных зданий и на селитебных территориях» для населения вне жилых помещений уровень индукции МП не должен превышать 10 мкТл при номинальном токе. Для персонала кабельных, сетевых и иных сооружений учитывается не только величина поля, но и длительность экспозиции.

Механизмы влияния МП промышленной частоты на здоровье людей активно изучаются в основном методами статистического анализа. Специалисты по электромагнитной гигиене отмечают, что нормирование предельно допустимых значений электрического и магнитного полей в различных частотных диапазонах имеет отстающий характер [3], означающий, что приближение уровня поля к предельному значению должно рассматриваться как сигнал опасности, а в проектной практике необходимо стремиться к значительно более низким уровням поля. Некоторые исследователи считают существующие нормативы предельного уровня индукции МП промышленной частоты завышенными [4] и настаивают на постепенном снижении допустимой амплитуды МП до уровня 0,2 мкТл.

Зачастую при совместной прокладке нескольких высоковольтных кабельных линий уложиться в нормативный уровень индукции можно только с использованием специальных конструктивных мероприятий (выбор расстояния между кабелями, глубины прокладки, фазировки соседних линий и др.) [5–7]. Когда этого инструментария оказывается недостаточно, используются локальные или протяженные магнитные экраны, особенности конструкции и расчета которых рассмотрены ниже.

Важное значение имеет анализ температурного эффекта от мер по снижению МП. На этапе предпроектного исследования и проектирования кабельных линий основным методом предсказания внешнего МП и температурного состояния кабелей служит мультифизическое моделирование электромагнитного и температурного полей [8–10]. Современное программное обеспечение позволяет проводить моделирование не только в исследовательском, но и в практическом проектом контексте.

Целью работы является анализ возможностей, пределов и побочных эффектов при экранировании МП силовых кабелей, включая применение П-образных экранов разной конструкции из новейших материалов (аморфные и кристаллические высококоэрцитивные магнитные ленты, подвижные кольцевые экраны (НКЭ) с зазором). Наряду с анализом степени снижения МП, которое и составляет цель управления внешним МП, отдельно рассмотрено влияние экранирования на температуру кабелей.

Метод исследования предполагает сочетание численного моделирования электромагнитного поля системы переменных токов в поперечном сечении кабельной линии и теплового поля в том же сечении [8–10]. Электромагнитный и тепловой расчеты выполняются методом конечных элементов на одной и той же сетке. Данные между моделями передаются из электромагнитной задачи (плотность мощности потерь) в тепловую для расчета температурного поля и из тепловой (температура) для коррекции удельной электропроводности.

Электромагнитная модель сочетает двумерное уравнение электромагнитного поля в частотной области с учетом вихревых токов и насыщения магнитного материала с уравнением

Кирхгофа для присоединенной электрической цепи, описывающей схему заземления экранов и систему питания жил.

Уравнение поля записывается относительно комплексных величин векторного магнитного потенциала \dot{A} , напряжений и токов*:

$$\operatorname{rot}\left(\frac{1}{\mu}\operatorname{rot}\dot{A}\right)=-\frac{\Delta\dot{u}}{I_z}-\gamma j\omega\dot{A}, \quad (1)$$

где μ — магнитная проницаемость; Δu — приложенное к концам участка напряжение; \dot{A} — векторный магнитный потенциал; γ — удельная электропроводность; j — мнимая единица; ω — циклическая частота.

Уравнение Кирхгофа для ветви цепи** , представленной в модели поля своим массивным поперечным сечением S , связывает ток I ветви с напряжением Δu на концах ветви:

$$\dot{I}=\frac{\Delta\dot{u}}{r}-j\omega\int_S\gamma\dot{A}ds. \quad (2)$$

Здесь r — активное сопротивление ветви на постоянном токе.

В результате электромагнитного расчета получают распределение мощности потерь в элементах каждого кабеля и распределение внешнего МП над поверхностью земли, а в результате теплового расчета — распределение температурного поля по сечению кабеля, из которого извлекаются нормируемые величины — температуры токопроводящей жилы и экрана.

Температурная модель представлена двумерным уравнением теплопроводности с граничными условиями конвективного теплообмена [12] на поверхности земли и условием теплоизоляции или изотермическим условием на условной нижней границе расчетной области:

$$\operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T)=q, \quad (3)$$

где T — температура; q — объемная плотность мощности источника тепла.

Для расчетов используется программа ELCUT [13], разработанная и распространяемая компанией «Тор» (Санкт-Петербург).

* Демирчян К.Г., Нейман Л.Р., Коровкин Н.В. Теоретические основы электротехники: Учебник для вузов. СПб.: Питер, 2008. Т. 2. 437 с.

** Демирчян К.Г., Нейман Л.Р., Коровкин Н.В. Теоретические основы электротехники: Учебник для вузов. СПб.: Питер, 2008. Т. 1. 512 с.

Экранирование подземных кабельных линий

Имеется большое число публикаций по вопросам, связанным с экранированием подземных кабельных линий. Фундаментальный обзор взглядов на управление конфигурацией МП подземных кабельных линий, относящийся к концу 1990-х годов, дан в серии статей [7, 11 и др.], которые, в свою очередь, обобщают серию официальных отчетов EPRI (Electric Power Research Institute, Palo Alto, California) 1990–1993 гг. В качестве параметров для управления полем рассматриваются: режим кабельной линии (величина тока и степень асимметрии фазового баланса); конструкция кабелей и способ заземления; расположение отдельных фаз, особенно в случае многоцепной линии, а также наличие внешних экранирующих элементов — экранов, заземлителей [и др.]. Отмечается отрицательное влияние некоторых мер по снижению внешнего МП на нагрузочную способность линий.

В последние годы появилась возможность применять для экранирования тонкие ленты из магнитомягких аморфных сплавов на основе кобальта и железа [14–17]. Главное их преимущество состоит в том, что они не теряют высокой магнитной проницаемости при неизбежных деформациях. Ленты производятся толщиной 15–30 мкм и шириной до 50 мм [15]. Сложность математического моделирования задачи экранирования такими лентами обусловлена большой разницей характерных геометрических размеров расчетной области: от 15 мкм (толщина ленты) до нескольких метров (ширина кабельного коридора), т. е. отношение характерных размеров достигает 10^5 – 10^6 .

П-образные экраны из тонких магнитных лент

Объектом анализа является магнитное поле двухцепной кабельной линии (рис. 1).

В расчетной области расположены две одинаковые кабельные линии, экранированные одно- или двуслойным экраном из пермаллоевой ленты. В конструкции на рис. 1 использованы два вида пермаллоевой ленты: из сплава 50Н толщиной 0,2 мм и из сплава 79НМ толщиной 0,35 мм [19]. Максимальную индукцию МП на поверхности земли и на высоте человеческого роста необходимо оценить для следующих проектных решений: без экранов, с одним однослойным

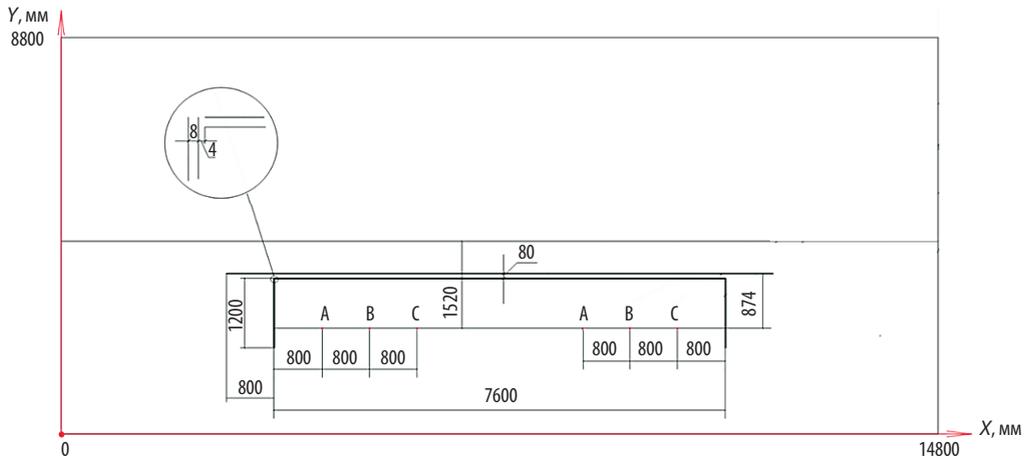


Рис. 1 Эскиз кабельной линии, оснащенной П-образным магнитным экраном из тонких лент

Fig. 1. Two-feeder underground power cable line with U-shaped magnetic shield of thin ferromagnetic strips

экраном (пермаллой 79Н, толщина 0,35 мм), с одним двуслойным экраном (пермаллой 50Н, толщина 0,20 мм каждый) и с двумя экранами (двухслойный и однослойный).

Задачей анализа является оценка степени экранирования конкретной конструкции и выработка методических рекомендаций для будущих расчетов. Методические вопросы моделирования внешнего МП подземной кабельной линии состоят в выяснении следующего: насколько детально следует представлять в модели поперечное сечение кабеля; как без потери точности свести задачу с открытыми границами к пространственно-ограниченной модели; необходимо или нет учитывать электропроводность грунта и т. п. Ответы получены при помощи серии расчетов с варьированием расположения границ расчетной области, различными значениями электропроводности грунта (0 — непроводящий грунт; 0,01 См/м — лессовидный суглинок; 0,1 См/м — сильно увлажненный песок) и с разными геометрическими моделями кабелей. Установлено, что оптимальная ширина расчетной области сопоставима с двойной-тройной шириной кабельной линии, расчетное расстояние под кабелями целесообразно выбирать равным удвоенной глубине залегания. Учет электропроводности грунта в широком диапазоне значений не оказывает ощутимого влияния на профиль внешнего МП. И, наконец, для указанных целей в тех

режимах, когда ток в экране подразумевается малым по сравнению с рабочим током линии, вполне допустимо задавать кабель токонесущей нитью нулевого сечения.

Профиль МП без магнитных экранов на разных высотах над поверхностью земли приведен на рис. 2 слева. На правой стороне рис. 2 приведены профили поля на поверхности земли при использовании трех видов экранов из магнитных лент. Все графики даны для номинальной симметричной токовой нагрузки двухцепной кабельной линии.

Согласно гигиеническому нормативу вне зданий МП оценивается на высоте 0,5, 1,5 и 1,8 м над уровнем земли. Мы, однако, будем сравнивать значения поля на уровне земли, поскольку здесь они достигают максимальных значений и влияние мероприятий по экранированию на поверхности земли проявляется более выпукло.

Проблема разномасштабности состоит в том, что отношение минимального (толщина ленты) и максимального (ширина расчетной области) характерных размеров расчетной области может составлять 1:40000. Соотношение характерных размеров самого мелкого и самого крупного конечного элемента, разумеется, гораздо меньше, однако и оно достигает значительных величин. При этом необходимо принимать специальные меры для достижения необходимого градиента плотности конечных элементов,

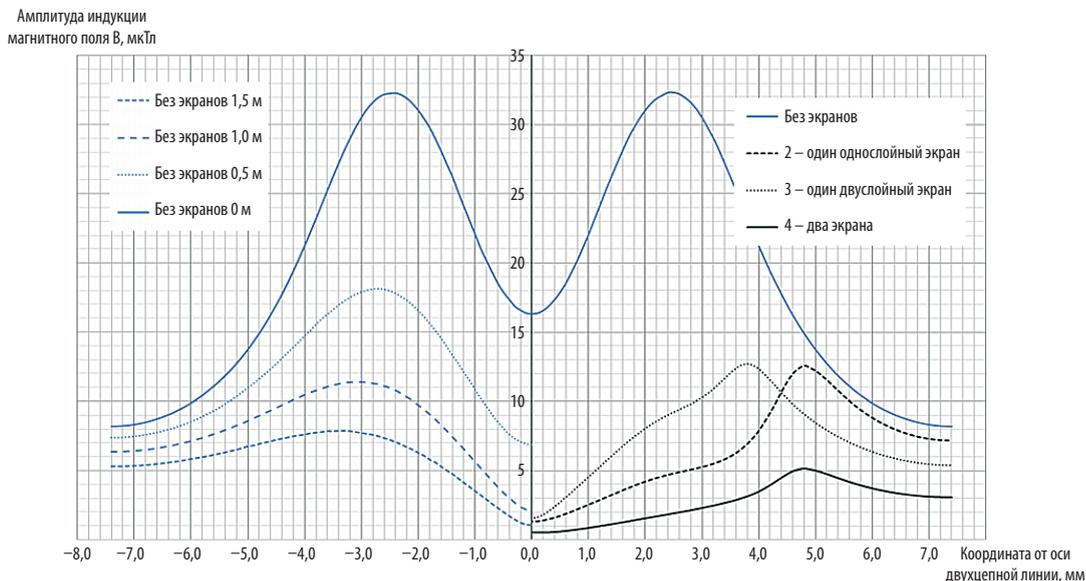


Рис. 2. Внешнее МП кабельной линии на разных высотах над землей без экранирования и с разными экранами

Fig. 2. Magnetic field of the cable line at different heights above the ground with and without shielding

чтобы, с одной стороны, обеспечить достаточную степень дискретизации тонких лент, а с другой, — ограничить общее количество элементов для приемлемой скорости счета.

Опыт показывает, что в слабых полях, где в тонких магнитных экранах практически отсутствуют индуцированные вихревые токи, для достижения приемлемой точности решения достаточно одного слоя треугольных конечных элементов в тонкой магнитной ленте. В этих условиях оказывается возможным построить в ELCUT сетку из 500 тысяч конечных элементов для расчетной области габаритом 9×15 метров с несколькими экранирующими лентами толщиной 0,2 мм. Это дает возможность преодолеть разномасштабность «методом грубой силы», решая задачу в пределах одной модели за приемлемое время.

Результаты расчетов МП при номинальной симметричной токовой нагрузке получены для четырех вариантов: без экранов; с одним однослойным экраном; с одним двухслойным экраном; с двумя экранами, из которых один двухслойный, а второй — однослойный. Цветные картины поля для перечисленных конструкций экрана можно найти на электронном ресурсе [18].

Из графика на рис. 2 видно:

поле двухцепной линии без экранирования превышает гигиенический норматив для открытой местности в населенном пункте;

одиночный экран каждой из конструкций снижает максимальный уровень поля примерно вдвое, а при совместной установке двух экранов уровень поля становится более равномерным, и снижается еще в 2,5 раза.

Отдельный интерес представляет вопрос о том, насколько ухудшают магнитное экранирование неизбежные монтажные зазоры между горизонтальной и вертикальной частями П-образного экрана. В обсуждаемой конструкции ширина зазора составляет 4 мм. Картина МП в зоне стыка представлена на ресурсе [18]. Ее рассмотрение показывает, что влияние воздушного зазора на распределение МП заметно вблизи зазора на расстояниях до 20 мм от него, но оно не сказывается существенно на снижении МП на поверхности земли, то есть на расстоянии около 500 мм от зоны зазора.

Итогом данной серии численных экспериментов стала оценка эффективности ленточных высококоэрцитивных экранов плоской и П-образной конструкции, а также эффективность одновременного использования двух экранов.

Кольцевые подвижные экраны (КНЭ) с воздушным зазором

Кольцевым будем называть экран из тонкостенного магнитного листа или ленты, который расположен близко к кабелю, охватывая его полностью или частично. В том случае, когда подвижной экран (КНЭ), охватывающий одножильный кабель, замкнут, он не оказывает никакого влияния на МП, создаваемое током, протекающим по его оси. Полезность КНЭ с зазором состоит в том, что он перераспределяет (концентрирует) МП в окружающем пространстве [20, 21].

Рассмотрим КНЭ (рис. 3) с углом раскрытия зазора 60° из конструкционной стали толщиной 1 мм, расположенный вокруг внешней оболочки кабеля.

На данном этапе не рассматривается влияние соседних фазных кабелей. Насыщение ферромагнитного материала учитывается приближенно. Для каждого конечного элемента итеративно подбирается постоянное значение магнитной проницаемости таким образом, чтобы средняя за период энергия МП в этом элементе была рав-

на соответствующему значению энергии с учетом реальной кривой намагничивания при синусоидальном поле B и несинусоидальном поле H . Практическая реализация этого подхода состоит в том, что программа ELCUT заранее производит пересчет основной кривой намагничивания материала $B(H)$ с учетом вышеизложенного правила. Описанный подход удобен тем, что пересчитанная кривая намагничивания материала $B_{AC}(H)$ не зависит от частоты.

Расчетная модель задачи для исследования КНЭ содержит поперечное сечение кабеля, надвинутый на него экран и область окружающего пространства вокруг кабеля, достаточно большую для того, чтобы поле на ее границе можно было считать равным нулю.

На графике рис. 4 представлено распределение МП в радиальном направлении вне кабеля в сторону зазора (кривая 3, «вправо») и в сторону, противоположную зазору, (кривая 4, «влево»). Для сравнения представлены соответствующие кривые без магнитного экрана 1 и со сплошным КНЭ без зазора 2, которые в соответствии с теорией полностью совпадают.

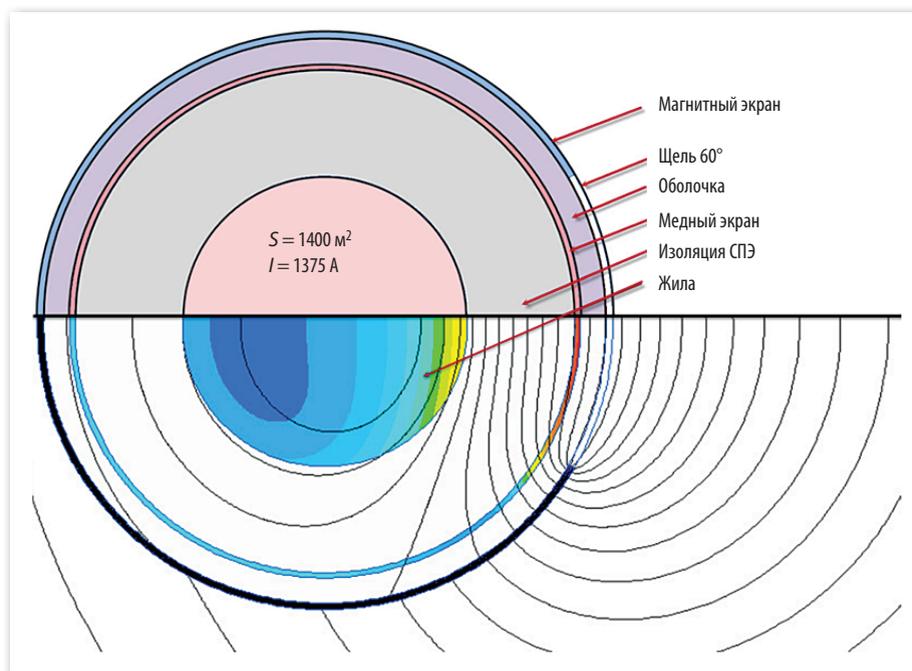


Рис. 3. Расположение КНЭ вокруг кабеля (вверху) и картина МП при номинальной нагрузке (внизу)

Fig. 3. Schematic layout of ring-shaped sliding shield (above), and the magnetic field pattern around the shielded cable (below) by rated current

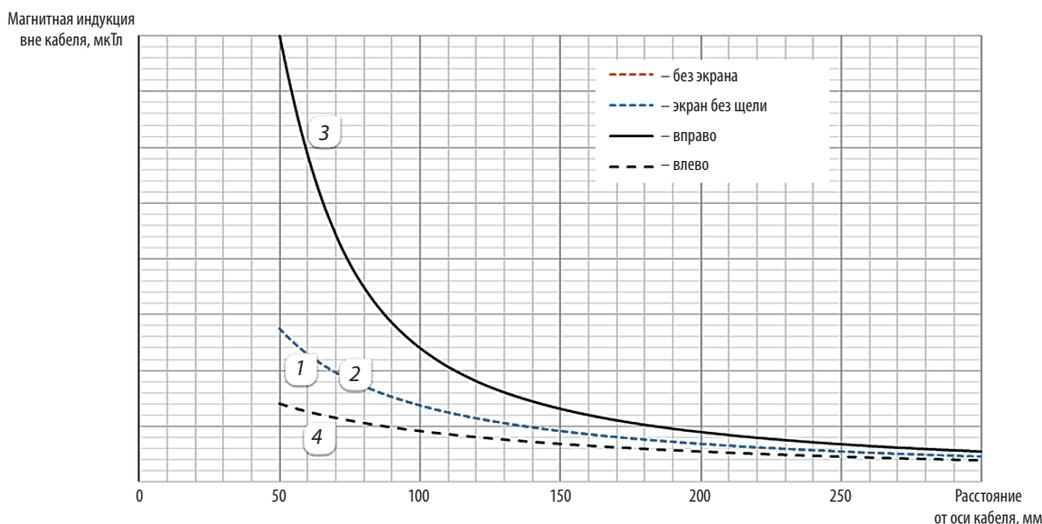


Рис. 4. Влияние стального экрана с зазором на внешнее МП одиночного кабеля

Fig. 4. Effect of steel ring-shaped shield on the external magnetic field of a single cable

Из графика видно, что экранирующее действие КНЭ с зазором состоит в перераспределении МП, которое графически представлено разницей между кривыми 4 (максимально ослабленное поле) и 3 (увеличенное поле). Этот простой численный эксперимент демонстрирует следующие закономерности:

1. Перераспределение поля заметно на близких расстояниях от кабеля ($d < (2-3)R_{\text{каб}}$) и практически полностью исчезает на расстоянии $5R_{\text{каб}}$;

2. Двукратное ослабление поля со стороны, противоположной зазору, достигается ценой 3–4 кратного увеличения поля со стороны зазора.

3. Перераспределение поля происходит не только во внешней области, но и внутри кабеля, что влечет увеличение потерь в токопроводящей жиле и медном экране.

Магнитный экран оказывает воздействие на поле благодаря двум разным механизмам: концентрации магнитного потока из-за высокой магнитной проницаемости и наведенных в проводящем слое вихревых токов. Исследование влияния этих факторов по отдельности показывает, что снижение электрической проводимости стали в 100 раз (строка 4 таблицы) практически не влияет на распределение поля и потери,

в то время как отключение повышенной магнитной проницаемости магнитного экрана (строка 5 таблицы) дает картину поля, неотличимую от неэкранированного кабеля. Из этого сопоставления понятно, что причиной повышения потерь является тот же фактор, который вызывает эффект снижения МП — концентрация магнитного потока в разомкнутом экране.

Рассмотрим подробнее влияние незамкнутого КНЭ на потери в элементах кабеля. На рис. 3 (снизу) показана картина поля (плотность тока и магнитные силовые линии) вокруг кабеля с КНЭ при номинальном токе.

Расчет МП на переменном токе позволяет сравнить потери на вихревые токи при различных способах экранирования и без них. В таблице сравниваются погонные потери в проводящих элементах кабеля без магнитного экрана, с КНЭ без зазора и с КНЭ при угле раскрытия зазора 60° .

Данные таблицы поясняют, что причины повышения потерь следует искать в характере перераспределения поля, вызванного асимметричным экраном. Поскольку более чем двукратное повышение погонных потерь из-за применения экрана в большинстве случаев неприемлемо, необходимо оценить причины их повышения.

Влияние магнитного экрана на потери в кабеле
Effect of magnetic shield on the cable Ohmic loss

Номер варианта	Вариант	Погонные омические потери, Вт/км			
		в жиле	в медном экране	в стальном экране	Всего
1	Без магнитного экрана	31 519	3,1	0	31 522
2	Сплошной экран без зазора	33 595	3,2	24 902	58 500
3	Экран с зазором 60°	40 091	24 729	14 664	79 484
4	То же, непроводящий	40 179	24 937	147	65 263
5	То же, немагнитный	31 519	3,2	0,5	31 523

Влияние КНЭ на температуру кабеля

Дополнительные потери, вызванные КНЭ с зазором, оказывают влияние на температуру элементов кабеля. Оценим это влияние путем численного моделирования температурного поля, источником которого являются потери, чье распределение обсуждалось выше. КНЭ предназначены для локального уменьшения МП с одной стороны от кабеля при неизбежном увеличении внешнего МП с противоположной стороны. Протяженность зоны, где требуется снижение МП, невелика по сравнению с длиной кабеля. Учитывая высокую теплопроводность проводящих элементов в осевом направлении, можно ожидать, что локальный перегрев, вызванный КНЭ, быстро затухает при движении в осевом направлении от экрана. Задача расчета температурного поля кабеля, оснащенного КНЭ, имеет трехмерную геометрию. Тем не менее, адекватные выводы о влиянии КНЭ на температурный режим работы кабеля можно получить путем двумерного моделирования поля, рассматривая три сечения: 1 — поперечное сечение кабеля с экраном; 2 — поперечное сечение кабеля без экрана; 3 — продольное сечение кабеля, которое содержит зону с экраном и достаточно протяженную зону без экрана.

Первые два расчета дают предельные картины температурного поля: максимально нагретую дополнительными потерями; полностью свободную от дополнительных потерь. Третья задача, рассматривающая продольное сечение кабеля, позволит оценить, насколько температурное возмущение от экрана распространяется на неэкранированные участки кабеля.

КНЭ в большинстве случаев используются при воздушной прокладке кабелей, когда теплоотвод с их поверхности осуществляется радиационным и конвективным путем. Оценка граничных условий теплообмена с поверхности кабеля в условиях естественной конвекции на практике выполняется путем использования эмпирических критериальных уравнений, основанных на экспериментальных данных. Для оценки естественной конвекции с поверхности горизонтального цилиндра мы опирались на методику и табличные данные работы [12].

Конвективный тепловой поток описывается эмпирическим законом Ньютона—Рихмана:

$$F_{conv} = \alpha_c (T_{cab} - T_a),$$

где α_c — коэффициент конвекции; $(T_{cab} - T_a)$ — разность температур между оболочкой кабеля и прилегающим слоем воздуха.

Тепловой поток радиационного теплообмена описывается законом Стефана — Больцмана:

$$F_{rad} = \varepsilon \sigma (T_{cab}^4 - T_a^4) = \frac{\varepsilon \sigma (T_{cab}^4 - T_a^4)}{T_{cab} - T_a} (T_{cab} - T_a) = \alpha_{rad} (T_{cab} - T_a),$$

где ε — безразмерный коэффициент черноты поверхности кабеля в диапазоне 0–1; $\sigma = 5,67 \times 10^{-8}$ Вт/(м²·К⁴) — постоянная Стефана — Больцмана. Записав условие радиационного теплообмена в такой форме, мы избегаем решения нелинейной задачи, где в граничное условие входит четвертая степень температуры,

и получаем возможность простого сопоставления радиационного и конвективного тепловых потоков путем сравнения коэффициентов α_c и α_{rad} .

Характер конвективного течения газа вблизи нагретого кабеля определяется значением произведения безразмерных критериев Грассгофа и Прандтля: $Pr = 0,696$; $Gr = 15,22$; их произведение $Gr \cdot Pr = 10,6$. Это означает, что конвекция имеет ламинарный характер, и ее вклад в общий теплообмен относительно мал. Для этих условий средний коэффициент конвективного теплообмена вычисляется как $\alpha_c = Nu \cdot \lambda / D_{cab} = 0,32 \text{ Вт}/(\text{К} \cdot \text{м}^2)$.

Сопоставляя значения коэффициентов конвективного $\alpha_c = 0,32$ и радиационного $\alpha_{rad} = 9,21$ теплообмена, видим, что в соответствии с предварительной оценкой радиационный теплообмен оказывает значительно большее влияние, чем конвекция. Суммарный коэффициент теплообмена для расчетов теплоотдачи с поверхности нагретого кабеля в окружающий воздух составляет

$$\alpha = \alpha_c + \alpha_r = 9,53 \frac{\text{Вт}}{\text{К} \cdot \text{м}^2}.$$

Задавись найденными выше условиями теплообмена, получим температурное поле, показанное на рис. 5 для кабеля без магнитного экрана (*a*, внизу) и с экраном (*a*, сверху).

Средняя температура жилы без экрана составляет 89°C ; в присутствии магнитного экрана с раскрытием зазора 60° она повышается на 23°C до 112°C .

Теперь обратимся к другому двумерному приближению трехмерной задачи теплообмена — для продольного сечения (рис. 5, *б*, вверху). В силу условий симметрии достаточно рассмотреть четверть задачи. Левая граница расчетной области проходит посередине экрана с граничным условием нулевого нормального теплового потока в силу симметрии. Правая граница расчетной области формально бесконечно удалена. Практически достаточно удалить границу на такое расстояние от края экрана, чтобы его тепловое влияние не ощущалось. Это расстояние определяется путем серии численных экспериментов при разном положении условной правой границы с естественным граничным условием.

В токопроводящих областях продольной модели и в магнитном экране задается средняя плотность мощности источника тепла, полученная в электромагнитном расчете. С учетом того, что в продольном сечении магнитный экран виден как цилиндрический (зазором пренебречь), плотность мощности тепловыделения следует уменьшить пропорционально увеличению объема экрана, чтобы суммарная мощность источника тепла была одинакова в продольном и поперечном сечении.

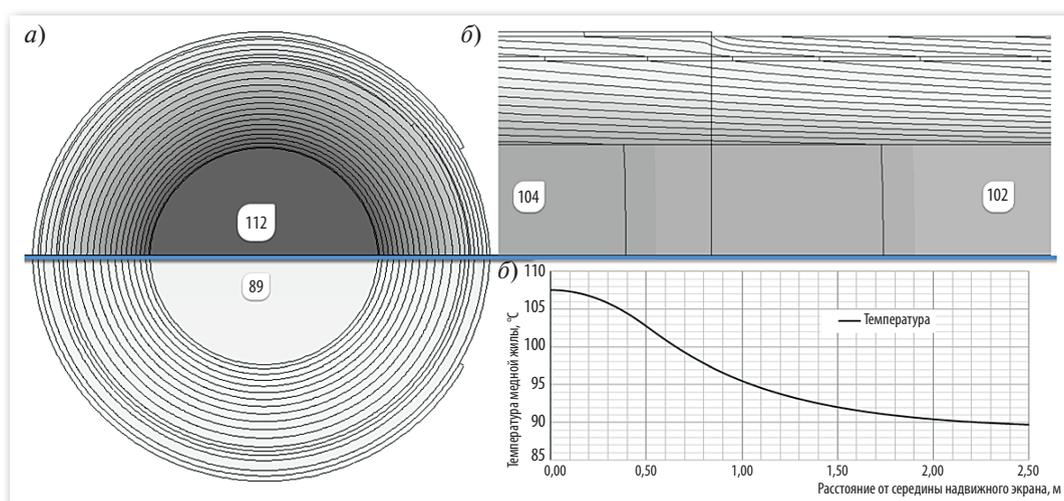


Рис. 5. Температурное поле кабеля без экрана (*a*, внизу) и с КНЭ с зазором (*a*, сверху) (изотермы проведены через 1°C) и температурный профиль в продольном сечении (*б*)

Рис. 5. Temperature distribution in the shielded (*a*, above) and unshielded (*a*, below) cable cross-section. On the right side — the temperature profile in the longitudinal cable cross-section (*б*)

Рассчитанная картина теплового поля в продольном сечении в зоне окончания КНЭ показана на рис. 5, б, вверху, а на рис. 5, б, внизу приведен график температуры поверхности токопроводящей жилы в зависимости от расстояния до условной удаленной границы от центра экрана. Длина половины экранированного участка кабеля составляет 500 мм от левой границы расчетной области. В центре экранированного участка температура жилы на 18 °С выше, чем вне магнитного экрана. Температурное возмущение жилы, вызванное экраном, спадает до 2 °С на расстоянии 1 м от края экрана и практически до нуля на расстоянии 2 м.

Таким образом, для успешного применения КНЭ с воздушным зазором токовая нагрузка кабеля должна быть снижена, чтобы температура жилы без экрана не превышала 70 °С. При планировании расстояния между соседними экранами, размещенными на одном и том же кабеле, следует учитывать, что температурное возмущение, вызванное экраном, распространяется на 1–3 м от его края в направлении оси кабеля.

Отметим, что максимальная температура кабеля при наличии экрана в модели поперечного сечения составляет 112 °С, а в модели продольного сечения — 108 °С. При этом в обеих моделях температура кабеля без экрана одинакова и равна 90 °С. Равенство температур невозмущенных участков в обеих моделях служит дополнительным подтверждением корректности постановки задачи. В то же время с достаточной уверенностью можно заключить, что более высокая температура экранированного участка в поперечной модели связана с тем, что эта модель предполагает бесконечную осевую длину экрана и тем самым является теоретически максимальным значением для экранов любой длины. Напротив, в модели продольного сечения выбрана конкретная длина экранированного

участка, равная 1 м. При более коротких экранах максимальная температура будет меньше, при более длинных — несколько больше, но никогда не превысит 112 °С.

Заключение

Предложена методика и проведено мультифизическое моделирование внешнего МП и температурного режима одноцепной и двухцепной подземных кабельных линий. Показано, что численное моделирование экранов из тонких ферромагнитных лент на одной конечно-элементной модели принципиально осуществимо и дает практически важные результаты, несмотря на проблему разномасштабности. В частности, оно позволяет сравнить разные конструктивные варианты экранов, оптимизировать конструкцию и расход дорогостоящих магнитомягких лент.

Для локального снижения МП путем его перераспределения могут применяться кольцевые надвижные экраны (КНЭ) из магнитомягких аморфных лент с воздушным зазором. Показано, что применение экрана повышает температуру токопроводящей жилы. Численные эксперименты выявили, что причиной повышения температуры является перераспределение МП и плотности вихревых токов по сечению жилы и экрана. Расчет температурного поля в продольном сечении кабеля показывает, что температура жилы достигает 108 °С при длине экрана 1 м и затухает на расстоянии 0,7–1,0 м от края экрана. При более коротких экранах максимальная температура будет меньше, при более длинных — несколько больше, но никогда не превысит 112 °С. Поэтому анализ эффективности экранирования МП должен включать в себя не только расчет МП, но и изменившегося теплового режима.

Приведенные в статье результаты получены впервые.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лавров Ю.А. Системный подход к проектированию воздушных и кабельных ЛЭП среднего и высокого напряжения // 3-я Росс. конф. ЛЭП 2008, [электронный ресурс] URL:<http://www.elsi.ru/upload/medialibrary/3e0/3e06891444b0e3f564a5dd46191fdaf9.pdf> (дата обращения 28.09.2016).
2. Крылов В.В., Изюмов Ю.Г., Извеков Е.И., Непомнящих В.А. Магнитное поле и поведение рыб // Журнал общей биологии. 2013. 74. № 5. С. 354–365.
3. Никитина В.Н. Современное состояние проблемы защиты от электромагнитных полей // Сб. докладов 9-й Российской научн-техн. конференции

по Электромагнитной совместимости, ЭМС-2006. СПб. С. 34–39.

4. **Семенов А.В.** Обоснование предельно допустимых норм на индукцию магнитных полей промышленной частоты для человека // Известия Томского политехнического университета. 2012. Т. 321. № 1. С. 197–200.

5. **Мисриханов М.Ш., Рубцова Н.Б., Токарский А.Ю.** Ограничение уровней напряженности МП, создаваемого кабельной линией электропередачи // Энергетик. 2008. № 8. С. 31–35.

6. **Рябченко В.Н., Рубцова Н.Б., Зимин К.А., Абдурахманов А.М., Токарский А.Ю.** Магнитные поля воздушных и кабельных линий электропередачи: нормирование, расчет, проектирование // Безопасность в техносфере. 2014. Т. 3. № 2. С. 52–63. DOI:10.12737/3672. /ООО «НИЦ Инфра-М».

7. **Dawoud M.M. [et al.]**. Magnetic field management techniques in transmission underground cables // Electric power systems research. 1999. Т. 48. № 3. С. 177–192.

8. **Грешняков Г.В., Дубицкий С.Д., Ковалев Г.Г., Коровкин Н.В.** Электромагнитный и тепловой расчет токовой нагрузки кабельной системы методом конечных элементов // Кабели и провода. 2013. № 3(340). С. 15–21.

9. **Korovkin N., Greshnyakov G., Dubitsky S.** Multi-physics approach to the boundary problems of power engineering and their application to the analysis of load-carrying capacity of power cable line // Electric Power Quality and Supply Reliability Conference (PQ), 2014. IEEE, 2014. P. 341–346.

10. **Dubitsky S., Greshnyakov G., Korovkin N.** Refinement of Underground Power Cable Ampacity by Multi-physics FEA Simulation // International Journal of Energy. 2015. Vol. 9. P. 12–19.

11. **Farag A.S., Dawoud M.M., Habiballah I.O.** Implementation of shielding principles for magnetic field management of power cables // Electric power systems research. 1999. Т. 48., № 3. С. 193–209.

12. **Струпинский М.Л., Хренков Н.Н., Кувалдин А.Б.** Проектирование и эксплуатация систем электрического обогрева в нефтегазовой отрасли. М.: Инфра-Инженерия, 2015. 261 с.

13. ELCUT®. Моделирование электромагнитных, тепловых и упругих полей методом конечных

элементов. Версия 6.2: Руководство пользователя / СПб., ООО «Тор», 2016. [Электронный ресурс] URL: http://elcut.ru/free_doc_r.htm (дата обращения 28.09.2016).

14. **Маннинен С.А., Кузнецов П.А., Фармаковский Б.В.** Экранирование подземных кабельных линий для обеспечения электромагнитной экологии // Конференция ЭМС-2003. http://www.crisim-prometey.ru/Rus/Commercial/PDF/conf_EMS-2003.pdf

15. **Гудошников С.А., Гребенщиков Ю.Б., Волков В.Т., Прохорова Ю.В.** Магнитные и экранирующие свойства ленточных аморфных ферромагн. материалов // Письма в ЖТФ. 2014. Т. 40. Вып. 19. С. 42–50.

16. **Сурма С.В., Кузнецов П.А., Васильева О.В.** Использование аморфных магнитомягких материалов для защиты биологических объектов от воздействия слабых магнитных полей // Материаловедение. 2009. № 4(145). С. 52–59.

17. Экранирование магнитного поля 50 Гц кабельных линий и распределительных подстанций материалами на основе сплавов с аморфной и нанокристаллической структурой / Кузнецов П.А., Аскинази А.Ю., Фармаковский Б.В. [и др.]. // Ежегодник Рос. нац. комитета по защите от неионизирующих излучений 2004–2005: сб. тр. М.: АЛЛАНА, 2006. С. 142–150.

18. Магнитное поле подземных кабельных линий [Электронный ресурс.] URL: http://elcut.ru/publications/underground_cable_field.htm (дата обращения 01.09.2016).

19. **Грешняков Г.В., Ковалев Г.Г., Коровкин Н.В., Дубицкий С.Д.** Полевые методы в кабельных задачах // Сб.: Использование комп. мод. и численных расчетов для решения инженерных задач в различных областях проектирования и разработки на основе применения программы ELCUT. СПб.: Изд-во «Любавич», 2015. С. 5–74.

20. **Грешняков Г.В., Доронин М.В., Коровкин Н.В.** Комбинированные магнитные экраны для силовых кабельных линий // Кабели и провода. 2015. № 5. С. 8–13.

21. **Доронин М.В., Грешняков Г.В., Коровкин Н.В.** Магнитные экраны специальной конструкции // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2017. Т. 23. № 1. С. 118–127. DOI: 10.18721/JEST.230112.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ДУБИЦКИЙ Семен Давидович — ООО «Тор». E-mail: sdubitsky@gmail.com

ГРЕШНЯКОВ Георгий Викторович — кандидат технических наук, ООО НИИ «Севкабель». E-mail: g.greshnyakov@gmail.com

КОРОВКИН Николай Владимирович — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: nikolay.korovkin@gmail.com

REFERENCES

1. **Lavrov Yu.A.** Sistemnyy podkhod k proyektirovaniyu vozduzhnykh i kabelnykh LEP srednego i vysokogo napryazheniya. *3-ya Ross. konf. LEP 2008*. [Elektronnyy resurs]. URL: <http://www.elsi.ru/upload/medialibrary/3e0/3e06891444b0e3f564a5dd46191fdaf9.pdf> (data obrashcheniya 28.09.2016). (rus.)
2. **Krylov V.V., Izyumov Yu.G., Izvekov Ye.I., Nepomnyashchikh V.A.** Magnitniye palia i povedeniye ryb. *Zhurnal obshch. biologii*. 2013. 74. № 5. S. 354–365. (rus.)
3. **Nikitina V.N.** Sovremennoye sostoyaniye problemy zashchity ot elektromagnitnykh poley. *Sb. dokladov 9-y Rossiyской nauchn.-tekhn. konferentsii po EMS, EMS-2006*. SPb. S. 34–39. (rus.)
4. **Semenov A.V.** Obosnovaniye predelno dopustimyykh norm na induktsiyu magnitnykh poley promyshlennoy chastoty dlya cheloveka. *Izvestiya Tomskogo politekhnicheskogo universiteta. Nauki o Zemle*. 2012. T. 321. № 1. S. 197–200. (rus.)
5. **Misrikhanov M.Sh., Rubtsova N.B., Tokarskiy A.Yu.** Ogranicheniye urovney napryazhennosti MP, sozdavayemogo kabelnoy liniyey elektroperedachi. *Energetik*. 2008. № 8. S. 31–35. (rus.)
6. **Riabchenko V.N., Rubtsova N.B., Zimin K.A., Abdurakhmanov A.M., Tokarskiy A. Yu.** Magnitniye polya vozduzhnykh i kabelnykh liniy elektroperedachi: normirovaniye, raschet, proektirovaniye [Overhead and underground power lines magnetic fields: rationing, calculation, design]. *Bezopasnoat' v tekhnosferie*. 2014. T. 3. № 2. S. 52–63. DOI:10.12737/3672./OOO «NITS Infra-M».
7. **Dawoud M.M. [et al.]** Magnetic field management techniques in transmission underground cables. *Electric power systems research*. 1999. T. 48. № 3. S. 177–192. (rus.)
8. **Greshnyakov G.V., Dubitskiy S.D., Kovalev G.G., Korovkin N.V.** Elektromagnitnyy i teplovoy raschet tokovoy nagruzki kabelnoy sistemy metodom konechnykh elementov. *Kabeli i provoda*. 2013. № 3(340). S. 15–21. (rus.)
9. **Korovkin N., Greshnyakov G., Dubitskiy S.** Multi-physics approach to the boundary problems of power engineering and their application to the analysis of load-carrying capacity of power cable line. *Electric Power Quality and Supply Reliability Conference (PQ)*. 2014. IEEE. 2014. S. 341–346.
10. **Dubitskiy S., Greshnyakov G., Korovkin N.** Refinement of Underground Power Cable Ampacity by Multi-physics FEA Simulation. *International Journal of Energy*. 2015. Vol. 9. P. 12–19.
11. **Farag A.S., Dawoud M.M., Habiballah I.O.** Implementation of shielding principles for magnetic field management of power cables. *Electric power systems research*. 1999. T. 48. № 3. S. 193–209.
12. **Strupinskiy M.L., Khrenkov N.N., Kuvaldin A.B.** Proyektirovaniye i ekspluatatsiya sistem elektricheskogo obogreva v neftegazovoy otrasli. M.: Infra-Inzheneriya, 2015. 261 s. (rus.)
13. **ELCUT®**. Modelirovaniye electromagnitnykh, teplovykh i uprugih poley metodom konechnykh elementov [ELCUT. Finite Element simulation of electromagnetic, thermal and structured fields. Verion 6.2. User's Guide]. St. Petersburg: Tor, Ltd, 2016 [online resource]. URL: http://elcut.ru/free_doc_r.htm (checkind date 28.09.2016).
14. **Manninen S.A., Kuznetsov P.A., Farmakovskiy B.V.** Ekranirovaniye podzemnykh kabelnykh liniy dlya obespecheniya elektromagnitnoy ekologii. *Konferentsiya EMS-2003* [elektronnyy resurs]. URL: http://www.crim-prometey.ru/Rus/Commercial/PDF/conf_EMS-2003.pdf (data obrashcheniya 28.09.2016).
15. **Gudoshnikov S.A., Grebenshchikov Yu.B., Volkov V.T., Prokhorova Yu.V.** Magnitnyye i ekraniruyushchiye svoystva lentochnykh amorfnykh ferromagn. materialov. *Pisma v ZhTF*. 2014. T. 40, Vyp. 19. S. 42–50.
16. **Surma S.V., Kuznetsov P.A., Vasilyeva O.V.** Ispolzovaniye amorfnykh magnitomyagkikh materialov dlya zashchity biologicheskikh obyektov ot vozdeystviya slabykh magnitnykh poley. *Materialovedeniye*. 2009. № 4(145). S. 52–59.
17. **Kuznetsov P.A., Askinazi A.Yu., Farmakovskiy B.V. [i dr.]** Ekranirovaniye magnitnogo polia 50 Gts kabelnykh liniy i raspredelitelnykh podstantsiy materialami na osnove splavov s amorfnoy i nanokristallicheskoй strukturoy. *Yezhegodnik Ros. nats. komiteta po zashchite ot neioniziruyushchikh izlucheniyy 2004–2005: sb. tr.* M.: ALLANA, 2006. S. 142–150.
18. Magnitnoye pole podzemnykh kabelnykh liniy [elektronnyy resurs]. URL: http://elcut.ru/publications/underground_cable_field.htm (data obrashcheniya 01.09.2016). (rus.)
19. **Greshnyakov G.V., Kovalev G.G., Korovkin N.V., Dubitskiy S.D.** Polevyye metody v kabelnykh zadachakh. Sb.: *Ispolzovaniye komp. mod. i chislennykh raschetov dlya resheniya inzhenernykh zadach v razlichnykh oblastyakh proyektirovaniya i razrabotki na osnove primeneniya programmy ELCUT*. SPb.: Izd-vo «Lyubavich». 2015. S. 5–74. (rus.)
20. **Greshnyakov G.V., Doronin M.V., Korovkin N.V.** Kombinirovannyye magnitnyye ekrany dlya silovykh kabelnykh liniy. *Kabeli i provoda*. № 5. 2015. S. 8–13. (rus.)
23. **Doronin M.V., Greshnyakov G.V., Korovkin N.V.** Magnitnyye ekrany special'noy konstrukcii [Magnetic shields special design]. *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (1) (2017) 124–133, DOI: 10.18721/JEST.230112. (rus.)

AUTHORS

DUBITSKY Semen D. — Tor, Ltd. E-mail: sdubitsky@gmail.com

GRESHNYAKOV Georgiy V. — Research institute «Sevkabel». E-mail: g.greshnyakov@gmail.com

KOROVKIN Nikolai V. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: nikolay.korovkin@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 29 мая 2017 г.



DOI: 10.18721/JEST.230309

УДК 629.039.58

В.И. Гуменюк, И.А. Толочко, А.Ю. Туманов

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

МОДЕЛИРОВАНИЕ ЗАЩИЩЕННОСТИ ОБЪЕКТА ЭНЕРГЕТИКИ ОТ ЧРЕЗВЫЧАЙНЫХ СИТУАЦИЙ: СТРУКТУРА МОДЕЛИ И МАТЕМАТИЧЕСКИЙ АППАРАТ

Идентифицированы характеристики объекта энергетики как объекта, подверженного поражающему воздействию чрезвычайной ситуации, а так же особенности процесса моделирования данного воздействия. Раскрыто понятие защищенности применительно к объектам энергетической отрасли. Разработана общая структура модели защищенности объекта энергетики от поражающих факторов чрезвычайных ситуаций и иерархия моделей, входящих в эту структуру (модели систем, элементов и поражающих факторов чрезвычайной ситуации). Обоснованы методологические принципы анализа состояния защищенности объекта и выбран оптимальный математический аппарат для описания поражающего воздействия. Введены: критерии защищенности технических систем объекта энергетики и его элементов; условие сохранения работоспособности и понятие критического элемента. Разработан общий алгоритм процесса оценки защищенности объекта энергетики от поражающего воздействия чрезвычайных ситуаций.

ОБЪЕКТ ЭНЕРГЕТИКИ; МОДЕЛИРОВАНИЕ; ЧРЕЗВЫЧАЙНАЯ СИТУАЦИЯ; ПОРАЖАЮЩИЙ ФАКТОР; ЗАЩИЩЕННОСТЬ; МОДЕЛЬ ЗАЩИЩЕННОСТИ.

Ссылка при цитировании:

В.И. Гуменюк, И.А. Толочко, А.Ю. Туманов. Моделирование защищенности объекта энергетики от чрезвычайных ситуаций: структура модели и математический аппарат // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 101–108. DOI: 10.18721/JEST.230309

V.I. Gumenyuk, I.A. Tolochko, A.Yu. Tumanov

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

MODELLING THE DEGREE OF PROTECTION OF A POWER ENGINEERING FACILITY IN EMERGENCY SITUATIONS: THE STRUCTURE OF THE MODEL AND MATHEMATICAL TOOLS

We have identified the characteristics of power engineering facilities as an object which may be damaged in case of emergency situations, as well as the special aspects of modelling this process. The degree of protection has been defined with respect to the power engineering facility. We have created the general structure of the degree of protection of power engineering facilities from the influence of adverse factors in emergency situations and the hierarchy of submodels (models of technical systems, elements and adverse factors). We have proved the methodological principles of analysis of the safe conditions of the power engineering facility and have chosen the optimal mathematical tool for describing the destructive effect. We have created the criteria of the degree of protection of technical systems of the power engineering facility and its elements; the condition of probability of survival and notion of a weak element. We have developed the general algorithm of the estimation procedure of degree of protection of the power engineering facility from adverse factors in emergency situations.

POWER ENGINEERING FACILITY; MODELING; EMERGENCY SITUATION; ADVERSE FACTOR; DEGREE OF PROTECTION; MODEL OF DEGREE OF PROTECTION.

Citation:

V.I. Gumenyuk, I.A. Tolochko, A.Yu. Toumanov, Modelling the degree of protection of a power engineering facility in emergency situations: the structure of the model and mathematical tools, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 101–108, DOI: 10.18721/JEST.230309

Введение

Свойство защищенности объекта энергетики от деструктивного воздействия поражающих факторов чрезвычайной ситуации (ПФ ЧС) в основном закладывается на этапе проектирования. Для обоснования конкретных мероприятий по повышению защищенности объекта энергетики или его отдельных систем необходимо изучить и описать характер воздействия ПФ ЧС на вышеуказанные элементы и определить вклад каждого элемента в функционирование объекта энергетики в условиях деструктивного воздействия [1, 2]. Наиболее удобный инструмент для решения данных задач — математическое моделирование.

Цель исследования — создание общей модели защищенности объекта энергетики от ПФ ЧС для обоснования мероприятий по повышению их устойчивости к поражающему воздействию.

Задачи — разработать структуру модели защищенности объекта энергетики и обосновать выбор применяемого математического аппарата.

Особенности объектов энергетики, учитываемые при моделировании

Объект энергетики представляет собой сложную совокупность различных технических систем, оборудования, зданий и сооружений [3]; свойство его защищенности может быть рассмотрено применительно к объекту в целом, подсистемам и отдельным элементам [4–6]. Стоит вопрос о необходимости разработать методику определения вклада элементарных единиц в общий уровень защищенности объекта, а так же алгоритм определения достаточности уровня защищенности.

Основные составляющие модели защищенности объекта энергетики и их иерархия приведены на рис. 1.



Рис. 1. Основные составляющие модели защищенности объекта энергетики

Fig. 1. The main elements of the model of shelteredness of an energy objects

Модель защищенности элемента формализовано описывает процесс выхода его из строя с течением времени под воздействием действующих нагрузок от ПФ ЧС и в силу внутренних свойств. Элементы могут быть подвергнуты дальнейшей детализации с целью изучения внутренних процессов и явлений, происходящих в них.

Уровни моделирования образованы последовательным агрегированием всех предыдущих уровней путем представления в обобщенном виде их показателей и взаимосвязей.

Модели защищенности подсистем и системы в целом описывают работу объекта энергетики как процесс взаимодействия его элементов при функционировании объекта в различных условиях. Основное содержание модели — описание взаимосвязей элементов, раскрывающее степень влияния их защищенности на защищенность объекта энергетики [7]. То есть в такой модели отражаются только те свойства или характеристики элементов и только те их взаимные связи в системе, которые существенны с позиций защищенности.

Математическая модель защищенности объекта энергетики должна учитывать все существенные факторы, влияющие на ее уровень. К числу таких факторов следует отнести конструктивно-технические и эксплуатационно-технические.

Конструктивно-технические факторы, определяющие защищенность систем объекта энергетики, включают:

структурное построение системы, устанавливающее взаимосвязь элементов и режимы их работы;

конструктивное исполнение элементов, проявляющееся в степени влияния ПФ ЧС на их функционирование, в том числе и с учетом их защищенности.

Эксплуатационно-технические факторы выражаются во внешних воздействиях ПФ ЧС на элементы и систему. По характеру воздействия на уровень защищенности они учитываются при соответствующем определении показателей защищенности элементов [8].

Математический аппарат модели

В общем случае математическая модель может быть представлена функционалом [9], уста-

навливающим взаимосвязь между уровнями защищенности системы и ее элементов:

$$\varphi = \Phi \left[F(r_i, \tau, N), u(r_i, \tau, N, a_j) \right], \quad (1)$$

где $F(r_i, \tau, N)$ — функциональное представление структуры системы и взаимосвязи элементов в течение времени τ ; r_i — показатель защищенности i -го элемента; N — число учитываемых элементов в системе; u — оператор, учитывающий влияние ПФ ЧС на уровень защищенности системы; a_j — j -я характеристика ПФ ЧС; φ — показатель защищенности системы.

Комплекс взаимосвязанных моделей защищенности систем объекта энергетики должен включать:

группу математических моделей отдельных элементов объекта энергетики, в которых в наиболее полной мере учитываются внутренние, специфические для данных элементов факторы;

более общие модели для групп элементов (функциональных подсистем);

обобщенную модель защищенности объекта энергетики.

Анализ процессов воздействия на элементы и способность противостоять этим воздействиям показывает, что все характеристики элементов можно в конечном итоге выразить в явном виде в зависимости от одной и той же совокупности показателей [10,11]. В качестве обобщенной выходной характеристики в моделях элементов можно рассматривать выраженную в количественной форме его способность противостоять поражающим воздействиям, сохраняя нормальное функционирование.

Разработать математическую модель защищенности объекта — значит описать зависимость между защитной способностью, уровнем ПФ ЧС и параметрами состояния элемента. Эти зависимости назовем «моделями защищенности» и представим в обобщающем виде

$$\{\Theta_r\} = \{F_r(x_i, v_k, a_j)\}, \quad (2)$$

где $\{\Theta_r\}$ — r -й параметр состояния элемента, определяющий способность нормального функционирования; x_i — уровень i -го ПФ ЧС; v_k — характеристика защитной способности; a_j — характеристики, связанные с функциональными или конструктивными особенностями элемента.

Унифицированность выражения (2) основывается на следующих положениях [12, 13]:

защищенность, обеспечиваемая элементом любого уровня иерархии, определяется как функционал защищенности более мелких элементов;

защищенность, обеспечиваемая элементом нижнего уровня, определяется как функционал от трех групп переменных параметров — поражающих воздействий, защитной способности элемента и его функциональных и конструктивных особенностей.

При построении модели целесообразно использовать подход «нагрузка — стойкость», где в качестве исходных рассматриваются действующие нагрузки, создаваемые ПФ ЧС, и характеристики элементов объекта, подверженного воздействию. Так, для нагрузки, создаваемой мгновенно действующим ПФ ЧС (например, взрыв),

$$X_i^m = f(q, R, k), \quad (3)$$

где X_i^m — параметр i -го ПФ ЧС; q — мощность источника ПФ ЧС; R — расстояние от источника до объекта; k — коэффициент, учитывающий взаимодействие со средой.

Для длительных ПФ ЧС (например, истечение АХОВ)

$$X_i^D = f[q, C_i(x, y), k, t], \quad (4)$$

где $C_i(x, y)$ — показатель скорости изменения параметра ПФ ЧС во времени в точке с координатами x, y ; t — продолжительность воздействия.

Наносимый объекту ущерб представляется в виде события, являющегося детерминированной функцией расчетной схемы величин X_i^m и X_i^D и способности объекта противостоять этому воздействию. Объект считается пораженным, если нагрузка превышает его (или его систем) несущую способность, и наоборот. В параметрической форме условие поражения записывается следующим образом:

$$X_i^m > X_{i\text{доп}}^m; \quad X_i^D > X_{i\text{доп}}^D, \quad (5)$$

где $X_{i\text{доп}}^m, X_{i\text{доп}}^D$ — показатели несущей способности объекта при воздействии i -го мгновенного или длительного фактора.

Обычно эти показатели называют показателями стойкости.

Стойкостью называется способность (свойство) объекта сохранять параметры, определяющие его нормальную работоспособность, в пределах установленных норм во время и после воздействия ПФ ЧС. Показателями стойкости являются максимальные значения параметров действующих ПФ ЧС, при которых сохраняется нормальное функционирование объекта (допустимые значения параметра $X_{i\text{доп}}$).

Данный подход вполне применим к человеку (персоналу объекта энергетики). Человек как биологический объект также характеризуется стойкими показателями (допустимыми для него значениями воздействующих ПФ ЧС).

Для созданных объектов стойкость становится их внутренним свойством и может быть изменена только путем модернизации, реконструкции или использования специальных защитных мер.

Показатели стойкости элементов определяют или на натуральных испытаниях с применением средств поражения, или на моделирующих установках, или путем теоретических расчетов с последующей экспериментальной проверкой [14].

В последнем случае исследуется обобщенная модель объекта в виде

$$\{Y_i\} = H\{X_i\}, \quad (6)$$

где X_i — множество значений ПФ ЧС, характеризующих внешнее воздействие; Y_i — множество значений параметров, характеризующих реакцию объекта на эти воздействия.

Оператор H характеризует структуру и свойства объекта; при его помощи каждой реализации внешнего воздействия ставится в соответствие реализация реакции объекта.

Критерий защищенности систем объекта энергетики и его элементов

Для определения достаточности защищенности систем объекта энергетики (или элементов), мероприятий по повышению соответствующих характеристик введем критерий защищенности элемента:

$$a \leq Y(X_i) \leq b, \quad X_i = X_{i\text{доп}}, \quad (7)$$

где a, b — допуски на выходной параметр объекта.

При этом из ряда значений уровней ПФ ЧС, соответствующих допуску параметров, в каче-

стве показателя стойкости выбирают наименьшее граничное значение

$$X_{i\text{доп}} = \min \{X_i^{\text{гр}}\}, Y_i = Y_{i\text{доп}}. \quad (8)$$

Рассматриваемый подход позволяет оценить результаты воздействия как на составные части объекта (блок, узел, агрегат и т. д.), так и на объект (систему) в целом. Показатели, относящиеся к объекту (системе) в целом, называются общими показателями стойкости, а к составным частям и элементам — частными. Для оценки состояния объекта используется принцип «критического элемента», в соответствии с которым стойкость совокупности элементов не может быть ниже уровня стойкости наименее стойких элементов [15], т. е.

$$X_{i\text{доп}} \geq \min \{X_{ij\text{доп}}\}, \quad (9)$$

где $X_{ij\text{доп}}$ — показатель стойкости j -го элемента по i -му ПФ ЧС.

Таким образом, используемый подход состоит из двух основных этапов.

На первом из них вычисляются параметры ПФ ЧС (X_i) и предельные значения действующих нагрузок ($X_{i\text{доп}}$). Второй этап состоит в сопоставлении результатов воздействия с допустимыми значениями выходных характеристик объекта или допустимыми значениями параметров ПФ ЧС. На этом этапе выбирается и обосновывается требуемый уровень защищенности.

Защищенность объекта характеризуется количественно при помощи коэффициентов (показателей) защищенности, которые описывают ослабление внешних воздействий на объекты,

$$X'_i = X_i / K^3, \quad (10)$$

или повышение его стойкости,

$$X'_{i\text{доп}} = X_{i\text{доп}} / K^3, \quad (11)$$

где X'_i , $X'_{i\text{доп}}$ — значения действующей нагрузки и ее допустимого значения с учетом защитных мер.

Условие сохранения можно записать в виде

$$K_X^3 = \frac{X_{i\text{доп}}}{X_i} \geq 1; K_R^3 = \frac{R_i}{R_{in}} \geq 1; K_\tau^3 = \frac{\tau_{\text{доп}}}{\tau} \geq 1, \quad (12)$$

где K_X^3 , K_R^3 , K_τ^3 — коэффициенты (показатели) защищенности соответственно по параметру, расстоянию, времени.

Если условия (12) выполняются, то сохранение объекта при воздействии обеспечивается. В противном случае необходимы дополнительные усилия по повышению защищенности. При этом требуемое значение показателя защищенности будет равно (по параметру, например)

$$\left(K_X^3\right)_{\text{треб}} = \frac{1}{K_X^3}, K_X^3 \leq 1, \quad (13)$$

и

$$X_{\text{доп}} \left(K_X^3\right)_{\text{треб}} \geq X, \quad (14)$$

где $\left(K_X^3\right)_{\text{треб}}$ — требуемое значение показателя защищенности.

Общая структурная схема процесса оценки защищенности от ПФ ЧС, разработанная на основе накопленного к настоящему времени опыта, показана на рис. 2.

Представленная на рис. 2 схема описывает основные этапы процесса оценки защищенности объекта энергетики от поражающего воздействия.

Выводы

В ходе выполнения очередного этапа исследования путем последовательного агрегирования моделей различных уровней разработана структура модели защищенности объекта энергетики от поражающего воздействия факторов ЧС.

Обоснованы методологические принципы анализа эффективности защиты и выбран математический аппарат для описания взаимодействий между объектом энергетики в целом, его системами и ПФ ЧС различного характера.

На основе общих идей и принципов системного анализа и соответствующей интерпретации образующих его эвристических процедур, сформулирован общий алгоритм для оценки защищенности систем и элементов объекта энергетики.

Введены показатели для оценки уровня достаточности мероприятий по обеспечению защищенности систем и элементов объекта энергетики от ПФ ЧС.

Заключение

В рамках предложенных теоретических подходов и в соответствии с принципом функциональной декомпозиции разработана структура

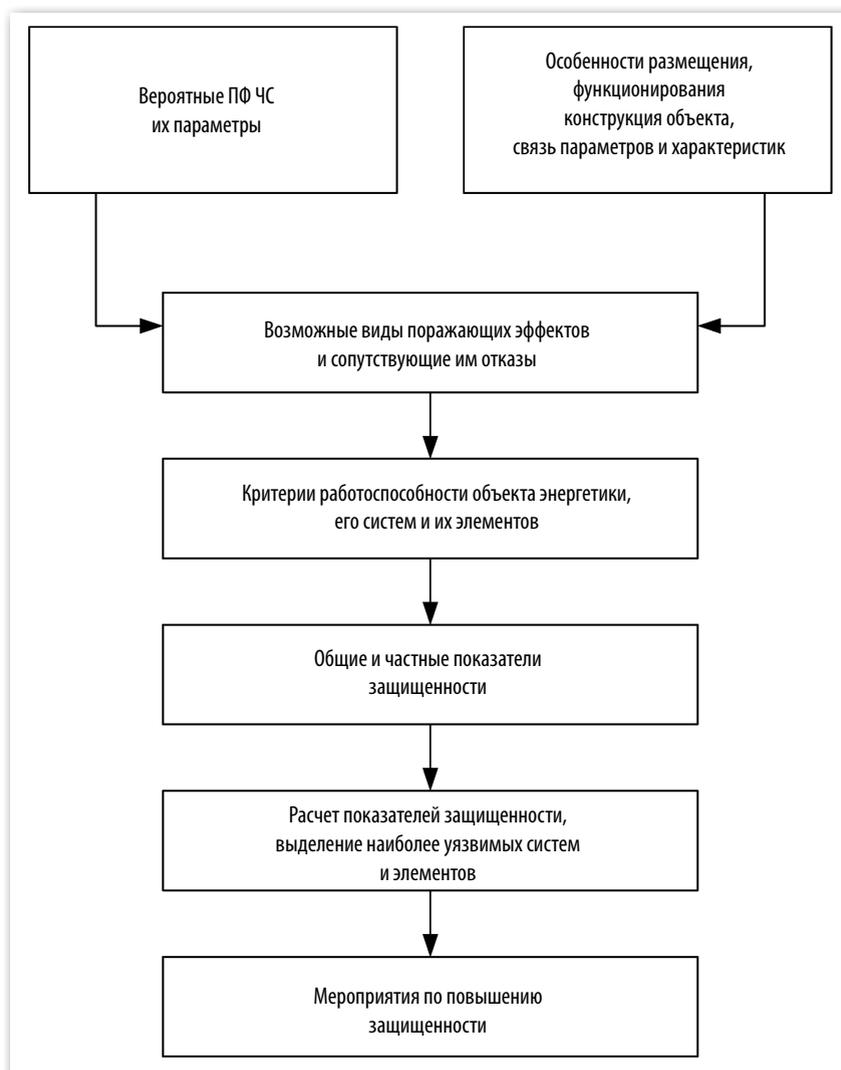


Рис. 2. Схема оценки защищенности объекта энергетики

Fig. 2. The evaluation scheme of shelteredness of an energy object

модели защищенности объекта энергетики от ПФ ЧС; на следующих этапах исследования будут описаны математически структурные эле-

менты данной модели и их внутренние процессы, возникающие при поражающем воздействии факторов ЧС.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Махутов Н.А., Резников Д.О. Анализ и обеспечение защищенности объектов критических с учетом рисков и предельных состояний // Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций. 2012. № 5. С. 14–36.
2. Махутов Н.А., Петров В.П., Резников Д.О., Кукова В.И. Обеспечение защищенности критически важных объектов на основе снижения их уязвимости // Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций. 2009. № 2. С. 50–69

3. Махутов Н.А., Гаденин М.М., Неганов Д.А. Риски и безопасность энергетического оборудования // Электрические станции. 2017 № 2(1027). С. 2–9
4. Гуменюк В.И., Туманов А.Ю. Совершенствование методологии оценки риска ЧС природного и техногенного характера на потенциально-опасных объектах энергетики // Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций. 2017. № 1. С. 85–97.

5. Левин В.И. Логическая теория надежности сложных систем // М.: Энергоатомиздат, 1985. 128 с.

6. Гуменюк В.И., Туманов А.Ю. Разработка математической модели и методики оценки риска ЧС на потенциально опасном объекте энергетики с их программной реализацией // Технологии гражданской безопасности. 2017. Т. 14. № 1 (51). С. 66–74.

7. Стекольников К.И. Живучесть систем. СПб.: Политехника, 2002. 155 с.

8. Гуменюк В.И., Туманов А.Ю., Толочко И.А. [и др.]. Мониторинг и прогнозирование ЧС природного и техногенного характера объектов экономики // Неделя науки СПбПУ: материалы научной конференции с международным участием. ИВТОБ. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2016. С. 11–14.

9. Ang A., Tang W. Probability concepts in Engineering, Planning and Design. Vol. 1. Basic Principles. John Wiley&Sons, Inc. US. 1975. 407 p.

10. Федосов А.В., Маннанова Г.Р., Шпилова Ю.А. Анализ опасностей, оценка риска аварий на опасных производственных объектах и рекомендации по выбору методов анализа риска // Нефтегазовое дело. Электронный научный журнал. 2016. № 3. С. 322–336.

11. Махутов Н.А., Резников Д.О. Сопоставительная оценка нормативного и основанного на управлении риском подходов к оценке защищенности сложных технических систем // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2011 № 6. С. 92–98.

12. Махутов Н.А., Петров В.П., Резников Д.О., Куксова В.И. Идентификация определяющих параметров угроз, уязвимости и защищенности критически важных объектов по отношению к преобладающим угрозам природного, техногенного и террористического // Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций. 2008. № 2. С. 70–77.

13. Ching J. Equivalence between reliability and factor of safety // Probabilistic Engineering Mechanics-2009. № 2(24). P. 159–171.

14. Гуменюк В.И., Кармишин А.М., Киреев В.А. О количественных показателях опасности техногенных аварий // Научно-технические ведомости СПбПУ. 2013. № 2(171). С. 281–288.

15. Гуменюк В.И., Кармишин А.М., Киреев В.А. [и др.]. Общие интегральные представления показателей опасности техногенных аварий // Безопасность в техносфере. 2013. № 6. С. 38–45.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ГУМЕНИЮК Василий Иванович — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: vasilij.gumenyuk@mail.ru

ТОЛОЧКО Иван Александрович — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: tolochko-ivan@mail.ru

ТУМАНОВ Александр Юрьевич — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: Toumanov@mail.ru

REFERENCES

1. Makhutov N.A., Reznikov D.O. Analiz i obespecheniye zashchishchennosti obyektov kriticheskikh s uchetom riskov i predelnykh sostoyaniy [Analysis and ensuring protection of critical infrastructures taking into account risks and limit states]. *Problemy bezopasnosti i chrezvychaynykh situatsiy*. 2012. № 5. S. 14–36. (rus.)

2. Maxytov N.A., Petrov V.P., Reznikov D.O., Kuksova V.I. Obespecheniye zashchishchennosti kriticheski vazhnykh obyektov na osnove snizheniya ikh uyazvimosti [Ensuring protection of critical facilities based on vulnerability reduction]. *Problemy bezopasnosti i chrezvychaynykh situatsiy*. 2009. № 2. S. 50–69. (rus.)

3. Makhutov N.A., Gadenin M.M., Neganov D.A. Riski i bezopasnost energeticheskogo oborudovaniya [Risks and safety of power-generating equipment]. *Elektricheskiye stantsii*. 2017. № 2(1027). S. 2–9. (rus.)

4. Gumenyuk V.I., Tumanov A.Yu. Sovershenstvovaniye metodologii otsenki riska ChS prirodnogo i tekhnogenno kharaktera na potentsialno-opasnykh

obyektakh energetiki [Improving risk assessment methodology of natural and technogenic emergencies at potentially dangerous facilities of energetics]. *Problemy bezopasnosti i chrezvychaynykh situatsiy*. 2017. № 1. S. 85–97. (rus.)

5. Levin V.I. Logicheskaya teoriya nadezhnosti slozhnykh sistem. M.: Energoatomizdat, 1985. 128 s. (rus.)

6. Gumenyuk V.I., Tumanov A.Yu. Razrabotka matematicheskoy modeli i metodiki otsenki riska ChS na potentsialno opasnom objekte energetiki s ikh programmnoy realizatsiyey [Development of Mathematical Models and Emergency Risk Assessment Method on Potentially Dangerous Energy Objects with their Program Implementation]. *Tekhnologii grazhdanskoj bezopasnosti*. 2017. Т. 14. № 1 (51). S. 66–74. (rus.)

7. Stekolnikov K.I. Zhivuchest sistem. SPb.: Politekhnik, 2002. 155 s. (rus.)

8. Gumenyuk V.I., Tumanov A.Yu., Tolochko I.A. [i dr.]. Monitoring i prognozirovaniye ChS prirodnogo i

tekhnogennogo kharaktera obyektov ekonomiki. *Nedelya nauki SPbPU: materialy nauchnoy konferentsii s mezhdunarodnym uchastiyem. IVTOB*. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2016. S. 11–14. (rus.)

9. **Ang A., Tang W.** Probability concepts in Engineering, Planning and Desing. Vol. 1. Basic Principles. John Wiley&Sons, Inc. US. 1975. 407 p.

10. **Fedosov A.V., Mannanova G.R., Shipilova Yu.A.** Analiz opasnostey, otsenka riska avariya na opasnykh proizvodstvennykh obyektakh i rekomendatsii po vyboru metodov analiza riska [The analysis of dangers, assessment of risk of accidents on hazardous production facility and the recommendation about the choice of methods of the analysis of risk]. *Neftgazovoye delo. Elektronnyy nauchnyy zhurnal*. 2016. № 3. S. 322–336. (rus.)

11. **Makhutov N.A., Reznikov D.O.** Sopostavitelnaya otsenka normativnogo i osnovannogo na upravlenii riskom podkhodov k otsenke zashchishchennosti slozhnykh tekhnicheskikh sistem. *Problemy mashinostroyeniya i nadezhnosti mashin*. 2011 № 6. S. 92–98. (rus.)

12. **Makhutov N.A., Petrov V.P., Reznikov D.O., Kuksova V.I.** Identifikatsiya opredelyayushchikh parametrov ugroz, uyazvimosti i zashchishchennosti kriticheski vazhnykh obyektov po otnosheniyu k prevaliruyushchim ugrozam prirodnogo, tekhnogennogo i terroristicheskogo. *Problemy bezopasnosti i chrezvychnykh situatsiy*. 2008. № 2. S. 70–77. (rus.)

13. **Ching J.** Equivalence between reliability and factor of safety. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 2009. № 2(24). P. 159–171.

14. **Gumenyuk V.I., Karmishin A.M., Kireyev V.A.** O kolichestvennykh pokazatelyakh opasnosti tekhnogennykh avariya [About quantitative indicator of danger man-made accidents]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPb-PU*. 2013. № 2(171). S. 281–288.

15. **Gumenyuk V.I., Karmishin A.M., Kireyev V.A. [i dr.]** Obshchiye integralnyye predstavleniya pokazateley opasnosti tekhnogennykh avariya [General Integrated Representations of Technogenic Accidents Danger Indicators]. *Bezopasnost v tekhnosfere*. 2013. № 6. S. 38–45. (rus.)

AUTHORS

GUMENYUK Vasilii I. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: vasilii.gumenyuk@mail.ru

TOLOCHKO Ivan A. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: tolochko-ivan@mail.ru

TOUMANOV Aleksandr Yu. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: Toumanov@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 6 июля 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230310

УДК 669.046:536.45

Г.В. Галевский, В.В. Руднева, К.А. Ефимова

Сибирский государственный индустриальный университет, Российская Федерация

ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССОВ БОРИДООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ПЛАЗМООБРАБОТКЕ ТИТАН-БОРСОДЕРЖАЩЕГО СЫРЬЯ

Для формирования представлений о механизме процессов боридообразования, протекающих при плазмообработке титан-борсодержащего сырья, изучены температурная зависимость состава образующихся газообразных и твердых продуктов, состав термодесорбированных с поверхности диборида титана газообразных соединений, морфология наночастиц. Анализ результатов позволяет предложить вероятный механизм образования диборида титана по схеме «пар — расплав — кристалл», включающий конденсацию паров титана в форме аэрозоля, борирование нанокпель расплава бороводородами и кристаллизацию расплава титан — бор. Составлена обобщенная гипотетическая схема боридообразования, содержащая 2 зоны: высокотемпературную (5400–3500 К) формирования реакционной смеси, в которой происходят процессы испарения порошкообразной титан-борсодержащей шихты, «газификации» бора в бороводороды, и более низкотемпературную (3500–2000 К), в которой происходит конденсация паров титана, значительное снижение концентрации бороводородов и образование диборида титана.

ТИТАН-БОРСОДЕРЖАЩЕЕ СЫРЬЕ; ПЛАЗМООБРАБОТКА; ДИБОРИД ТИТАНА; БОРИДООБРАЗОВАНИЕ; МЕХАНИЗМ.

Ссылка при цитировании:

Г.В. Галевский, В.В. Руднева, К.А. Ефимова. Особенности процессов боридообразования при плазмообработке титан-борсодержащего сырья // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 109–117. DOI: 10.18721/JEST.230310

G.V. Galevsky, V.V. Rudneva, K.A. Efimova

Siberian State Industrial University, Novokuznetsk, Russia

FEATURES OF THE PROCESSES OF BORIDE FORMATION DURING PLASMA TREATMENT OF TITANIUM-BORON-CONTAINING RAW MATERIALS

The temperature dependence of the composition of the gaseous and solid products formed, the composition of gaseous compounds thermodesorbed from the surface of titanium diboride, and the morphology of nanoparticles were studied in order to form ideas on the mechanism of boride formation processes occurring during plasma treatment of titanium-boron-containing raw materials. Analysis of the results suggests a possible mechanism for the formation of titanium diboride in the «vapor-melt-crystal» scheme, which includes the condensation of titanium vapor in the form of an aerosol, the boron nano-drop of the melt with borohydrides, and the crystallization of the titanium-boron melt; A generalized hypothetical scheme of boride formation has been compiled, containing 2 zones: a high-temperature (5400–3500 K) for the formation of a reaction mixture in which evaporation of a powdered

titanium-boron-containing charge occurs, «gasification» of boron into borohydrides, and a lower-temperature (3500–2000 K), in which condensation of titanium vapor occurs, a significant decrease in the concentration of borohydrides and the formation of titanium diboride.

TITANIUM-BORON-CONTAINING RAW MATERIALS; PLASMA PROCESSING; TITANIUM DIBORIDE; BORIDE FORMATION; MECHANISM.

Citation:

G.V. Galevsky, V.V. Rudneva, K.A. Efimova, Features of the processes of boride formation during plasma treatment of titanium-boron-containing raw materials, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) –117, DOI: 10.18721/JEST.230310

Введение

Современная металлургия обеспечивает мировую экономическую систему разнообразной металлопродукцией как массового, так и специального назначения. По данным World Steel Association в структуре потребления металлопродукции 94 % приходится на сплавы железа, цветных металлов — 5 %, а 1 % составляет разнообразная по номенклатуре группа металлосо-держающих материалов с особым комплексом свойств. В этой группе важное место занимают бориды металлов подгрупп титана, ванадия и хрома, материалы и сплавы на их основе, которые благодаря уникальному сочетанию практически значимых свойств применяются в машино-, авиа- и ракетостроении для решения прикладных инженерно-технических и производственных задач, требующих высокотемпературных, сверхтвердых, жаропрочных, жаростойких, износостойчивых, конструкционных, огнеупорных, наплавочных материалов и защитных покрытий, способных работать в экстремальных условиях.

В эту группу входит диборид титана TiB_2 , исследованный и введенный в обращение научной школой известного российского ученого-материаловеда Г.В. Самсонова более 50 лет назад и востребованный до сих пор в технологии различных материалов: металлокерамических инструментальных и конструкционных, огнеупорных и абразивных, напыляемых и наплавляемых, для модифицирования смачиваемых покрытий [1, 2]. При этом прикладной интерес к дибориду титана постоянно растет: в течение последних 10-ти лет в изданиях, индексируемых в базах данных «Scopus» и «Web of Science», размещено 115 публикаций, содержащих технологическую информацию о его производстве и использовании, отражающих тенденцию перехода от применения диборида титана крупнозернистого

к микро- и нанокристаллическому, что обусловлено стремлением ученых и технологов-практиков к достижению качественно нового уровня эксплуатационных свойств материалов и покрытий на его основе.

Основу современного производства диборида титана составляют карботермический, магнетермический и газофазный способы. Карбо- и магнетермический способы включают восстановление оксидов титана и бора углеродом или магнием с рафинированием продукта; реализуются в различных технологических вариантах. Газофазный способ основан на боридообразовании в условиях плазменного потока, реализуется в непрерывном режиме и обеспечивает производство нанокристаллического диборида титана. Выявлены 10 отечественных и 10 зарубежных фирм, реально позиционирующих себя в качестве производителей и поставщиков диборида титана. Российские производители предлагают к реализации диборид титана магнетермического способа получения. Стратегически важный нанокристаллический сегмент рынка полностью закрывается зарубежными поставщиками, среди которых такие компании, как «American Elements», «Nanostructured & Amorphous Materials, Inc.», «PlasmaChem GmbH», «NEOMAT Co». Это обуславливает необходимость развития российской нанотехнологии диборида титана.

В связи с этим исследование и технологическая реализация процессов боридообразования при плазмометаллургической переработке титан-борсодержащего сырья является важной научно-практической задачей, имеющей большое значение для развития отечественной металлургии титана, его многофункциональных соединений и сплавов, а также эффективного решения инновационных задач прикладного материаловедения.

Современные представления о механизме боридообразования

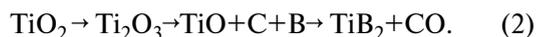
Анализ технологических результатов, приведенных в работах [1–5]*, свидетельствует о том, что механизм боридообразования в различных способах получения — разный, определяется в первую очередь составом и состоянием шихты, кинетическими факторами реализуемых процессов — крупностью порошков реагентов, их чистотой, температурой, общим давлением в реакционном объеме, изотермичностью реактора, выбором газовой среды и др. Исследование и описание особенностей этих процессов осложняется возможностью образования в системе Ti–B следующих четырех боридов, а так же высокобористого твердого раствора:



В основе образования TiB_2 , реализуемого при спекании и горячем прессовании при температурах ниже температуры плавления исходных веществ, лежит твердофазное взаимодействие. Лимитирующей стадией, определяющей параметры процесса, является диффузия бора в металл через слой образующегося продукта, в составе которого могут быть бориды TiB , Ti_3B_4 . При этом реальные скорости диффузионных процессов определяются крупностью частиц исходных порошков титана и бора, степенью однородности смеси, плотностью прессования, наличием и толщиной оксидных пленок, присутствием адсорбированных газов, средой, в которой осуществляется процесс. Для ускорения диффузионных процессов спекание трансформируется в сплавление, а горячее прессование проводят при температуре, превышающей температуру плавления титана в смеси титан-бор. Для полной гомогенизации диборида титана и получения из него очень плотных изделий зачастую дополнительно проводят измельчение спеченных заготовок и повторное прессование.

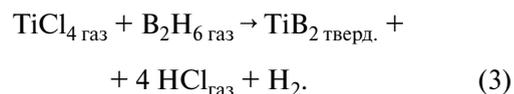
При углеродоборотермическом способе образования TiB_2 реакция восстановления TiO_2

углеродом в присутствии бора протекает в несколько стадий, соответствующих образованию промежуточных оксидов:



Процесс может быть проведен в среде восстановительного газа при температуре 2173–2273 К. Лучшие результаты достигаются при проведении процесса в вакууме. За счет непрерывного удаления монооксида углерода и смещения равновесия реакции в сторону образования TiB_2 температура восстановления снижается до 1723–1973 К, уменьшается содержание углерода в TiB_2 , исключается его окисление и азотирование. Механизм процессов в этом случае определяется термодинамической устойчивостью оксидов и упругостью паров оксидов и субоксидов.

При образовании TiB_2 осаждением из газовой фазы, основанном на взаимодействии газобразных или легколетучих соединений титана и бора в присутствии водорода, последовательно и параллельно реализуется целая совокупность физических и химических процессов. Механизм боридообразования включает: переход твердых и жидких исходных веществ в парообразное состояние; пиролиз или восстановление химических соединений, содержащих титан, бор или оба этих компонента одновременно, до ионного или атомарного их состояния; газофазную и гетерофазную диффузию компонентов в реакционной зоне; непосредственное химическое взаимодействие между ними; гетерогенное зародышеобразование TiB_2 и рост его кристаллов; отвод из газовой фазы побочных продуктов. Один из вариантов газофазного получения TiB_2 может быть описан следующим уравнением:



Цели, гипотезы, методология

Целями настоящей работы являются: исследование процессов боридообразования при обработке титан-борсодержащего сырья в условиях плазменного потока; описание вероятного механизма их протекания; определение возможности технологического управления содержанием сопутствующих дибориду титана примесей, в том числе свободного бора.

* 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; ФГБОУ ВПО «СФУ», т. - 2012134603/02, заявл. 13.08.2012, опублик. 20.11.2013. 8 с.

Для экспериментального исследования процессов боридообразования использовался трехструйный плазмометаллургический реактор, включающий также системы электро-, газо-, водоснабжения и вентиляции, контрольно-измерительных приборов и автоматики, дозирования шихтовых материалов и улавливания продуктов плазмообработки. Теплотехнические, ресурсные и технологические характеристики реактора приведены в табл. 1, а методы их экспериментального определения и расчета описаны в работах [6–8].

Для генерации плазменного потока используются три электродуговых подогревателя газа (плазмотрона) ЭДП-104АМ постоянного тока мощностью до 50 кВт каждый, установленные в камере смешения под углом 30° к оси реактора. Конструкция плазмотронов, устройство и работа систем дозирования сырья, его подачи в камеру смешения и улавливания продуктов плазмообработки описаны в патентах*. Для подачи в реактор высокодисперсного сырья и газообразного углеводорода используется водоохлаждаемая фурма. Для снижения радиального градиента температуры в пристеночной зоне канал реактора футеруется изнутри высокотемпературным теплоизоляционным материалом — цилиндрическими вставками из диоксида циркония с внутренним диаметром 0,054 м.

В качестве титан-борсодержащих компонентов шихт использовались порошки титана марки ПТН-8 (вариант 1), диоксида титана марки Р-1 (вариант 2), бора марки Б-99. Порошки име-

* Патент 107440 РФ, МПК Н 05 Н 7/18. Электродуговой подогреватель газовой азот-кислородной смеси для трехструйного прямооточного химико-металлургического реактора/ Г.В. Галевский, В.В. Руднева, И.В. Ноздрин, Л.С. Ширяева; ГОУ ВПО «Сибирский государственный индустриальный университет». № 2011112115/07, заявл. 30.03.2011, опубл. 10.08.2011. 8 с.

А.с. № 1204578 СССР, МКИ В 65 G 53/40. Устройство для дозирования порошково-газовой смеси / В.Н. Речкин, А.А. Гусев. ИХТТ и МС СО АН СССР. № 3775795/28–13; заявл. 24.07.84; опубл. 15.01.86. Бюл. № 2. 3 с.

Патент 108319 РФ, МПК В 01 D 46/02. Рукавный фильтр для улавливания нанодисперсных порошков/ Г.В. Галевский, В.В. Руднева, И.В. Ноздрин, Л.С. Ширяева; ГОУ ВПО «Сибирский государственный индустриальный университет». № 2011112113/05, заявл. 30.03.2011, опубл. 20.09.2011. 9 с.

ют размерный диапазон и характеризуются следующим распределением по фракциям: титан 0,5–4 мкм + 0,5–2 мкм — 48,2 %, 2–4 мкм — 51,8 %; диоксид 0,2–1,0 мкм + 0,2–0,5 мкм — 48,7 %, 0,5–1,0 мкм — 51,3 %; бор 0,05–0,25 мкм + 0,05–0,125 мкм — 53,2 %, 0,125–0,25 мкм — 46,8 %. В качестве плазмообразующего и транспортирующего газа использовался технический азот (ГОСТ 9293–84, изм.), восстановителя — природный газ с содержанием метана до 93,6 % об., технологической добавки — водород (ГОСТ 3022–80, изм.).

При получении TiB_2 в условиях плазменного потока возможности изучения процесса боридообразования еще более ограничены, тому есть следующие причины:

чрезвычайно высокие температуры; средне-массовая температура составляет 2800–5400 К;

высокие скорости движения турбулентной реакционной химически активной смеси (40–60 м/с);

кратковременность процесса, оцениваемая на уровне 15 мс;

крайне ограниченный объем реакционной зоны, составляющий 0,0001 м³;

практическая недоступность реакционной зоны для зондовой диагностики ввиду значительного возмущающего воздействия водоохлаждаемого зонда, технически исполнимого с наружным диаметром не менее $0,6 \cdot 10^{-2}$ м;

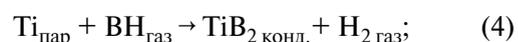
сложный состав газовой фазы, подлежащий определению только после закалки и, возможно, при этом изменяющийся;

непреодолимые пока трудности определения содержания в газовой фазе нестабильных борородов.

В то же время изучение механизма боридообразования наряду с научной стороной имеет важное прикладное значение, поскольку позволяет выявить возможность управления содержанием примесей, в том числе содержанием свободного бора.

Результаты термодинамического моделирования процессов боридообразования, описанные в работах [9–11], позволяют выдвинуть две научные гипотезы образования TiB_2 в условиях плазмообработки шихты:

1) при взаимодействии в газовой фазе по схеме «пар — кристалл»



Основные характеристики реактора

Таблица 1

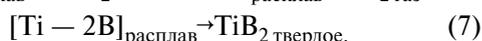
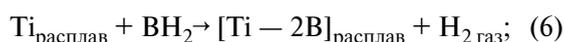
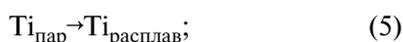
Table 1

Basic characteristics of the reactor

Мощность, кВт.....	150
Тип реактора.....	трехструйный прямоточный вертикальный
Тип плазмотрона, мощность, кВт	ЭДП-104А, 50
Плазмообразующий газ	азот
Масса нагреваемого газа, кг/ч.....	32,5
Внутренний диаметр, м	0,054
Объем реактора, м ³	0,002
Футеровка канала реактора	диоксид циркония
Температура плазменного потока,	К5400 ($L^* = 0$); 2600 ($L = 20$)
Температура футеровки,	К 1650 ($L = 0$); 500 ($L = 20$)
Удельная электрическая мощность, МВт/м ³	2140
Ресурс работы, ч	
анода.....	3000–3200
катода	100–110
Загрязнение диборида титана продуктами эрозии, %	
анода.....	Cu — 0,0001
катода	W — 0,000002

L^* — относительная длина реактора

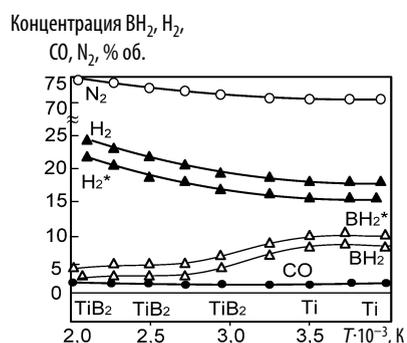
2) при взаимодействии титансодержащего металлического аэрозоля с газообразными борводородами по схеме «пар — расплав — кристалл»



Для подтверждения гипотетических представлений, накопления и анализа необходимой научной информации были проведены следующие исследования.

Изучена температурная зависимость состава газообразных и твердых продуктов плазмообработки шихты. Для этого процесс проводили в реакторе различной длины — от 6 до 24 калибров, что позволило осуществлять закалку продуктов при разной температуре — от 4000 до 2000 К и истечении газового потока из реактора в осадительную камеру со скоростью 10^4 – 10^5 градусов/с. Нанопродукты, осажденные на водоохлаждаемой поверхности осадительной камеры, анализировались для определения фа-

зового и химического составов (рис. 1). При каждой температуре закалки с помощью зонда отбирались пробы газо-порошковой смеси. Для этих целей использовался стальной интенсивно охлаждаемый зонд (расход воды 0,050 кг/с), выполненный в виде трубки с внутренним диаметром 0,003 м и длиной 0,5 м, последовательно соединенной с фильтром, стеклянной емкостью с поглотителем (этиловый спирт), пипеткой, расходомером и вакуумным насосом КВН-8, создающим разрежение до 20 кПа. Зонд устанавливался на удаление 1 калибра от входа газового потока в осадительную камеру ортогонально потоку таким образом, чтобы его газозаборное отверстие совпадало с осью реактора. При зондировании скорость закалки газопорошковой смеси составляла порядка $5 \cdot 10^4$ градусов/с. Фильтр выполнялся из двух соприкасающихся основаниями конусов, разделенных фильтрующей перегородкой из стальной сетки саржевого плетения марки С-120, и обеспечивал выделение из пробы порошков, предохраняя их от контакта с воздушной атмосферой. Емкость



Состав	Концентрация ($\bar{a} \pm \Delta a$) при разной температуре			
	2000 К	3000 К	3500 К	4000 К
H ₂	23,12±0,94	19,31±0,82	18,72±0,71	18,11±0,73
BH ₂	0,82±0,06	3,62±0,10	7,00±0,39	7,31±0,42
H ₂ [*]	21,05±	17,62±0,53	16,05±0,50	18,25±0,44
BH ₂ [*]	3,37±0,10	6,54±0,28	9,12±0,49	10,21±0,63
N ₂	74,35±1,23	74,00±1,36	73,65±1,21	73,51±1,44
CO	0,98±0,04	1,00±0,05	1,14±0,04	1,11±0,05

Рис. 1. Температурная зависимость состава газообразных и фазового состава твердых продуктов взаимодействия титана с бором в потоке азотной плазмы ($\bar{a} \pm \Delta a$ —средние арифметические значения и доверительные интервалы концентраций)

Fig. 1. Temperature dependence of the composition of gaseous and phase composition of solid products of titanium-boron interaction in a nitrogen plasma flow ($\bar{a} \pm \Delta a$ —average arithmetic values and confidence intervals of concentrations).

с поглотителем позволяла улавливать борсодержащие соединения. Проба обеспыленного газового потока отбиралась в пипетку. Состав газовой фазы определялся хроматографически (см. рис. 1). Кривые H₂^{*} и BH₂^{*} соответствуют 1,5-кратному избытку бора.

Изучен с помощью масс-спектрометрического анализа состав продуктов термодесорбции образцов, отобранных при зондировании (табл. 2), а с помощью растровой электронной микроскопии — морфология наночастиц TiB₂ (рис. 2)

Таблица 2

Состав и количества продуктов вакуумной термодесорбции образцов TiB₂, не контактировавших с атмосферой

Table 2

Composition and quantities of products of vacuum thermal desorption of TiB₂ samples not contacted with the atmosphere

Название характеристики	Значение характеристики	
	для TiB ₂ (1)	для TiB ₂ (2)
Химический состав, %:		
TiB ₂	96,26	93,27
B _{свободный}	1,05	0,45
Ti _{свободный}	1,13	—
C	—	1,22
O	0,44	—
N	1,12	1,24
TiO ₂	—	3,82
Удельная поверхность, м ² /кг	45000	37000
Размер* частиц, нм	37	45
Молекулярные массы продуктов десорбции	2,12–13, 26–28, 32–36	2,12–12, 14–16, 26–28, 32–36
Предполагаемый состав продуктов десорбции	H ₂ , BH, BH ₂ , N ₂ , CO, O ₂	H ₂ , BH, BH ₂ , CH ₃ , CH ₂ , N ₂ , CO, O ₂
Количество десорбированных газообразных продуктов	1,24	1,36

* рассчитывался по величине удельной поверхности

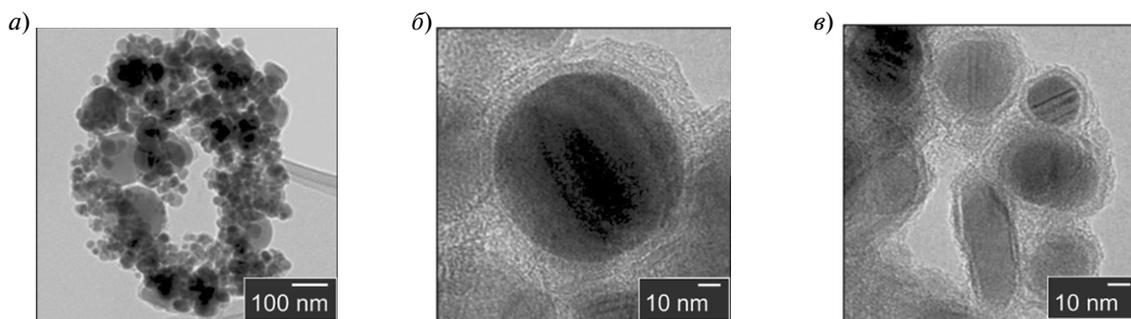


Рис. 2. Микрофотографии нанокристаллического диборида титана TiB_2 (1):
 а — частицы и агрегаты; б — морфологическая картина агрегата; в — отдельные частицы

Рис. 2. Микрофотографии нанокристаллического диборида титана TiB_2 (1):
 а — частицы и агрегаты; б — морфологическая картина агрегата; в — отдельные частицы

Обсуждение результатов

Анализ полученных результатов подтверждает присутствие в азотно-водородном потоке газообразных борсодержащих соединений. В масс-спектрах продуктов вакуумной термодесорбции присутствуют компоненты с молекулярными массами 12 и 13, предположительно соответствующие BH и BH_2 . Сопоставление температурной зависимости концентраций BH и BH_2^* , рассчитанных по определенному экс-

периментально содержанию в газовой фазе бора, и изменения фазового состава уловленных порошкообразных продуктов подтверждают безусловное участие газообразных соединений бора в боридообразовании. В то же время изучение формы и размера частиц TiB_2 , полученного в виде нанопорошка с шаровидными частицами, однозначно указывает на формирование их по механизму «пар — расплав — кристалл».

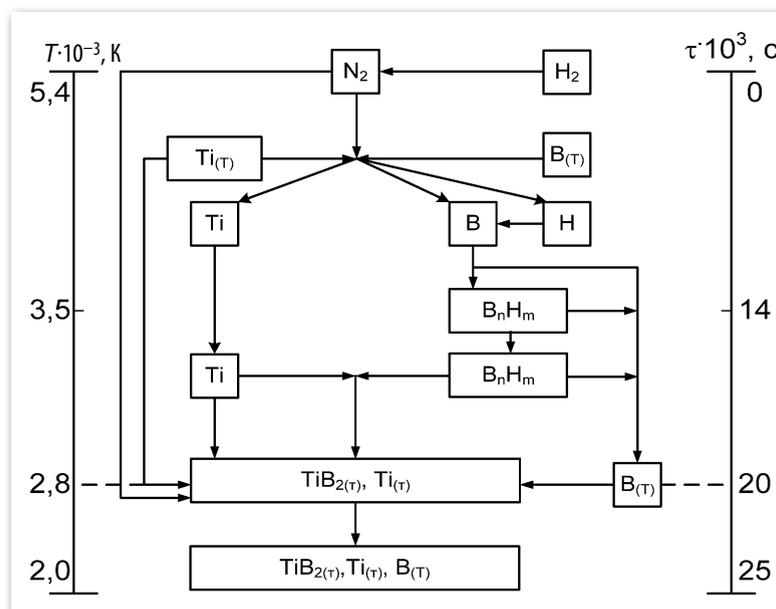


Рис. 3. Предполагаемая схема взаимодействия титана с бором в потоке азотно-водородной плазмы

Fig. 3. The proposed scheme for the interaction of titanium with boron in a stream of nitrogen-hydrogen plasma

Полученные результаты и их обсуждение позволяют описать процесс боридообразования в виде схемы, включающей две основные температурно-пространственные зоны и представленной на рис. 3.

Зона 1 соответствует температурному интервалу 5400–3500 К. В ней протекают процессы тепло- и массообмена и формирование реакционной смеси заданного состава: активное перемешивание азотно-водородного плазменного потока и порошкообразной титанборсодержащей шихты, нагрев, плавление и испарение титана и бора, «газификация» бора в бороводороды.

Зона 2 соответствует температурному интервалу 3500–2000 К. Характерная особенность зоны — существенное снижение концентрации в газовом потоке бороводорода ВН_2 , соответствующее появлению в продуктах TiB_2 . Это позволяет предположить, что образование TiB_2 возможно при кристаллизации расплава «титан — бор — продукт борирования бороводородами металлического аэрозоля, формирующегося в потоке при объемной конденсации паров титана». Характер изменения concentra-

ции ВН_2 с температурой при 1,5 кратном избытке бора в шихте подтверждает устойчивость его в пределах температурной зоны и свидетельствуют о реальной возможности ограничения содержания свободного бора в дибориде титана. Сформировавшиеся в рассматриваемой зоне боридные наночастицы активно адсорбируют технологические газы и газообразные продукты боридообразования.

Заключение

Процесс боридообразования с получением TiB_2 в условиях плазмообработки шихты характеризуется особенностями, существенно отличающимися его от традиционных технологических вариантов. Образование TiB_2 возможно при кристаллизации расплава «титан — бор — продукт борирования бороводородами металлического аэрозоля, формирующегося в потоке при объемной конденсации паров титана». Наряду с обсуждаемым механизмом возможны и иные реакционные схемы, не выявленные пока доступными средствами диагностики, но характерные для высокотемпературных неидеальных химико-металлургических реакторов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Панов В.С.** Тугоплавкие металлы IV VI групп и их соединения. Структура, свойства, методы получения: учеб. пособие. М.: МИСиС, 2006. 63 с.
2. **Serlire M., Oye H.A.** Cathodes in aluminum electrolysis. Dusseldorf: Aluminum Verlag, 2010. 698 p.
3. **Golla B.R.** Titanium diboride/ B. R. Golla, T. Bhandari, A. Mukhopadhyay, B. Basu // Journal Ultra-High Temperature Ceramics: Materials for Extreme Environment Applications. 2015. P. 316–360.
4. **Murthy T.S.R.Ch.** Development and characterization of (Ti,Cr)B₂ based composites / T.S.R.Ch. Murthy, J.K. Sonber, K. Sairam, R.D. Bedse // BARC Newsletter. 2016. № 349. P. 1–10.
5. **Крутский Ю.Л. [и др.]**. Изучение процесса синтеза диборида титана с использованием нановолокнистого углерода / Ю. Л. Крутский, Е. В. Антонова, А. Г. Баннов, И. С. Фролова // Актуальные проблемы в машиностроении: мат. I Междунар. науч.-практ. конф., Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2014. С. 453–458.
6. **Ширяева Л.С.** О механизме образования карбонитрида хрома в условиях плазменного потока азота // Известия вузов. Прикладная химия и биотехнология. 2013. № 1. С. 13–16.
7. **Галевский Г.В. [и др.]**. Применение плазменного нагрева в производстве высокотемпературных боридов и карбидов / Г.В. Галевский, В.В. Руднева, И.В. Ноздрин, С.Г. Галевский, К.А. Ефимова // Специальная металлургия: вчера, сегодня, завтра: мат. XIV Всеукр. науч.-практ. конф. Киев, 2016. С. 248–259.
8. **Дигонский С.В.** Газофазные процессы синтеза и спекания тугоплавких веществ. М.: ГЕОС, 2013. 464 с.
9. **Крастиньш Я.А.** Термодинамика образования соединений в системах Ti–B–N и Zr–B–N / Я.А. Крастиньш, Г.Н. Медведева И.П. Лестева // Применение низкотемпературной плазмы в технологии неорганических веществ и порошковой металлургии. Т2: Сб. науч. тр. Рига: Зинатне, 1985. С. 50–54.
10. **Ma Ai-Qiong, JiAng Ming — Xue.** The Thermodynamic Analysis on the System of $\text{TiO}_2\text{—B}_2\text{O}_3\text{—C}$ // School of Material Science and Engineering. 2008. V. 27. № 5. P. 957–952.
11. **Смирнягина Н.Н. [и др.]**. Термодинамическое моделирование процесса синтеза боридов переходных металлов в вакууме / Н.Н. Смирнягина, И.Г. Сизов, А.П. Семенов // Неорган. материалы. 2002. Т. 138, № 1. С. 48–54.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ГАЛЕВСКИЙ Геннадий Владиславович — доктор технических наук профессор Сибирского государственного индустриального университета. E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

РУДНЕВА Виктория Владимировна — доктор технических наук профессор Сибирского государственного индустриального университета. E-mail: kafcmet@mail.ru

ЕФИМОВА Ксения Александровна — аспирант Сибирского государственного индустриального университета. E-mail: efimovaksenia@mail.ru

REFERENCES

1. **Panov V.S.** Tugoplavkiye metally IV VI grupp i ikh soyedineniya. Struktura, svoystva, metody polucheniya : ucheb. posobiye / V.S. Panov. M. : MISiS, 2006. 63 s. (rus.)
2. **Serlire M., Oye H.A.** Cathodes in aluminum electrolysis. Dusseldorf: Aluminum Verlag, 2010. 698 p.
3. **Golla B.R. [et al.].** Titanium diboride/ B.R. Golla, T. Bhandari, A. Mukhopadhyay, B. Basu. *Journal Ultra-High Temperature Ceramics: Materials for Extreme Environment Applications*. 2015. R. 316–360.
4. **Murthy T.S.R.Ch. [et al.].** Development and characterization of (Ti,Cr)B₂ based composites / T.S.R.Ch. Murthy, J.K. Sonber, K.Sairam, R.D. Bedse. *BARC Newsletter*. 2016. № 349. P. 1–10.
5. **Krutskiy Yu.L. [et al.].** Izucheniye protsessa sinteza diborida titana s ispolzovaniyem nanovoloknistogo ugleroda / Yu.L. Krutskiy, Ye.V. Antonova, A.G. Bannov, I.S. Frolova. *Aktualnyye problemy v mashinostroyenii: mat. I Mezhdunar. nauch.-prakt. konf.*, Novosibirsk : Izdvo NGTU, 2014. S. 453–458. (rus.)
6. **Shiryayeva L.S.** O mekhanizme obrazovaniya karbonitrida khroma v usloviyakh plazmennogo potoka azota. *Izvestiya vuzov. Prikladnaya khimiya i biotekhnologiya*. 2013. № 1. S. 13–16. (rus.)
7. **Galevskiy G.V. [et al.].** Primeneniye plazmennogo nagreva v proizvodstve vysokotemperaturnykh boridov i karbidov / G.V. Galevskiy, V.V. Rudneva, I.V. Nozdrin, S.G. Galevskiy, K.A. Yefimova. *Spetsialnaya metallurgiya: vchera, segodnya, zavtra: mat.XIV Vseukr. nauch.-prakt. konf.* Kiyev, 2016. S. 248–259. (rus.)
8. **Digonskiy S.V.** Gazofaznyye protsessy sinteza i spekaniya tugoplavkikh veshchestv. M.: GEOS, 2013. 464 s. (rus.)
9. **Krastinsh Ya.A. [et al.].** Termodinamika obrazovaniya soyedineniy v sistemakh Ti–B–N i Zr–B–N/ Ya.A. Krastinsh, G.N. Medvedeva I.P. Lesteva. *Primeneniye nizkotemperaturnoy plazmy v tekhnologii neorganicheskikh veshchestv i poroshkovoy metallurgii*. T2: Sb. nauch. tr. Riga: Zinatne, 1985. S. 50–54. (rus.)
10. Ma Ai–Qiong, JiAng Ming – Xue. The Thermodynamic Analysis on the System of TiO₂–B₂O₃–C // School of Material Science and Engineering. 2008. V. 27. № 5 pp.957–952. (rus.)
11. **Smirnyagina N.N. [et al.].** Termodinamicheskoye modelirovaniye protsessa sinteza boridov perekhodnykh metallov v vakuume/ N.N. Smirnyagina, I.G. Sizov, A.P. Semenov. *Neorgan. materialy*. 2002. T. 138, № 1. S. 48–54. (rus.)

AUTHORS

GALEVSKY Gennadii V. —Siberian State Industrial university. E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

RUDNEVA Viktorija V. — Siberian State Industrial University. E-mail: kafcmet@mail.ru

EFIMOVA Ksenija A. — Siberian State Industrial university. E-mail: efimovaksenia@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 1 августа 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230311

УДК 669.017:669.15:621.9

А.Ю. Лаврентьев, А.М. Дожделев

Тверской государственной технической университет, г. Тверь, Российская Федерация

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СТРУКТУРЫ ЗОНЫ ТЕРМИЧЕСКОГО ВЛИЯНИЯ НАПЛАВЕННОГО БИМЕТАЛЛИЧЕСКОГО ИНСТРУМЕНТА

Исследованы строение и свойства зоны термического влияния стали марки 30ХГСА, формирующейся в процессе электродуговой наплавки на постоянном токе порошковой проволокой в инертном газе быстрорежущей стали Р2М8 при изготовлении биметаллического инструмента. Установлено, что наибольшее снижение твердости стали происходит на участке перегрева и полной перекристаллизации; второй участок снижения твердости образуется в зоне высокотемпературного отпуска стали. Обоснована возможность повышения твердости стали за счет увеличения скорости охлаждения металла в зоне термического влияния при уменьшении тепловложения в процессе наплавки с применением двойного управления переносом металла в дуге. Экспериментально подтверждена возможность повышения твердости металла в зоне термического влияния за счет регулирования термического цикла наплавки при изготовлении биметаллического инструмента.

НАПЛАВКА; БИМЕТАЛЛ; БЫСТРОРЕЖУЩАЯ СТАЛЬ; ИНСТРУМЕНТ; УПРОЧНЕНИЕ.

Ссылка при цитировании:

А.Ю. Лаврентьев, А.М. Дожделев. Совершенствование структуры зоны термического влияния наплавленного биметаллического инструмента // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 118–126. DOI: 10.18721/JEST.230311

A.Yu. Lavrentev, A.M. Dozhdelev

Tver State Technical University, Tver, Russia

IMPROVING OF THE STRUCTURE OF THE HEAT AFFECTED ZONE DEPOSITED BIMETALLIC TOOL MATERIAL

The structure and properties of the heat-affected zone of the 30CrMnSiA steel formed in the process of electric arc fusing of the high-speed R2M8 steel with direct current flux-cored wire in inert gas was investigated. The greatest decrease in hardness occurs at the area of overheating and full recrystallization, the second area of lowered hardness was found in the zone of high-temperature tempering. The possibility of increasing the hardness due to an increase in the rate of cooling of the HAZ metal with the reduction of heat input in the process of fusing with the use of double control of the transfer of metal in the arc is substantiated. The possibility of increasing the hardness of the metal in the HAZ is experimentally confirmed by controlling the thermal surfacing cycle.

FUSING; BIMETAL; HIGH-SPEED STEEL; TOOL; HARDENING.

Citation:

A.Yu. Lavrentev, A.M. Dozhdelev, Improving of the structure of the heat affected zone deposited bimetallic tool material, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 118–126, DOI: 10.18721/JEST.230311

Технология наплавки достаточно широко распространена в промышленности. Ее используют для получения биметаллических материалов, имеющих слой с повышенными эксплуата-

ционными характеристиками, а также для восстановления в ремонтных целях изношенных или разрушенных участков деталей машин. Существует множество технологий наплавки

металлических материалов. Электродуговая наплавка остается одной из наиболее распространенных и востребованных в промышленности. Этому способствуют доступность, универсальность и невысокая цена оборудования, а также возможность изменения в широком диапазоне состава наплавленного металла, особенно при использовании порошковой проволоки. Метод наиболее эффективен при получении слоя наплавленного металла толщиной несколько миллиметров [1].

В процессе изготовления изделий технология наплавки позволяет получить слой материала с высокими жаро-, коррозио-, износо- и теплоустойкостью. Во всех случаях обеспечивается более длительный ресурс работы изделия по сравнению с вариантом изготовления из цельного материала и одновременно снижается стоимость изготовления конструкции. Такой эффект достигается за счет возможности изменения химического состава наплавленного металла в широком диапазоне благодаря исключению ограничений, накладываемых металлургическим и прокатным производствами на структуру и свойства материала.

Особенно эффективна технология наплавки при производстве инструмента. Экономия быстрорежущей стали может достигать 95 %. Изготавливать штамповый, а особенно режущий инструмент целиком из инструментальной стали весьма дорого и нерентабельно. В настоящее время наиболее широко распространен сборный или составной инструмент. Для составного инструмента характерна высокая жесткость и стабильность размеров, эффективное использование инструментального материала. Быстрорежущие стали — одни из самых распространенных инструментальных материалов. В ряде работ рассматриваются вопросы оптимизации состава быстрорежущих сталей и технологии изготовления инструмента [2–4]. Опубликованы работы по результатам исследований различных аспектов использования наплавленной порошковой проволоки из быстрорежущей стали P2M8 [5, 6]. Такая производимая промышленностью проволока и обеспечивает высокие эксплуатационные свойства инструментальных материалов. Эффективно повысить твердость и износостойкость стали P2M8 можно за счет поверхностного пластического деформирова-

ния [7]. Для совершенствования эксплуатационных свойств литой быстрорежущей стали рекомендуется термоциклическая обработка (ТЦО). В результате ТЦО уменьшаются количество ледебуритной эвтектики, размер карбидной сетки, карбидная неоднородность, изменяются размеры и состав карбидов [8, 9]. С целью дополнительного повышения эксплуатационных характеристик поверхностного слоя многие авторы рекомендуют применять лазерное упрочнение [10–12].

Для обеспечения максимальной прочности рабочей части инструмента наплавку целесообразно производить на предварительно термически обработанную заготовку. В ряде работ для изготовления заготовок рекомендуют конструкционную сталь 30ХГСА [13, 14].

Однако процесс наплавки сопровождается нагревом основного металла, в результате в нем происходит изменение структуры и свойств. Этот участок называют зоной термического влияния (ЗТВ). Из-за снижения твердости металла ЗТВ возникают проблемы в процессе эксплуатации инструмента. Под действием механической нагрузки при резании или штамповке возникает пластическая деформация разупрочненного металла и смещение режущей части. В результате происходит поломка инструмента. Для исключения поломки изготовители вынуждены наплавлять рабочий слой большей толщины, что, в свою очередь, приводит к перерасходу дорогостоящего инструментального материала и электроэнергии.

Цель нашей работы — увеличить твердость металла ЗТВ при электродуговой наплавке в процессе изготовления биметаллического инструмента из быстрорежущих сталей.

Методика экспериментов и исследований

Для достижения поставленной цели на первом этапе исследовали строение ЗТВ, образующейся при электродуговой наплавке на постоянном токе порошковой проволокой в среде инертного газа. ЗТВ состоит из отдельных участков с определенными структурами и свойствами (рис. 1).

Полосы конструкционной стали 30ХГСА с размерами 100×25×5 мм подвергали предварительной термической обработке: закалке (нагрев до 880 °С, выдержка и охлаждение в масле)

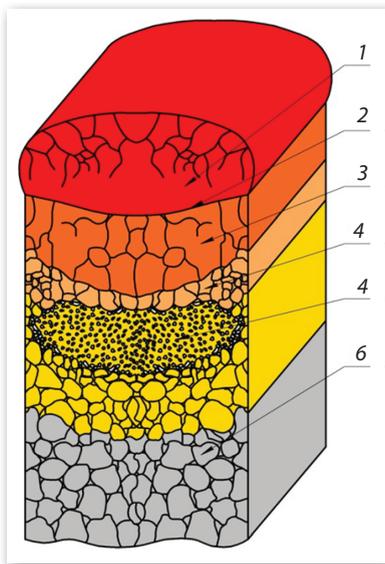


Рис. 1. Строение наплавленного биметаллического материала:

1 — наплавленный металл; 2 — участок сплавления; 3 — участок перегрева, 4 — участок полной закалки; 5 — участок неполной закалки; 6 — участок отпуска; 7 — конструкционная сталь, не подвергшаяся термическому воздействию

Fig. 1. The structure of the fused bimetallic material:

1 — fused metal; 2 — fusion area; 3 — superheat area; 4 — full hardening area; 5 — area of incomplete hardening; 6 — tempering area and 7 — constructional steel that has not undergone thermal exposure

и отпуска (нагрев до 200 °С, выдержка и охлаждение на спокойном воздухе). После выполняли наплавку слоя быстрорежущей стали Р2М8 при помощи сварочного полуавтомата Fronius TransPuls Synergic 3200 СМТ+. В качестве защитного газа использовали аргон. Наплавку проводили на механизированной установке, позволяющей обеспечивать постоянный вылет и скорость перемещения горелки. Величина погонной энергии, затраченной на наплавку, составила 2,75–3 кДж/см. Выбранными режимами обеспечивали формирование наплавленного валика с равномерным сечением. Дальнейшее понижение погонной энергии приводило к нарушению формирования валика.

Исследование структурно-фазового состава биметалла проводили при помощи оптического

микроскопа МИМ-8 и растрового электронного микроскопа JEOL JSM-6610LV. Микротвердость определяли с помощью прибора ПМТ-3 и использования алмазной пирамидки с углом при вершине 136° по ГОСТ 9450–76.

Результаты исследований

Структуры и твердость отдельных участков биметалла, в которых наблюдаются наибольшие изменения структуры и свойств, приведены на рис. 2. Твердость стали 30ХГСА, не подвергшейся термическому воздействию, — 400 $HV_{0,2}$; твердость металла в участке сплавления — 300 $HV_{0,2}$; в участке отпуска — 360 $HV_{0,2}$. Подобное снижение твердости металла в ЗТВ может привести к снижению надежности биметаллического изделия.

Для увеличения эксплуатационных характеристик биметаллического инструмента необходимо получить структуру мартенсита в наплавленном металле и в участке полной перекристаллизации ЗТВ, а на более глубоких участках ЗТВ снизить содержание сорбита. Уменьшение величины тепловложения при наплавке обеспечит увеличение скорости охлаждения околошовной зоны и сокращение протяженности участков ЗТВ. При этом сокращается и время пребывания основного металла в интервалах критических температур (A_1 – A_3).

Минимальная скорость охлаждения ($\omega_{охл}$) биметаллической заготовки в околошовной зоне, при которой в структуре конструкционной стали присутствует максимальное количество мартенсита ($M \approx 90\%$), была определена по методике Э.Л. Макарова [15] и составила $\sim 14^\circ\text{C}/\text{с}$.

$$\omega_{охл} = n_M \sqrt{\frac{\ln\left(0,9 - \frac{M}{100}\right)}{k_M}}$$

$$n_M = \frac{3,3475}{\ln(\omega_{M2} / \omega_{M1})}; \quad k_M = \frac{0,1054}{\omega_{M1}^{n_M}}$$

где n_M, k_M — расчетные коэффициенты; ω_{M1} и ω_{M2} — расчетные скорости охлаждения конструкционной стали, соответствующие 90 и 5% мартенсита.

Такое же значение минимальной скорости охлаждения $\omega_{охл}$ было получено на основе

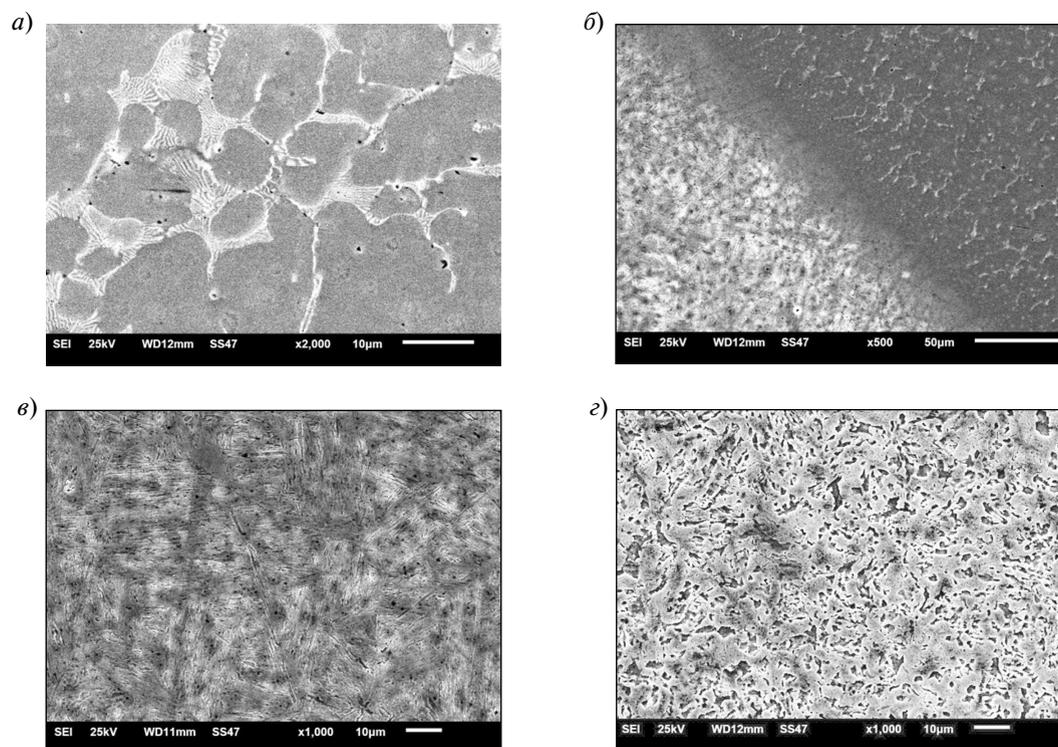


Рис. 2. Микроструктура биметалла в различных участках:

a — наплавленная быстрорежущая сталь P2M8 ($\sim 675 HV_{0,2}$); *б* — участок сплавления ($\sim 300 HV_{0,2}$); *в* — участок полной перекристаллизации ЗТВ ($\sim 425 HV_{0,2}$); *г* — участок отпуска ($\sim 360 HV_{0,2}$)

Fig. 2. Microstructure of bimetal in various areas:

a — fused high-speed steel P2M8 ($\sim 675 HV_{0,2}$); *б* — fusion area ($\sim 300 HV_{0,2}$); *в* — area of complete recrystallization of the HAZ ($\sim 425 HV_{0,2}$); *г* — the tempering station ($\sim 360 HV_{0,2}$)

анализа приведенной в справочнике А.А. Попова диаграммы превращения аустенита в стали 30ХГСА при непрерывном охлаждении [16] (рис. 3). Охлаждение биметаллической заготовки со скоростью выше $\sim 14^\circ\text{C}/\text{с}$ позволяет получить структуру мартенсита и бейнита в металле участка полной перекристаллизации ЗТВ с исключением образования в ней феррита. Наплавка со схемой переноса электродного металла в дуге на постоянном токе не позволяет достигнуть такой скорости охлаждения (см. рис. 3). Термический цикл наплавки строили на основании значений, полученных инфракрасным термометром ТИ–215.

Снижение перегрева и увеличение скорости охлаждения металла заготовки корпуса инструмента возможно за счет уменьшения величины тепловложения при условии качественного формирования наплавленного валика. Технология электродуговой наплавки с управлением пере-

носом металла в дуге импульсами тока и импульсной подачей сварочной проволоки (двойное управление) обеспечивает стабильное формирование наплавленного валика с минимальным тепловложением. За счет использования технологии наплавки с двойным управлением удалось обеспечить скорость охлаждения биметалла, исключающую образование феррита в участке полной перекристаллизации (см. рис. 3). При этом величина погонной энергии при наплавке валиков сократилась в 1,5–2 раза по сравнению с наплавкой на постоянном токе: величина погонной энергии при наплавке с двойным управлением составила 1,75–2 кДж/см, при наплавке на постоянном токе — 2,75–3 кДж/см. В результате удалось наплавить слой быстрорежущей стали толщиной $\sim 2,5$ мм, в то время как при наплавке на постоянном токе минимально возможная толщина наплавленного металла составила ~ 4 –5 мм. Применение наплавки при двойном управлении

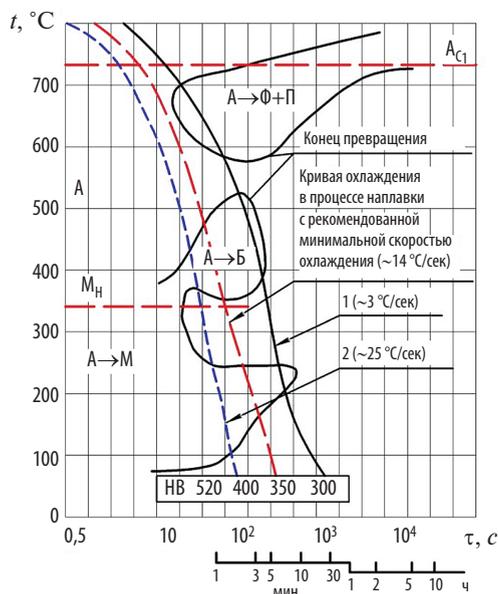


Рис. 3. Диаграмма превращения аустенита в стали 30XГСА при непрерывном охлаждении [16] с нанесенными кривыми охлаждения:

1 — наплавка на постоянном токе; 2 — наплавка с двойным управлением

Fig. 3. Diagram of transformation of austenite in steel 30XГСА at continuous cooling [16] with the plotted cooling curves:

1 — fusing on a direct current; 2 — fusing with double control

переносом металла в дуге решает важный вопрос энерго- и ресурсосбережения.

Обсуждение результатов исследований

Выявлена взаимосвязь между схемой наплавки и структурой наплавленного металла. При-

менение наплавки с двойным управлением совмещением с закалкой в процессе охлаждения из жидкой фазы обеспечивает формирование в наплавленном металле структуры мартенсита, остаточного аустенита и карбидов. Установлено увеличение твердости наплавленного металла P2M8 с 615 до 651 $HV_{0,2}$ за счет сохранения в твердом растворе большего количества легирующих элементов. Важным преимуществом схемы переноса электродного металла в дуге с двойным управлением является образование структуры наплавленной быстрорежущей стали с большим номером зерна — 10 (ГОСТ 5639–82) (рис. 4, б). Структура металла образца, наплавленного на постоянном токе, характеризуется 9-м номером зерна (рис. 4, а). Структурно-фазовый состав наплавленного металла представлен аустенитно-мартенситной матрицей с сеткой первичных карбидов типа M_6C «скелетно-реберной» морфологии. Первичные эвтектические карбиды расположены по границам зерен, в то время как дисперсные вторичные карбиды — в теле зерен матрицы. Установлено незначительное уменьшение количества карбидной эвтектики с 7,1 до 6,6 %. Средняя толщина карбидной сетки претерпевает изменения: в образце, наплавленном на постоянном токе, она равна 1,067 мкм, а в образце, наплавленном с двойным управлением, — 0,662 мкм.

На участке сплавления в процессе наплавки происходит взаимное перемешивание наплаваемого и основного металлов. При наплавке на постоянном токе вблизи границы сплавления образуется слой наплавленного металла толщиной ~ 35 мкм (рис. 5, а), в котором

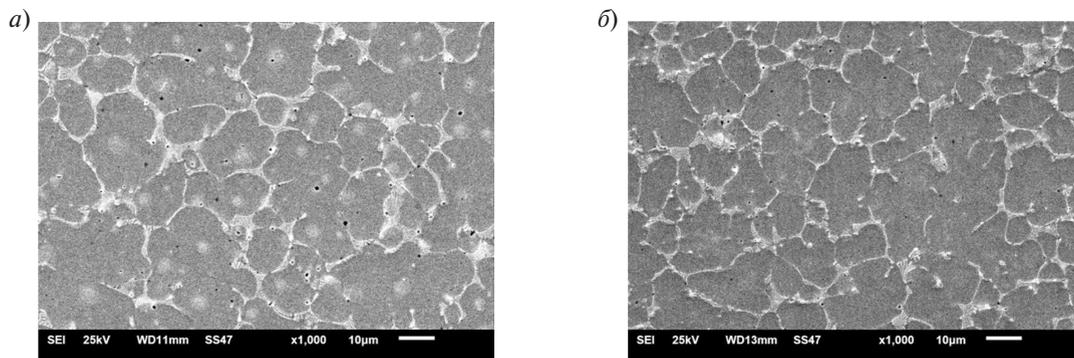


Рис. 4. Микроструктура наплавленной быстрорежущей стали P2M8:

а — наплавка на постоянном токе; б — наплавка с двойным управлением

Fig. 4. Microstructure of fused high-speed steel P2M8:

а — fusing on a direct current; б — fusing with double control

присутствует доля конструкционной стали, а эвтектическая сетка карбидов отсутствует. Уменьшение величины тепловложения приводит к уменьшению толщины этого слоя до ~ 10 мкм (рис. 5, б).

Благодаря использованию наплавки с двойным управлением в участке полной перекристаллизации ЗТВ получили зерно мартенсита с уменьшенной в два раза длиной игл за счет увеличения скорости нагрева и охлаждения (рис. 6). В околошовной зоне происходит образование мелкозернистого аустенита. Возможность протекания такого процесса обеспечивается низкой погонной энергией наплавки, что приводит к высокой скорости охлаждения металла околошовной зоны и исключает укрупнение зерна аустенита. Впоследствии из аусте-

нита при охлаждении со скоростью выше критической образуется мартенсит с более дисперсной структурой. На участке полной перекристаллизации структура образца, наплавленного с двойным управлением, представлена мартенситом, в то время как у образца, наплавленного на постоянном токе, на таком участке структура представлена мартенситом и ферритом.

На участке отпуска при использовании наплавки с двойным управлением снижается содержание сорбита (рис. 7). При этом наблюдается сокращение ширины участка.

При использовании наплавки с двойным управлением удалось сократить протяженность участка перегрева ЗТВ, в котором происходило значительное снижение твердости (с 1,0 до 0,5 мм)

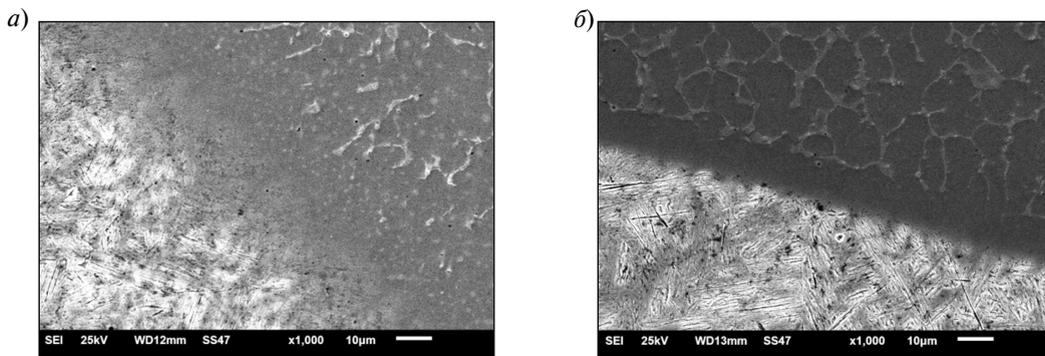


Рис. 5. Микроструктура участка сплавления [14] «быстрорежущая сталь P2M8 — конструкционная сталь 30ХГСА»:

a — наплавка на постоянном токе; *б* — наплавка с двойным управлением

Fig. 5. Microstructure of the fusion area [14] High-speed «steel P2M8 — structural steel 30ХГСА»:

a — fusing on a direct current; *б* — fusing with double control

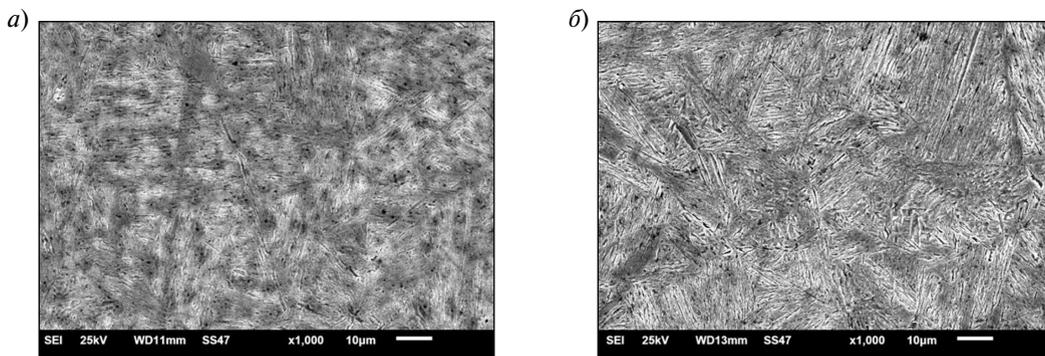


Рис. 6. Микроструктура участка полной перекристаллизации:

a — наплавка на постоянном токе; *б* — наплавка с двойным управлением

Fig. 6. Microstructure of the complete recrystallization area:

a — fusing on a direct current; *б* — fusing with double control

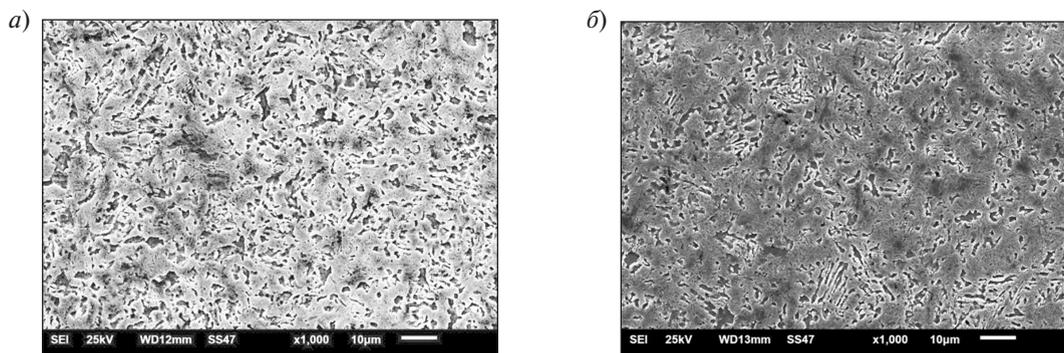


Рис. 7. Микроструктура участка отпуска:

a — наплавка на постоянном токе; *б* — наплавка с двойным управлением

Fig. 7. Microstructure of the holiday area:

a — fusing on a direct current; *б* — fusing with double control

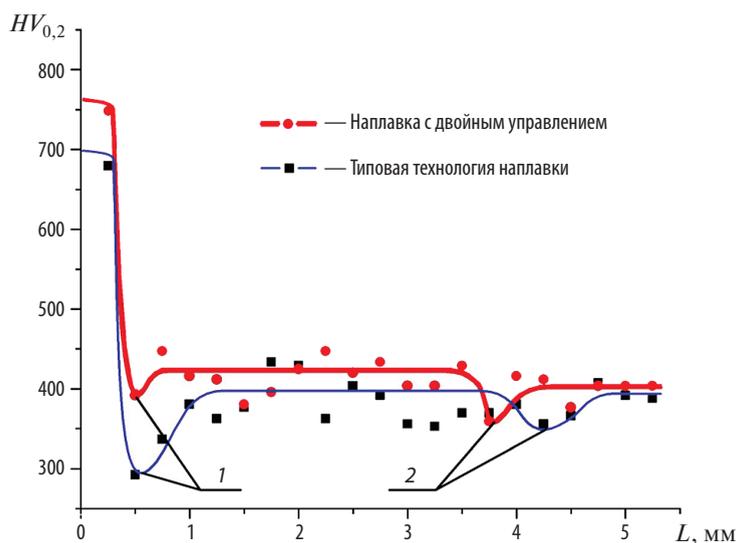


Рис. 8. Распределение микротвердости в биметалле при использовании различных схем переноса металла в дуге [14]

Fig. 8. Distribution of microhardness in bimetal using various schemes of metal transfer in the arc [14]

по сравнению с наплавкой на постоянном токе. Одновременно обеспечили повышение твердости металла с 290 до 390 $HV_{0,2}$ (рис. 8).

Выводы

Установлено, что снижение твердости конструкционной стали в ЗТВ происходит в двух областях. У образца биметалла, наплавленного на постоянном токе, протяженность области № 1 (участок перегрева), в которую входят уча-

сток сплавления и часть участка полной перекристаллизации, составляет около 1,0 мм, при этом в ней выявлено наибольшее снижение твердости металла (с 400 до 290 $HV_{0,2}$) за счет образования ферритной составляющей. Область № 2 расположена на расстоянии около 4,0 мм от участка сплавления, при этом наибольшее снижение твердости металла (до 350 $HV_{0,2}$) происходит в начале участка отпуска ЗТВ. Снижение твердости происходит за счет распада мартенсита

и образования структуры сорбита отпуска. Таким образом, в процессе наплавки на постоянном токе в биметалле образуются структуры, снижающие эксплуатационные характеристики биметаллического инструмента.

При использовании наплавки с двойным управлением удалось сократить по сравнению с наплавкой на постоянном токе протяженность участка перегрева ЗТВ, в котором происходило

значительное снижение твердости, с 1,0 до 0,5 мм. Удалось также повысить твердость металла на этом участке с 290 до 390 $HV_{0,2}$.

Применяя технологию двойного управления переносом металла в дуге, обеспечили увеличение твердости наплавленной быстрорежущей стали Р2М8 с 615 до 651 $HV_{0,2}$ за счет сохранения в твердом растворе большего количества легирующих элементов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Зубков Н.С., Тютяев В.А., Зубкова Е.Н.** Изготовление наплавленного металлорежущего инструмента; Тверь: Изд-во Тверского государственного технического университета, 1998. 124 с.
2. **Кремнёв Л.С.** Вклад Станкина в создание теории легирования, разработку на ее основе и промышленное внедрение быстрорежущих сталей оптимального состава // Вестник МГТУ Станкин. 2010. № 4. С. 54–65.
3. **Гвоздев А.Е.** Производство заготовок быстрорежущего инструмента в условиях сверхпластичности. М.: Машиностроение, 1992. 176 с.
4. **Кремнёв Л.С., Онегина А.К., Виноградова Л.А.** Особенности превращений, структуры и свойств молибденовых быстрорежущих сталей // Металловедение и термическая обработка металлов. 2009. № 12. С. 13–19.
5. **Барчуков Д.А., Романенко Д.Н.** Исследования на энергодисперсионном спектрометре быстрорежущей стали Р2М8 для определения ее структурных изменений, способствующих упрочнению // Материалы XX-й Международной научно-технической конференции «Новые материалы и технологии в машиностроении 2014». Брянск, 2014. С. 172–176.
6. **Вострецов Г.Н.** Деформационная способность наплавленного теплостойкого металла типа Р2М8 при мартенситном превращении // Вестник Сибирского государственного индустриального университета. 2012. № 1. С. 7–10.
7. **Барчуков Д.А., Лаврентьев А.Ю., Зубков Н.С.** Совершенствование структуры быстрорежущих сталей наплавкой и поверхностным пластическим деформированием // Современные проблемы науки и образования. 2012. № 5. С. 141–150.
8. **Хайдоров А.Д., Кондратьев С.Ю.** Влияние термоциклической обработки на структуру литой быстрорежущей стали Р6М5-Ш // Металловедение и термическая обработка металлов. 2011. № 6. С. 42–47.
9. **Кондратьев С.Ю., Хайдоров А.Д.** Термоциклическая обработка литой быстрорежущей стали Р6М5 // Технология машиностроения. 2010. № 12. С. 5–9.
10. **Кондратьев С.Ю., Горынин В.И., Попов В.О.** Оптимизация параметров поверхностно-упрочненного слоя при лазерной закалке деталей // Сварочное производство. 2011. № 3. С. 11–15.
11. **Кондратьев С.Ю., Попов В.О.** Получение квазинанокристаллической структуры поверхностного слоя при лазерной обработке с целью повышения износостойкости сталей и сплавов // Технология машиностроения. 2011. № 3. С. 30–35.
12. **Скрипченко А.И., Кондратьев С.Ю., Попов В.О.** Возможности лазерного поверхностного модифицирования деталей машиностроения // РИТМ: Ремонт. Инновации. Технологии. Модернизация. 2010. № 6. С. 23–25.
13. **Лаврентьев А.Ю., Дождев А.М.** Применение стали 30ХГСА в качестве материала корпуса металлорежущего инструмента // Новые материалы и технологии в машиностроении: Сборник научных трудов по итогам международной научно-технической конференции / Под общей редакцией Е.А. Памфилова. Брянск, 2014. № 19. С. 45–48.
14. **Lavrentev A.Y., Dozhdelev A.M., Romanenko D.N., Filonovich A.V.** Research of structural phase transformations in the fusion area of bimetallic punching tools // Journal of chemical technology and metallurgy. 2017. № 4 (52). P. 707–710.
15. **Макаров Э.Л., Якуни Б.Ф.** Теория свариваемости сталей и сплавов / Под ред. Э.Л. Макарова. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. 487 с.
16. **Попов А.А., Попова Л.Е.** Справочник термиста. Изотермические и термокинетические диаграммы распада переохлажденного аустенита. Свердловск, 1961. 431 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ЛАВРЕНТЬЕВ Алексей Юрьевич — кандидат технических наук доцент Тверского государственного технического университета. E-mail: lavr_ay@mail.ru

ДОЖДЕЛЕВ Алексей Михайлович — ассистент Тверского государственного технического университета. E-mail: dozhdelev@gmail.com

REFERENCES

1. **Zubkov N.S., Tyutyayev V.A., Zubkova Ye.N.** Izgotovleniye naplavlennogo metallorazhushchego instrumenta Tver: Izd-vo Tverskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta, 1998. 124 s. (rus.)
2. **Kremnev L.S.** Vklad Stankina v sozdaniye teorii legirovaniya, razrabotku na yeye osnove i promyshlennoye vnedreniye bystrorezhushchikh staley optimalnogo sostava. *Vestnik MGTU Stankin*. 2010. № 4. S. 54–65. (rus.)
3. **Gvozdev A.Ye.** Proizvodstvo zagotovok bystrorezhushchego instrumenta v usloviyakh sverkhplastichnosti. M.: Mashinostroyeniye, 1992. 176 s. (rus.)
4. **Kremnev L.S., Onegina A.K., Vinogradova L.A.** Osobennosti prevrashcheniy, struktury i svoystv molibdenovykh bystrorezhushchikh staley [Features of transformations, structure and properties of molybdenum high-speed steels]. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2009. № 12. S. 13–19.
5. **Barchukov D.A., Romanenko D.N.** Issledovaniya na energodispersionnom spektrometre bystrorezhushchey stali R2M8 dlya opredeleniya yeye strukturnykh izmeneniy, sposobstvuyushchikh uprochneniyu [Research on energy dispersive spectrometer high-speed steel R2M8 to determine its structural changes, further strengthenin]. *Materialy XX mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii «Novyye materialy i tekhnologii v mashinostroyenii 2014»*. Bryansk, 2014. S. 172–176. (rus.)
6. **Vostretsov G.N.** Deformatsionnaya sposobnost naplavlennogo teplostoykogo metalla tipa R2M8 pri martensitnom prevrashchenii. *Vestnik Sibirskogo gosudarstvennogo industrialnogo universiteta*. 2012. № 1, S. 7–10. (rus.)
7. **Barchukov D.A., Lavrentyev A.Yu., Zubkov N.S.** Sovershenstvovaniye struktury bystrorezhushchikh staley naplavkoy i poverkhnostnym plasticheskim deformirovaniyem. *Sovremennyye problemy nauki i obrazovaniya*. 2012. № 5. S. 141–150. (rus.)
8. **Khaydorov A.D., Kondratyev S.Yu.** Vliyaniye termotsiklicheskoy obrabotki na strukturu litoy bystrorezhushchey stali R6M5-Sh [Effect of Thermal Cycling Treatment on the Structure of Cast High-Speed Steel R6M5-Sh]. *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2011. № 6. S. 42–47. (rus.)
9. **Kondpatyev S.Yu., Khaydopov A.D.** Termotsiklicheskaya obrabotka litoy bystrorezhushchey stali P6M5. *Tekhnologiya mashinostroyeniya*. 2010. № 12. S. 5–9. (rus.)
10. **Kondratyev S.Yu., Gorynin V.I., Popov V.O.** Optimizatsiya parametrov poverkhnostno-uprochnennogo sloya pri lazernoy zakalke detaley [Optimization of the parameters of the surface-hardened layer in laser quenching of components]. *Svarochnoye proizvodstvo*. 2011. № 3. S. 11–15. (rus.)
11. **Kondratyev S.Yu., Popov V.O.** Polucheniye kvazinokristallicheskoy struktury poverkhnostnogo sloya pri lazernoy obrabotke s tselyu povysheniya iznosostoykosti staley i splavov. *Tekhnologiya mashinostroyeniya*. 2011. № 3. S. 30–35. (rus.)
12. **Skipchenko A.I., Kondratyev S.Yu., Popov V.O.** Vozmozhnosti lazernogo poverkhnostnogo modifitsirovaniya detaley mashinostroyeniya. *RITM: Remont. Innovatsii. Tekhnologii. Modernizatsiya*. 2010. № 6. S. 23–25. (rus.)
13. **Lavrentyev A.Yu., Dozhdelev A.M.** Primeneniye stali 30KhGSA v kachestve materiala korpusa metallorazhushchego instrumenta. *Novyye materialy i tekhnologii v mashinostroyenii: Sbornik nauchnykh trudov po itogam mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii / Pod obshchey redaktsiyey Ye.A. Pamfilova*. Bryansk, 2014. № 19. S. 45–48. (rus.)
14. **Lavrentev A.Y., Dozhdelev A.M., Romanenko D.N., Filonovich A.V.** Research of structural phase transformations shn the fusion area of bimetallic punching tools. *Journal of chemical technology and metallurgy*. 2017. № 4 (52). P. 707–710.
15. **Makarov E.L., Yakuni B.F.** Teoriya svarivayemosti staley i splavov / Pod red. E.L. Makarova. M.: Izd-vo MGTU im. N.E. Baumana, 2014. 487 s. (rus.)
16. **Popov A.A., Popova L.Ye.** Spravochnik termista. Izotermicheskiye i termokineticheskiye diagrammy raspada pereokhlazhdennogo austenita. Sverdlovsk, 1961. 431 s. (rus.)

AUTHORS

LAVRENTEV Aleksei Yu. — Tver State technical university. E-mail: lavr_ay@mail.ru

DOZHDELEV Aleksei M. — Tver State technical university. E-mail: dozhdelev@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 10 сентября 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230312

УДК УДК 621.224.7

З.Ф. Шорохова, Г.И. Топаж, И.П. Иванченко

ОАО «НПО по исследованию и проектированию энергетического оборудования имени И.И. Ползунова»,
Санкт-Петербург, Российская Федерация

РАЗВИТИЕ ЭКСПРЕСС-МЕТОДИКИ РАСЧЕТА КАВИТАЦИОННЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ГИДРОТУРБИНЫ

При расчете кавитационных показателей гидротурбины по экспресс-методике, реализованной в программе «ГРАНИТ», влияние кавитации на распределение давлений учитывается только в зоне образования кавитационной каверны на поверхности лопасти, где возникают растягивающие напряжения. При этом не учитывается, что кавитационная каверна распространяется вниз по потоку за пределы зоны растягивающих напряжений. Данное обстоятельство приводит к систематической погрешности определения кавитационных показателей гидротурбины по указанной экспресс-методике: расчетные величины этих показателей, как правило, оказываются больше соответствующих экспериментальных значений. В работе выполнены анализ и сопоставление результатов расчетных и экспериментальных исследований кавитационных показателей гидротурбин различной быстроходности. Предложены практические рекомендации, позволяющие повысить точность расчета критического кавитационного коэффициента гидротурбины по уточненной экспресс-методике.

ГИДРОТУРБИНА; КАВИТАЦИЯ; КПД; ПРОГРАММА; РАСЧЕТ; ДАВЛЕНИЕ.

Ссылка при цитировании:

З.Ф. Шорохова, Г.И. Топаж, И.П. Иванченко. Развитие экспресс-методики расчета кавитационных показателей гидротурбины // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 127–135. DOI: 10.18721/JEST.230312

Z.F. Shorokhova, G.I. Topazh, I.P. Ivanchenko

Joint-stock company I.I. Polzunov scientific and development association on research and design of power equipment,
Saint-Peterburg, Russian Federation

DEVELOPMENT OF A RAPID METHOD FOR CALCULATING THE HYDROTURBINE CAVITATION CHARACTERISTICS

It is noted that when calculating the cavitation indicators of a hydraulic turbine by the rapid method implemented in the GRANITE program, the influence of cavitation on the pressure distribution is taken into account only in the zone of cavitation cavities on the surface of the blade, where tensile stresses occur. The fact that the cavity extends downstream beyond the zone of tensile stresses is not taken into account. This circumstance leads to systematic errors in determining the cavitation indices of the turbine at the specified rapid procedure. In this case the calculated values of the cavitation indicators tend to be greater than the corresponding experimental values. The study presents the analysis and comparison of results of calculation and experimental research of cavitation performance of hydraulic turbines of different specific speed. We have proposed practical recommendations, which have helped to improve the accuracy of the calculation of the critical cavitation coefficient of the hydraulic turbine according to the specified rapid procedure.

HYDROTURBINE; CAVITATION; EFFICIENCY; PROGRAM; CALCULATION; PRESSURE.

Citation:

Z.F. Shorokhova, G.I. Topazh, I.P. Ivanchenko, Development of a rapid method for calculating the hydroturbine cavitation characteristics, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 127–135, DOI: 10.18721/JEST.230312

Введение

При развитой кавитации происходит резкое падение КПД гидротурбины и возникают значительные вибрации гидроагрегата. Определение кавитационных показателей гидротурбины имеет большое практическое значение, поскольку от них зависит расположение рабочего колеса относительно уровня нижнего бьефа (что сказывается на стоимости строительства ГЭС), а также надежность и долговечность гидротурбины.

При исследовании кавитации в гидротурбинах ввели понятие кавитационного коэффициента установки, который определяется по формуле

$$\sigma_{уст} = \frac{p_{уст} - p_{вп}}{\rho g H}, \quad (1)$$

где $p_{уст}$ — условная величина статического давления на выходе из рабочего колеса; $p_{вп}$ — давление парообразования; ρ — плотность жидкости; H — напор.

Минимальное значение $\sigma_{уст}$, при котором еще допускается эксплуатация гидротурбины (исходя из условия падения КПД при кавитации), называют критическим кавитационным коэффициентом $\sigma_{кр}$. Именно значения $\sigma_{кр}$ ха-

рактеризуют кавитационные качества гидротурбины, то есть ее способность противостоять кавитации.

В соответствии с международным кодом модельных испытаний гидротурбин в качестве критического кавитационного коэффициента $\sigma_{кр}$ принято выбирать такое значение $\sigma_{уст}$, при котором вследствие кавитации происходит падение КПД на один процент. Как правило, значения $\sigma_{кр}$ определяют на кавитационных стендах, используя полученную для фиксированного режима экспериментальную зависимость $\eta = f(\sigma_{уст})$ (рис. 1).

Следует отметить, что экспериментальные исследования кавитационных показателей гидротурбин — очень дорогие и трудоемкие. Поэтому очевидна актуальность и большое практическое значение разработки расчетного метода, позволяющего эффективно и с достаточной точностью определить значение критического кавитационного коэффициента.

Приближенная экспресс-методика расчета критического кавитационного коэффициента предложена в работе [1], в которой справедливо отмечается, что падение КПД гидротурбины происходит при уменьшении $\sigma_{уст}$ за счет изменения распределения давления по лопасти рабочего колеса при возникновении на ней

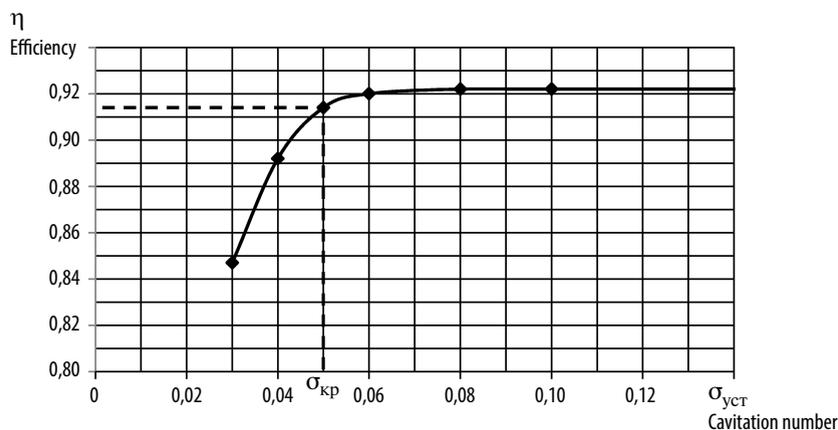


Рис. 1. Зависимость $\eta = f(\sigma_{уст})$

Fig. 1. The dependence $\eta = f(\sigma_{уст})$

кавитации. Эта экспресс-методика расчета зависимости относительного КПД $\eta^* = f(\sigma_{\text{уст}})$ и величины кавитационного коэффициента $\sigma_{\text{кр}}$ основана на следующих допущениях:

для расчета распределения давлений по лопасти рабочего колеса при ее безкавитационном обтекании использована квазитрехмерная модель течения идеальной жидкости в проточной части гидротурбины;

на участке лопасти, где по результатам расчета безкавитационного обтекания (значения давлений $p < p_{\text{вп}}$) возникает кавитационная камера, величины давления принимаются равными давлению парообразования ($p = p_{\text{вп}}$), а на остальной поверхности лопасти значения давлений сохраняются в соответствии с эпюрой ее бескавитационного обтекания.

Указанная экспресс-методика была запрограммирована и включена в автоматизированный программный комплекс «ГРАНИТ» [2]. Многочисленные расчетные исследования показали, что усовершенствованная экспресс-методика позволяет качественно и эффективно исследовать кавитационные показатели гидротурбины на различных режимах работы, однако в ряде случаев и она дает существенную погрешность расчета значений критического кавитационного коэффициента турбины.

Между тем разработаны эффективные современные численные методы расчета кавитационного трехмерного течения вязкой жидкости, реализованные в компьютерных программах Computational Fluid Dynamics (CFD), ANSYS CFX, Fluent, FINE™/Turbo, Star CD [и др.]. [3–7]. В последние годы на основе указанных методов и программ были выполнены исследования по расчетному определению кавитационных показателей различных типов лопастных гидромашин [8–12], а также детально изучены начальные и развитые стадии кавитационных течений несжимаемой жидкости [13–15]. Выполненные исследования показали, что современные методы расчета кавитационного течения вязкой жидкости позволяют существенно повысить точность расчета кавитационных показателей лопастных гидромашин, однако эти методы расчета очень трудоемки и требуют больших затрат машинного времени. Это обстоятельство практически исключает широкое применение в инженерной практике методов расчета трехмерного кавитационного течения вязкой

жидкости для определения кавитационных показателей гидротурбины. Сказанное особенно относится к решению различных оптимизационных задач, связанных с проектированием рабочих колес гидротурбин.

Что касается экспресс-методики, реализованной в программе «ГРАНИТ», то расчет по ней на персональном компьютере значения критического кавитационного коэффициента турбины для одного режима занимает всего несколько минут машинного времени.

Цель нашей работы — развитие существующей экспресс-методики в направлении повышения точности расчета кавитационных показателей гидротурбин за счет более полного учета влияния кавитации на распределение давлений по лопасти рабочего колеса.

Уточненная экспресс-методика расчета кавитационных показателей гидротурбины

В настоящее время отсутствуют результаты экспериментальных исследований влияния кавитации на распределение давлений по лопасти вращающегося рабочего колеса гидротурбины. Поэтому рассмотрим результаты, полученные при обтекании одиночных профилей в кавитационной трубе [16]. В работе [16] выполнены замеры распределения коэффициентов давлений по симметричному профилю крыла, обтекаемого с углами атаки $\alpha_1 = 0-9^\circ$ при различных числах кавитации. Скорость течения воды — $V_\infty = 12$ м/с; длина хорды профиля равна 100 мм; максимальная толщина профиля $\delta_{\text{max}} = 12$ мм расположена на расстоянии $x = 0,3$, где x — относительная длина вдоль хорды профиля, отсчитываемая от входной кромки. Значения чисел кавитации $K = 2(p_\infty - p_{\text{вп}})/\rho V_\infty^2$ менялись в пределах $K = 0,6-3,0$ за счет изменения статического давления p_∞ в кавитационной трубе. Значения коэффициентов давления, равные $p^* = 2(p - p_{\text{вп}})/\rho V_\infty^2$, определялись в 18 точках дреннированного профиля с помощью монотрических датчиков давления.

С помощью программы «ГРАНИТ» был выполнен расчет распределения коэффициентов давления по профилю этого крыла при его безкавитационном обтекании идеальной жидкостью. Полученные расчетные зависимости практически не отличаются от экспериментальных, за исключением области входной кромки, где при углах атаки возникают большие пики

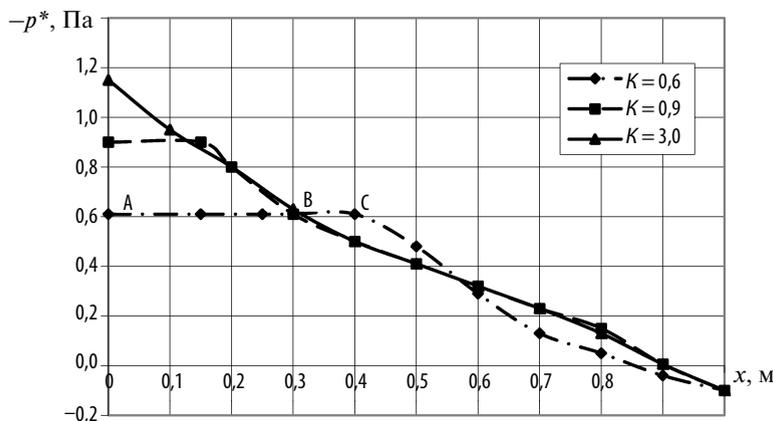


Рис. 2. Зависимости $p^*(x)$ при различных числах кавитации K

Fig. 2. Dependences of $p^*(x)$ for different cavitation numbers K

давления, существенно разные для случаев идеальной и вязкой жидкостей.

На рис. 2 представлены полученные в работе [16] экспериментальные зависимости $p^*(x)$ распределения коэффициентов давления по стороне разряжения (тыльная сторона) профиля крыла при его обтекании с углом атаки $\alpha_1 = 5^\circ$ при различных числах кавитации.

На рис. 3 приведены экспериментальная зависимость изменения относительного коэффициента подъемной силы крыла от числа кавитации, а также аналогичная зависимость, полученная расчетом по экспресс-методике,

реализованной в программе «ГРАНИТ». Указанные зависимости представляют собой аналогии зависимости $\eta^* = f(\sigma_{уст})$ (см. рис. 1) для гидротурбин.

Анализ полученных результатов позволяет сделать следующие выводы.

Кавитация оказывает существенное влияние на распределение давления по профилю. Наибольшие изменения эпюры давлений за счет кавитации происходят на стороне разряжения профиля. Коэффициенты давления на другой стороне профиля практически не меняются при различных числах кавитации.

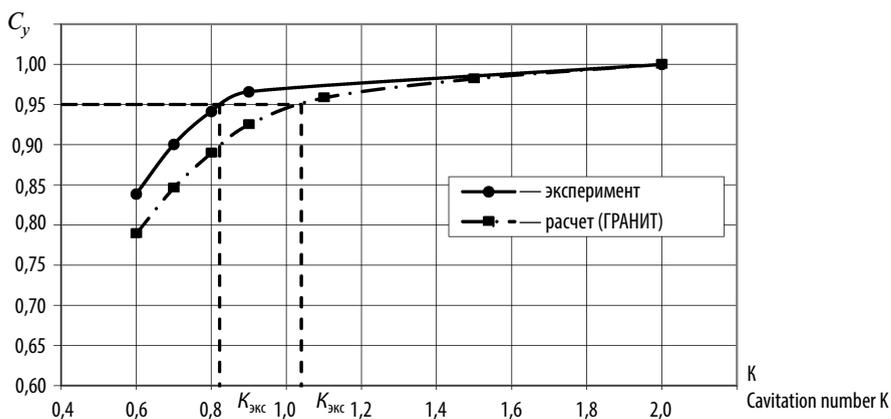


Рис. 3. Зависимости относительного коэффициента C_y подъемной силы крыла от числа кавитации K

Figure 3: Dependences of the relative coefficient C_y of lift of the wing on the number of cavitation K

При развитой кавитации на профиле возникает пленочная каверна, в которой давление практически равно давлению парообразования. В зоне каверны величины давления равны давлению парообразования (значения коэффициентов давления равны $p^* = -K = \text{const}$). По мере уменьшения числа кавитации длина каверны увеличивается. Наблюдается характерная особенность развитой кавитации: кавитационная каверна захватывает участок профиля, на котором значения давлений при расчете безкавитационного обтекания были больше давления парообразования. В результате длина каверны оказывается больше длины зоны растягивающих напряжений (см. рис. 2). Эта характерная особенность развитой кавитации отмечается также в работе [9].

По сравнению со случаем безкавитационного обтекания профиля ($K = 3$ на рис. 2) при кавитации происходит увеличение значений давления на входном участке каверны (в зоне АВ растягивающих напряжений) и уменьшение давлений в зоне ВС на хвосте каверны (см. рис. 2). Увеличение давлений в зоне АВ растягивающих напряжений на тыльной стороне профиля (по сравнению с величинами давлений в этой зоне для случая безкавитационного обтекания профиля) является основной причиной, вызывающей уменьшение коэффициента подъемной силы при кавитации. В таком случае уменьшение при кавитации давлений в зоне ВС каверны (см. рис. 2) (по сравнению с величинами давлений в этой зоне при $K = 3$), наоборот, вызывает увеличение коэффициента подъемной силы. Совокупность указанных факторов определяет вид зависимостей $C_y = f(K)$ (см. рис. 3) и объясняет, почему при одинаковых значениях чисел кавитации экспериментальные величины коэффициентов подъемной силы всегда больше аналогичных значений, полученных расчетом с помощью экспресс-методики, реализованной в программе «ГРАНИТ». Отметим, что при расчетах с помощью этой экспресс-методики учитывается только влияние кавитации на распределение давлений в зоне АВ растягивающих напряжений, что приводит к систематической погрешности определения расчетной характеристики $C_y = f(K)$. Из рис. 3 видно, что для фиксированного значения $C_y = \text{const}$ расчетное число кавитации, полученное по указанной экс-

пресс-методике, оказывается всегда больше соответствующего экспериментального значения.

Выполненный анализ кавитационного обтекания изолированного профиля показал, что учет влияния кавитации на распределения давлений только в зоне растягивающих напряжений (допущение, принятое в экспресс-методике) приводит к систематической погрешности расчета коэффициента подъемной силы крыла. Рассмотрим достоверность этого вывода применительно к гидротурбинам.

С этой целью в нашей работе были выполнены расчетные исследования кавитационных показателей быстроходной гидротурбины РО75 и тихоходной гидротурбины РО230 с помощью экспресс-методики, реализованной в программе «ГРАНИТ», а также проведено сопоставление полученных результатов расчета с экспериментальными данными.

Для гидротурбины РО230 были использованы данные модельных кавитационных испытаний на энергокавитационном стенде лаборатории водяных турбин ОАО ЛМЗ, в частности получены кавитационные характеристики $\eta^* = f(\sigma_{уст})$ и экспериментальные значения критического кавитационного коэффициента $\sigma_{эксп}$. В табл. 1 для девяти режимов работы гидротурбины РО230, которые определяются величинами приведенных оборотов n'_1 и расхода Q'_1 , даны значения $\sigma_{эксп}$ и аналогичные расчетные значения $\sigma_{гран}$, полученные с помощью указанной экспресс-методики.

Из табл. 1 видно, что для всех рассмотренных режимов расчетные величины $\sigma_{гран}$ больше соответствующих экспериментальных значений $\sigma_{эксп}$.

В данном случае, как и для рассмотренного выше кавитационного обтекания одиночного профиля, учет в существующей экспресс-методике влияния кавитации на распределения давлений только в зоне растягивающих напряжений (где $p < p_{вп}$) дал систематическую погрешность расчета кавитационных показателей гидротурбины РО230.

В табл. 1 приведены значения коэффициентов $\alpha = \sigma_{гран}/\sigma_{эксп}$, которые соответствуют относительной погрешности $\delta = \alpha - 1 = 14\text{--}50\%$ расчетного определения критического кавитационного коэффициента по экспресс-методике, реализованной в программе «ГРАНИТ». Эту

Таблица 1

Результаты кавитационных исследований гидротурбины РО230

Table 1

Results of cavitation studies of a radially axial hydroturbine RO230

Режим	n_1 , об/мин	Q_1 , м ³ /с	$\sigma_{\text{эксп}}$	$\sigma_{\text{гран}}$	α	$\sigma_{\text{кр}}$	α_1
1	65,3	0,439	0,031	0,039	1,258	29,3	0,946
2	65,3	0,531	0,049	0,056	1,143	42,1	0,860
3	65,3	0,581	0,042	0,063	1,500	47,4	1,130
4	69,4	0,464	0,035	0,044	1,257	33,1	0,945
5	69,4	0,527	0,047	0,055	1,170	41,4	0,880
6	69,4	0,579	0,041	0,062	1,512,	46,6	1,140
7	73,7	0,457	0,031	0,046	1,484	34,6	1,120
8	73,7	0,523	0,041	0,056	1,191	42,1	0,896
9	73,7	0,577	0,047	0,068	1,447	51	1,088

погрешность можно существенно уменьшить, если принять для гидротурбины РО230 расчетные величины критического кавитационного коэффициента равными $\sigma_{\text{кр}} = \sigma_{\text{гран}}/\alpha_{\text{ср}}$, где $\alpha_{\text{ср}} = (\sum \alpha_i)/9 = 1,329$.

В табл. 1 приведены для всех режимов полученные таким образом расчетные значения $\sigma_{\text{кр}}$ и коэффициенты $\alpha_1 = \sigma_{\text{кр}}/\sigma_{\text{эксп}}$. Действительно, коэффициенты $\delta_1 = 1 - \alpha_1$, характеризующие в этом случае погрешность расчета кавитационных показателей гидротурбины РО230, меняются для всех рассмотренных режимов только в пределах $\delta_1 = (-14) - (+14) \%$.

В табл. 2 для шести режимов работы гидротурбины РО75 приведены экспериментальные значения $\sigma_{\text{эксп}}$ и значения $\sigma_{\text{гран}}$, найденные с помощью экспресс-методики по программе «ГРАНИТ». Экспериментальные значения $\sigma_{\text{эксп}}$ были получены в результате кавитационных исследований гидротурбины РО75, выполненных в ОАО «ТЯЖМАШ».

Из табл. 2 видно, что для гидротурбины РО75, как и для гидротурбины РО230, на всех рассмотренных режимах величины $\sigma_{\text{гран}}$ больше соответствующих экспериментальных значений $\sigma_{\text{эксп}}$. Для этой гидротурбины коэффициенты

Таблица 2

Результаты кавитационных исследований гидротурбины РО75

Table 2

Results of cavitation studies of a radially axial hydroturbine RO75

Режим	n_1 , об/мин	Q_1 , м ³ /с	$\sigma_{\text{эксп}}$	$\sigma_{\text{гран}}$	α	$\sigma_{\text{кр}}$	α_1
1	75,9	1,010	0,063	0,076	1,206	0,063	1,004
2	75,9	1,155	0,076	0,095	1,250	0,079	1,040
3	75,9	1,310	0,124	0,132	1,065	0,110	0,886
4	86,2	1,085	0,073	0,092	1,260	0,0765	1,048
5	86,2	1,170	0,075	0,102	1,360	0,085	1,131
6	86,2	1,330	0,126	0,135	1,071	0,0112	0,891

$\alpha = \sigma_{\text{гран}}/\sigma_{\text{экср}}$ и относительная погрешность расчетного определения кавитационного коэффициента по экспресс-методике, реализованной в программе «ГРАНИТ», меняются в пределах $\delta = \alpha - 1 = (6-36) \%$. Средняя величина коэффициента $\alpha_{\text{ср}} = (\Sigma\alpha_i)/6 = 1,2$, а погрешность расчета значений критического кавитационного коэффициента $\sigma_{\text{кр}} = \sigma_{\text{гран}}/\alpha_{\text{ср}}$ для всех рассмотренных режимов составляет $\delta_1 = (-11)-(+13) \%$.

Заметим, что погрешность δ_1 расчета критического коэффициента $\sigma_{\text{кр}}$ обусловлена в основном отличием фактического распределения давлений по поверхности лопасти при ее безкавитационном обтекании трехмерным потоком вязкой жидкости от распределения давлений, найденного в программе «ГРАНИТ» на основе квазитрехмерного течения идеальной жидкости в проточной части гидротурбины.

Заключение

Основная причина систематической погрешности расчета кавитационных показателей гидротурбины по экспресс-методике, реализованной в программе «ГРАНИТ», заключается в том, что влияние кавитации на распределение давлений только в области поверхности лопасти, где возникают растягивающие напряжения. При этом не учитывается, что при развитой кавита-

ции зона кавитационной каверны, как правило, больше зоны растягивающих напряжений на поверхности лопасти, и это приводит к завышенным значениям кавитационных показателей гидротурбины, получаемых расчетом с помощью существующей экспресс-методике.

С целью исключения указанной систематической погрешности и повышения точности расчета критического кавитационного коэффициента предложена следующая зависимость, полученная на основе сопоставления расчетных и экспериментальных данных для гидротурбин различной быстроходности:

$$\sigma_{\text{кр}} = (0,75-0,85) \sigma_{\text{гран}}, \quad (2)$$

где $\sigma_{\text{гран}}$ — значение кавитационного коэффициента, найденного по экспресс-методике, реализованной в программе «ГРАНИТ». Большие значения коэффициента в формуле (2) следует принимать для быстроходных гидротурбин.

Такая рекомендация позволяет получить с помощью уточненной экспресс-методики расчетные значения кавитационных показателей гидротурбин, отличающиеся от экспериментальных не более 20 %, что вполне приемлемо при решении многих прикладных задач, связанных с расчетом и проектированием рабочих колес гидротурбин.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Топаж Г.И.** Расчет интегральных гидравлических показателей гидромашин. Л.: Изд-во ЛГУ, 1989. 208 с.
2. **Захаров А.В., Топаж Г.И.** Автоматизированный программный комплекс «Гидродинамический расчет насосов и турбин» // Энергомашиностроение. Труды СПбГПУ. № 491. СПб.: Изд-во Политехнического университета, 2004. С. 80–99.
3. ANSYS CFX Tutorials, ANSYS Inc. Release 12.0, Southpointe, Technology Drive Canonsburg, April, 2009.
4. Theoretical Manual FINE™/Turbo v8,7, Flow Integrated Environment, September, 2009.
5. **Ахметов Ю.М., Калимуллин Р.Р. [и др.]**. Исследование гидродинамических и термодинамических процессов высоконапорного многофазного вихревого течения жидкости // Вестник УГАТУ. 2012. Т. 16. № 2. С. 163–168.
6. **Coutier-Delgosha O.R, Fortes-Patella J.L, Reboud N, Hakimi C. Hirsch.** Stability of preconditioned Navier-Stokes equations associated with a cavitation model // Computers & Fluids № 34. Elsevier Ltd. 2009. P. 319–349.
7. **Константинов С.Ю., Целищев Д.В.** Исследование и совершенствование численных моделей кавитационного массопереноса // Вестник УГАТУ. 2013. Т. 17. № 3. С. 123–129.
8. **Румахеранг В.М., Топаж Г.И., Захаров А.В.** Методика расчетного определения кавитационных показателей гидротурбин // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2012. № 1(142). С. 112–119.
9. **Панов Л.В.** Численное моделирование стационарных кавитационных течений вязкой жидкости в гидротурбине Френсиса // Теплофизика и аэромеханика. 2012. Т. 19. № 4. С. 461–473.
10. **Смирнова А.Ю., Семенов Г.А., Захаров А.В.** Расчет энергетических и кавитационных характеристик низконапорной горизонтальной гидромашин. СПб.: Издательство Политехнического университета, Сб. науч. тр. 2016. С. 107–113.
11. **Тимушев С.Ф., Федосеев С.Ю.** Определение коэффициента начальной кавитации в центробежном насосе методом вычислительного эксперимента // Вестник МАИ. 2012. Т. 19. № 1. С. 89–93.
12. **Ломакин В.О., Петров Д.И., Кулешова М.С.** Исследование двухфазного течения в осецентробежном колесе методами гидродинамического модели-

рования // Наука и образование. Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2014. № 9. С. 45–64.

13. **Зибров В.А., Тряпичкин С.А., Соколовская О.В.** Влияние кавитационных процессов на распространение акустической волны внутри магистрального водопровода // Инженерный вестник Дона. 2013. № 4. С. 52–54.

14. **Алимов М.А., Воробьев Д.А., Хвесюк В.И.** Модель воздействия кавитационного пузырька на стенку канала в несжимаемой жидкости // Наука и образование. МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2012. С. 309–323.

15. **Ковалев А.А.** Моделирование кавитационного воздействия на рабочую поверхность изделия, эксплуатируемого в гидродинамической среде. Наука и образование. МГТУ им. Н.Э. Баумана. Электрон. журн. 2013. № 11. С. 25–36.

16. **Большаков Д.С., Старицкий В.Г.** Развитие кавитационной каверны и кавитационной эрозии на цилиндрическом крыле // Лопастные насосы. СПб.: «Машиностроение», 1975. С. 154–157.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ПОРОХОВА Зульфия Фяритьевна — ОАО «Научно-производственное объединение по исследованию и проектированию энергетического оборудования им. И.И. Ползунова». E-mail: zulja_ku@mail.ru

ТОПАЖ Григорий Ицкович — доктор технических наук профессор, Открытое акционерное общество «Научно-производственное объединение по исследованию и проектированию энергетического оборудования им. И.И. Ползунова». E-mail: topaj@mail.ru

ИВАНЧЕНКО Игорь Петрович — кандидат технических наук доцент, Открытое акционерное общество «Научно-производственное объединение по исследованию и проектированию энергетического оборудования им. И.И. Ползунова». E-mail: hydroturb@ckti.ru

REFERENCES

1. **Topazh G.I.** Raschet integralnykh gidravlicheskiykh pokazateley gidromashin. L.: Izd-vo LGU. 1989. 208 s.

2. **Zakharov A.V., Topazh G.I.** Avtomatizirovanny programmy kompleks «Gidrodinamicheskiy raschet nasosov i turbin». *Energomashinostroyeniye. Trudy SPb-GPU*. №491, SPb.: Izdatelstvo Politekhnikeskogo universiteta, 2004. S. 80–99. (rus.)

3. ANSYS CFX Tutorials, ANSYS Inc. Release 12.0, Southpointe. Technology Drive Canonsburg. April, 2009.

4. Theoretical Manual FINE™/Turbo v8,7. Flow Integrated Environment, September, 2009.

5. **Akhmetov Yu.M., Kalimullin R.R. [i dr.]**. Issledovaniye gidrodinamicheskikh i termodinamicheskikh protsessov vysokonapornogo mnogofaznogo vikhrevogo techeniya zhidkosti. *Vestnik UGATU*, 2012. T. 16. №2. S. 163–168. (rus.)

6. **Coutier-Delgosa O.R., Fortes-Patella J.L., Reboud N, Hakimi C., Hirsch.** Stability of preconditioned Navier-Stokes equations associated with a cavitation model. *Computers & Fluids*. № 34. 2009. P. 319–349. Elsevier Ltd.

7. **Konstantinov S.Yu., Tselishchev D.V.** Issledovaniye i sovershenstvovaniye chislennykh modeley kavitatsionnogo massoperenosa. *Vestnik UGATU*, 2013. T. 17, №3. S. 123–129. (rus.)

8. **Rumakherang V.M., Topazh G.I., Zakharov A.V.** Metodika raschetnogo opredeleniya kavitatsionnykh pokazateley gidroturbin. *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2012. № 1(142). S. 112–119. (rus.)

9. **Panov L.V.** Chislennoye modelirovaniye statsionnykh kavitatsionnykh techeniy vyazkoy zhidkosti v gidroturbine Frensisa. *Teplofizika i aeromekhanika*. T. 19, 2012. №4. S. 461–473. (rus.)

10. **Smirnova A.Yu., Semenov G.A., Zakharov A.V.** Raschet energeticheskikh i kavitatsionnykh kharakteristik nizkonapornoy gorizontальной gidromashiny. SPb.: Izdatelstvo Politekhnikeskogo universiteta: Sb. nauch. tr. Mezhdunar. n.t.k. 2016. S. 107–113. (rus.)

11. **Timushev S. F., Fedoseyev S. Yu.** Opredeleniye koeffitsiyenta nachalnoy kavitatsii v tsentrobezhnom nasose metodom vychislitel'nogo eksperimenta. *Vestnik MAI*. 2012. T. 19. №1. S. 89–93. (rus.)

12. **Lomakin V.O., Petrov D.I., Kuleshova M.S.** Issledovaniye dvukhfaznogo techeniya v osetsentrobezhnom kolese metodami gidrodinamicheskogo modelirovaniya. *Nauka i obrazovaniye. MGTU im. N.E. Baumana*. 2014. №9. S. 45–64. (rus.)

13. **Zibrov V.A., Tryapichkin S.A., Sokolovskaya O.V.** Vliyaniye kavitatsionnykh protsessov na rasprostraneniye akusticheskoy volny vnutri magistralnogo vodoprovoda. *Inzhenernyy vestnik Dona*. 2013. №4. S. 52–54. (rus.)

14. **Alimov M.A., Vorobyev D.A., Khvesyuk V.I.** Model vozdeystviya kavitatsionnogo puzyrka na stenkuyu kanala v neszhimayemoy zhidkosti. *Nauka i obrazovaniye. MGTU im. N.E. Baumana*, 2012. S. 309–323. (rus.)

15. **Kovalev A.A.** Modelirovaniye kavitatsionnogo vozdeystviya na rabochuyu poverkhnost izdeliya, ekspluatiruyemogo v gidrodinamicheskoy srede. *Nauka i obrazovaniye. MGTU im. N.E. Baumana. Elektron. zhurn*. 2013. № 11. S. 25–36. (rus.)

16. **Bolshakov D.S., Staritskiy V.G.** Razvitiye kavitatsionnoy kaverny i kavitatsionnoy erozii na tsilindricheskoy kryle. // Lopastnyye nasosy. SPb.: «Mashinostroyeniye», 1975. S. 154–157. (rus.)

AUTHORS

SHOROKHOVA Zulfiya F. — Joint-Stock Company I.I. Polzunov Scientific & Development Association on Research and Design of Power Equipment. E-mail: zulja_ku@mail.ru

ТОПАЗН Grigorii I. — NPO CKTI Joint-Stock Company I.I. Polzunov Scientific & Development Association on Research and Design of Power Equipment. E-mail: topaj@mail.ru

IVANCHENKO Igor P. — Joint-Stock Company I.I. Polzunov Scientific & Development Association on Research and Design of Power Equipment. E-mail: hydroturb@ctki.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 4 апреля 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230313

УДК 621.225.2:62.822

Ю.М. Исаев¹, А.В. Матросов², М.А. Машков³, Р.А. Сунарчин⁴

1, 3, 4 — Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Российская Федерация

2 — Профессиональная инжиниринговая компания 21, Санкт-Петербург, Российская Федерация

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ МНОГОМАШИННОГО ЭЛЕКТРОГИДРАВЛИЧЕСКОГО СЛЕДЯЩЕГО ПРИВОДА

Приводятся результаты расчетно-экспериментального исследования двухцилиндрового электрогидравлического следящего привода, выполненного по схеме, в соответствии с которой один из гидроцилиндров является ведущим, второй — ведомым. Поршни исполнительных двигателей кинематически связаны, привод нагружен общей позиционной нагрузкой. Исследовано влияние различных жесткостей связей гидроцилиндров с общей нагрузкой на ошибку синхронизации перемещения поршней, определяемой как разность их перемещения. Исследования проведены для различных величин нагрузки. Для уяснения результатов эксперимента была разработана математическая модель привода, состоящая из 9 обыкновенных дифференциальных уравнений. Модель реализована с использованием интегрированной среды MathCAD и интегрированной платформы для расчетного моделирования AMESim. Проведены численные эксперименты, результаты которых совпадают с результатами, полученными на лабораторном экспериментальном стенде. Зависимости ошибок синхронизации перемещения поршней от величины нагрузки приведены в графической форме.

МНОГОМАШИННЫЙ СЛЕДЯЩИЙ ЭЛЕКТРОГИДРОПРИВОД; МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ; СИНХРОНИЗАЦИЯ; AMESIM; MATHCAD.

Ссылка при цитировании:

Ю.М. Исаев, А.В. Матросов, М.А. Машков, Р.А. Сунарчин. Расчетно-экспериментальное исследование многомашинного электрогидравлического следящего привода // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки.* 2017. Т. 23. № 3. С. 136–143. DOI: 10.18721/JEST.230313

Y.M. Isaev¹, A.V. Matrosov², M.A. Mashkov³, R.A. Sunarchin⁴

1, 3, 4 — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, Saint-Peterburg, Russian Federation

2 — Professional engineering company 21, Saint-Peterburg, Russian Federation

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL STUDY OF MULTIACTUATOR ELECTRO-HYDRAULIC SERVO DRIVE

The results of numerical and experimental research of a two-cylinder electrohydraulic servo drive under the influence of positional load are presented in this work. This hydraulic drive is made by one of the standard schemes, according to which one of the cylinders is master and the other is slave. Both hydraulic cylinders operate with a common load. The influence of different link stiffnesses at varied loads on the synchronicity of executive hydraulic cylinders operation, which is determined by the difference of hydraulic cylinder displacement, is investigated. To understand the results of the experiment, a mathematical model of the drive, which consists of 9 ordinary differential equations, was developed. This model is implemented using the MathCAD integrated environment and the AMESim integrated platform for simulation. Numerical experiments were carried out. The results of numerical experiments coincide with the test-bench results. The dependencies of the piston displacement synchronization error on the positional load at different values of link stiffness have been obtained graphically.

MULTIACTUATOR ELECTROHYDRAULIC SERVO DRIVE; MATHEMATICAL MODELING; SYNCHRONIZATION; AMESIM; MATHCAD.

Citation:

Y.M. Isaev, A.V. Matrosov, M.A. Mashkov, R.A. Sunarchin, Numerical and experimental study of multiactuator electro-hydraulic servo drive, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 136–143, DOI: 10.18721/JEST.230313

Введение

В статье приводятся результаты исследования лабораторного экспериментального стенда, включающего двухцилиндровый электрогидравлический следящий привод с позиционной нагрузкой, соответствующей системой управления и системой измерения, который является простейшим случаем многомашинного привода.

Многомашинные приводы в силу известных преимуществ по сравнению с одиночным приводом равной мощности нашли широкое применение в различных областях техники [1–15]. Главное достоинство следящих приводов — отсутствие позиционной ошибки под действием, например, нагрузки в многомашинных приводах может не проявляться, так как отдельные приводы при неодинаковой нагрузке будут иметь ошибку по скорости, а значит, работать несинфазно. Это, в свою очередь, может привести к ошибке приводов по перемещению, а следовательно, перекосам и поломкам.

Основная **цель** работы — оценка влияния различия жесткостей связей гидроцилиндров с общей позиционной нагрузкой на величину ошибки синхронизации.

Решались следующие **задачи**:

определение асинфазности перемещения поршней двухцилиндрового привода, обусловленной различием жесткостей связей и другими технологическими отклонениями;

разработка математических моделей лабораторного стенда с использованием интегрированной среды MathCAD и интегрированной платформы для расчетного моделирования AMESim.

Экспериментальная установка и методика эксперимента

Эксперимент проводился на лабораторной установке, состоящей из двухцилиндрового электрогидравлического следящего привода, оснащенного системами управления и измерения. Гидравлическая мощность исследуемого привода составляет порядка 12 кВт.

На рис. 1 приведена принципиальная электрогидравлическая схема испытательного стенда привода. В данном приводе один из гидроцилиндров является ведущим (4), а другой — ведомым (5). При проведении экспериментов сигнал обратной связи от датчика положения поршня 8, установленного на ведущем гидроцилиндре, подается на оба электрогидравлических усилителя 6, 7. Датчик положения поршня 9 используется только для получения данных о перемещении поршня соответствующего гидроцилиндра.

Измерение усилий на штоках гидроцилиндров осуществлялось при помощи датчиков Zemic H3–1-10 класса точности С3, которые устанавливались в разрыв между штоком и нагрузкой. Измерение давлений осуществлялось в напорных и сливных полостях цилиндров датчиками WIKA OT-1 с классом точности 1. Измерение положения поршней гидроцилиндров осуществлялось при помощи датчиков BTL-5-E10-MO160-P-KA05 фирмы BALLUFF. Измерения всех величин проводились дискретно с интервалом 0,1 с. С целью дальнейшей статистической обработки измерения проводились многократно.

Эксперимент проводится следующим образом: производится пуск насосной станции 1; настройкой переливного клапана устанавливается давление питания 100 атм.; затем распределитель 2 переключается в левую по схеме позицию, и на пропорциональные распределители 6, 7 подается сигнал управления, отрабатывая который золотники усилителей переключаются в правую по схеме позицию. Штоки гидроцилиндров 4, 5 при этом втягиваются в гильзы. Сигнал отрицательной обратной связи от датчика перемещения поршня 8 подается на сравнивающее устройство, конструктивно выполненное в программном логическом контроллере 3, для сравнения с сигналом управления — тем самым реализуется следящий режим работы привода.

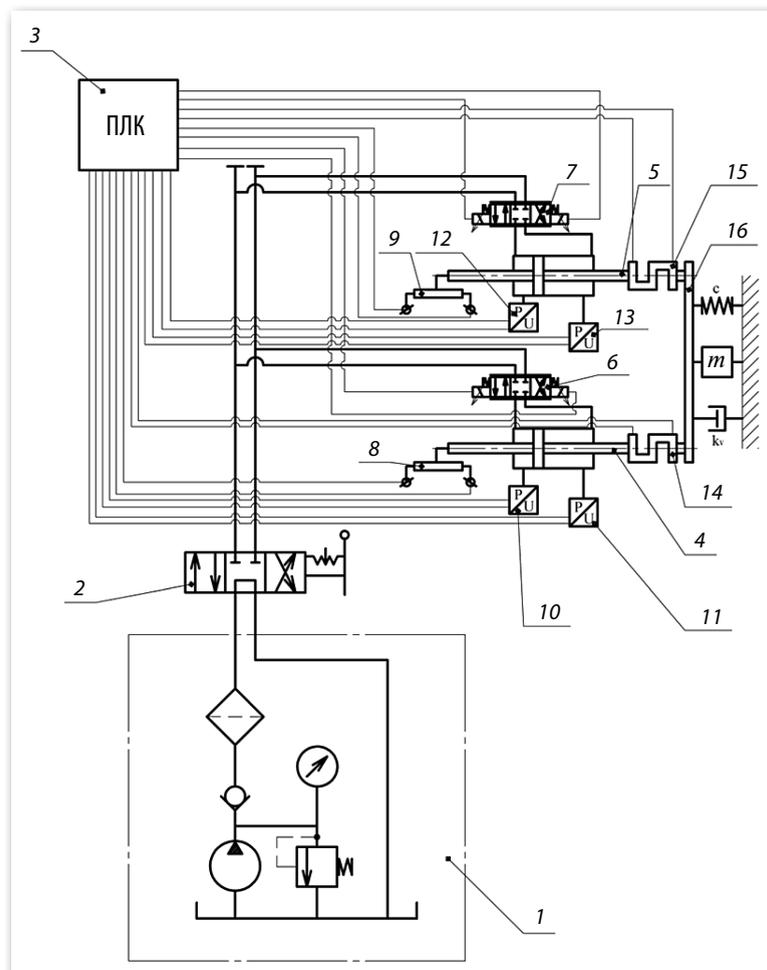


Рис. 1. Принципиальная электрогидравлическая схема привода:
 1 — насосная станция; 2 — распределитель гидравлический; 3 — программный логический контроллер; 4, 5 — гидравлические цилиндры; 6, 7 — электрогидравлические усилители; 8, 9 — датчики положения поршня; 10, 11, 12, 13 — датчики давления; 14, 15 — датчики усилия; 16 — общая нагрузка

Fig.1. Principle electrohydraulic diagram:
 1 — pump station; 2 — hydraulic distributor; 3 — programmable logic controller; 4, 5 — hydraulic cylinder; 6, 7 — proportional directional valve; 8, 9 — piston position transducer; 10, 11, 12, 13 — pressure sensor; 14, 15 — force transducer; 16 — common load

Математическое моделирование

Для подтверждения результатов эксперимента, а также проверки отсутствия в исследуемом приводе неучтенных факторов, оказывающих существенное влияние на его работу, было проведено в программных средах MathCAD и AMESim математическое моделирование рабочих процессов.

Расчетная схема привода, выполненная в программной среде AMESim, приведена на рис. 2. Упругость связей соединения поршней с нагрузкой моделировалась путем введения пружин 9, 10 с заданной жесткостью между штоками и их абсолютно жесткой связью. Данный прием известен и описан в [2].

Математическая модель привода, выполненная в пакете MathCAD, содержит 9 обыкновенных

дифференциальных уравнений и имеет следующий вид:

$$\begin{cases} m_i \frac{d^2 x_i}{dt^2} = (p_{1i} - p_{2i}) S_i - C_{cbi} (x_i - X) - K_{vxi} \frac{dx_i}{dt} - F_{ci} \operatorname{sign} \left(\frac{dx_i}{dt} \right); \\ M \ddot{X} = C_{cb1} (x_1 - X) + C_{cb2} (x_2 - X) - K_v \dot{X} - F_c \operatorname{sign} \left(\frac{dX}{dt} \right) - F_{нагр} (X); \\ \mu_i \pi d_{zi} \frac{K_{FJi}}{C_{empi}} (J(t) - k_{oci} x_i) \sqrt{\frac{2}{\rho} (P_p - p_{1i})} = S_i \frac{dx_i}{dt} + \frac{V_{1i}}{E} \frac{dp_{1i}}{dt}; \\ S_i \frac{dx_i}{dt} = \mu_i \pi d_{zi} \frac{K_{FJi}}{C_{empi}} (J(t) - k_{oci} x_i) \sqrt{\frac{2}{\rho} (p_{2i})} + \frac{V_{2i}}{E} \frac{dp_{2i}}{dt}; \\ m_{кл} \frac{d^2 x_{кл}}{dt^2} = (P_p + \Delta p_{ст}) S_{кл} - C_{кл} (x_n + x_{кл}) - k_{вк} \frac{dx_{кл}}{dt}; \\ q_{in} n = \sum_{i=1}^2 \mu_i \pi d_{zi} \frac{K_{FJi}}{C_{empi}} (J(t) - k_{oci} x_i) \sqrt{\frac{2}{\rho} (P_p - p_{1i})} + \frac{dx_{кл}}{dt} S_{кл}. \end{cases}$$

Здесь $i = 1, 2$ — число приводов; m_i — массы подвижных частей приводов; x_i — ход i -го поршня; p_{1i} — давления в напорных полостях сервоцилиндров; p_{2i} — давления в сливных полостях сервоцилиндров; S_i — эффективная площадь поршня i -го сервоцилиндра; C_{cbi} — жесткость

связи соответствующего сервоцилиндра с общей нагрузкой; X — перемещение общей нагрузки; K_{vxi} — коэффициент вязкого трения соответствующего поршня; F_{ci} — сила сухого трения, приложенная к i -му поршню; M — масса общей нагрузки; K_v — коэффициент вязкого трения общей нагрузки; F_c — сила сухого трения общей нагрузки; $F_{нагр}$ — общая позиционная нагрузка; μ_i — коэффициент расхода i -го золотника; d_{zi} — диаметр i -го золотника; K_{FJc} — коэффициент усиления электромагнитного преобразователя i -го электрогидравлического усилителя; C_{empi} — жесткость пружины i -го электромеханического преобразователя; $J(t)$ — сила тока управляющего сигнала i -го электрогидравлического усилителя; k_{oci} — коэффициент обратной связи i -го электромагнитного усилителя; P_p — давление открытия переливного клапана; V_{1i}, V_{2i} — значения начальных объемов соответственно напорной и сливной полостей i -го сервоцилиндра; E — эффективный модуль упругости рабочей жидкости; $m_{кл}$ — масса запорно-регулирующего

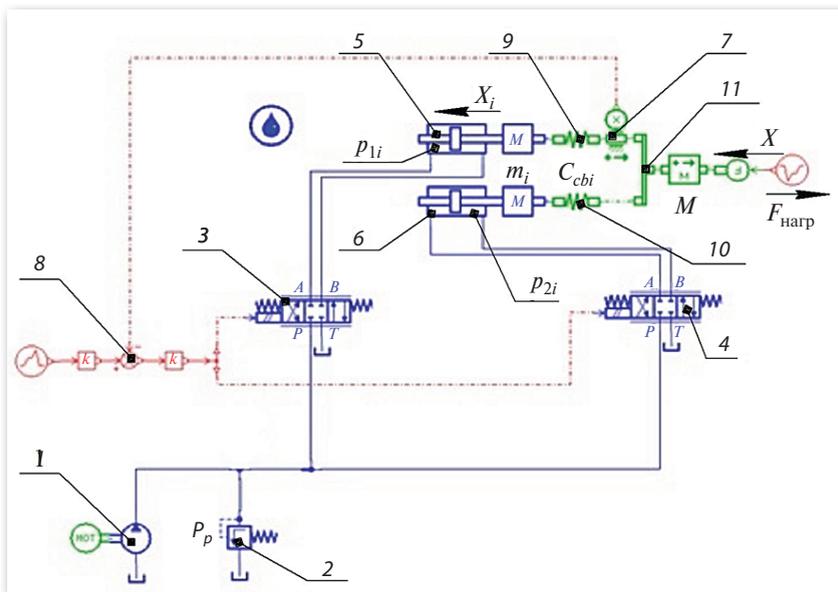


Рис.2. Расчетная схема привода

1 — насосная станция; 2 — переливной клапан; 3, 4 — пропорциональные электрогидравлические усилители; 5, 6 — гидравлические цилиндры; 7 — датчик положения поршня; 8 — сравнивающее устройство; 9, 10 — пружины, имитирующие упругость связей штоков с нагрузкой; 11 — общая нагрузка

Fig. 2. Design circuit of drive:

1 — pump station; 2 — pressure-relief valve; 3, 4 — proportional electrohydraulic valve; 5, 6 — hydraulic cylinder; 7 — piston position transducer; 8 — comparing element; 9, 10 — springs, simulating toughness of rod joint with the common load; 11 — common load

элемента переливного клапана; $\Delta p_{ст}$ — статическая ошибка переливного клапана; $S_{кл}$ — площадь проходного сечения переливного клапана; $C_{кл}$ — жесткость пружины переливного клапана; $x_{п}$ — начальное поджатие пружины клапана; $x_{кл}$ — открытие переливного клапана; $k_{вк}$ — коэффициент вязкого трения клапана; $q_{н}$ — объемная подача насоса; n — частота вращения насоса.

При создании математических моделей следящего электрогидравлического привода были приняты типичные для задач данного типа допущения [2]: параметры сосредоточены; выполняется условие неразрывности рабочей жидкости; модуль упругости рабочей жидкости постоянен; коэффициенты расхода дросселирующих щелей электрогидравлических усилителей постоянны; конструкция электрогидравлических усилителей идеальная; золотник электрогидравлического усилителя ввиду его малой массы принят безынерционным.

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

Системы дифференциальных уравнений решались в интегрированной среде MathCAD с помощью встроенной функции методом Рунге-Кутты.

Результаты эксперимента и математического моделирования

Обработка массива данных, полученного в ходе проведения исследования, осуществлялась при помощи программного пакета MathCAD, в котором производилась оценка качества эксперимента (среднеквадратичное от-

клонение, дисперсия) и аппроксимация экспериментальных данных. В среднем по процессу среднеквадратичное отклонение для различных величин составило: для давлений в напорных полостях — 0,949 атм.; для давления питания — 1,411 атм.; для перемещений штоков — 0,888 мм.

Рис. 3, а иллюстрирует переходные процессы при перемещении поршня ведущего гидроцилиндра. На графике отражены характеристики, полученные в ходе экспериментов ($L_{гц\ эксп}$) в результате интерполяции экспериментальных данных ($L_{гц\ инт}$), а также путем математического моделирования в AMESim ($L_{гц\ мод1}$) и MathCAD ($L_{гц\ мод2}$).

Рис. 3, б отражает давления в напорной полости ведущего гидроцилиндра в переходных процессах. На графике отражены характеристики давлений, полученные в ходе экспериментов ($P_{шт\ эксп}$), в результате интерполяции экспериментальных данных ($P_{шт\ инт}$), а также путем математического моделирования ($P_{шт\ мод1}$, $P_{шт\ мод2}$).

Результаты, полученные путем математического моделирования, совпадают с результатами проведенных экспериментов, подтверждая их и исключая наличие в исследовательском стенде неучтенных факторов, которые могут оказать существенное влияние на его работу.

На рис. 4, а приведены характеристики максимальной ошибки в перемещении двух поршней сервоцилиндров, определяемой как их разность, в зависимости от нагрузки на привод. Данная ошибка возникает в случае разных жесткостей связей сервоцилиндров. Жесткость связи $C_{св1}$ ведущего сервоцилиндра принималась постоянной, жесткость связи ведомого цилиндра $C_{св2}$

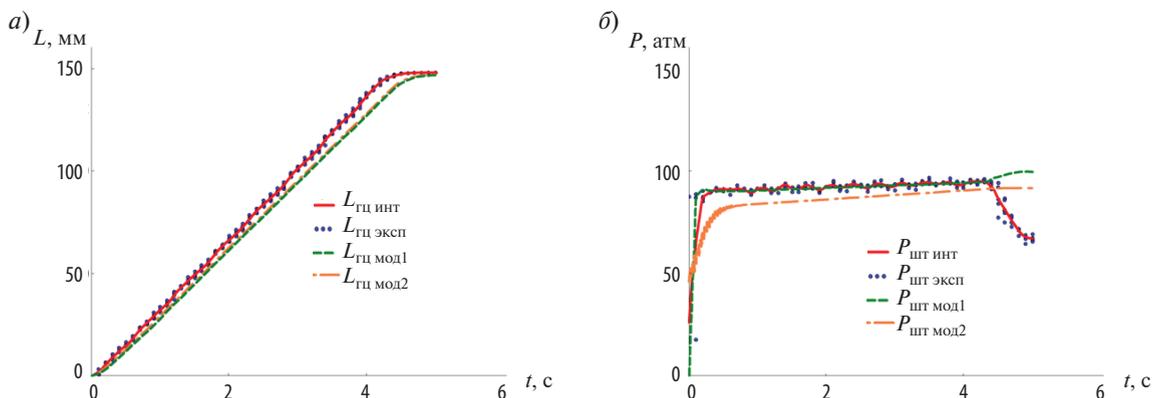


Рис. 3. Переходные процессы в гидроприводе

Fig. 3. Transient processes in hydraulic drive

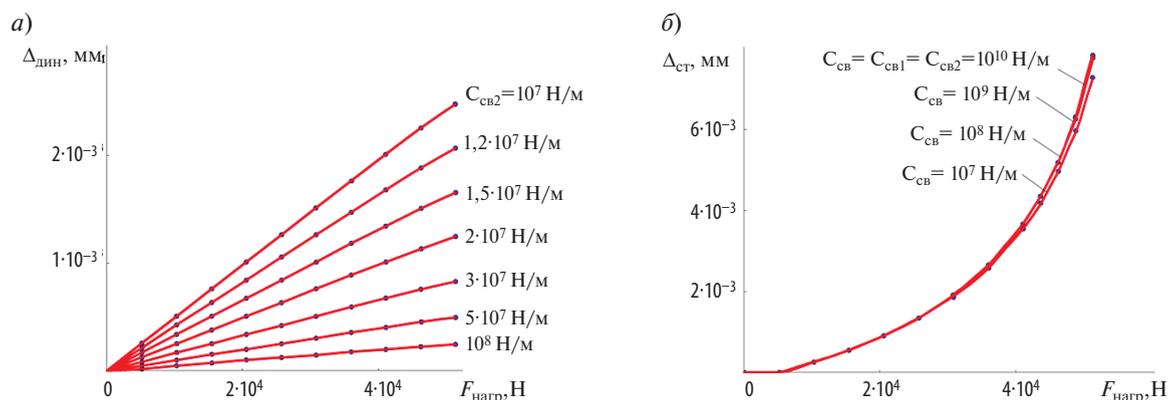


Рис. 4. Зависимости ошибок перемещения поршней от нагрузки на привод (а — при $C_{св1} = 10^{10}$ Н/м, $C_{св2}$ — см. на рис.; б — при $C_{св1} = C_{св2} = C_{св}$ — см. на рис.)

Fig. 4. Dependences of piston displacement errors from common load

изменялась в пределах от 10^7 до 10^8 Н/м. В приводе данная разница может быть обусловлена наличием люфтов, технологическими погрешностями при изготовлении, а также конструктивными особенностями крепления исполнительных гидродвигателей к объекту управления.

На рис. 4, б приведены характеристики максимальной ошибки перемещения поршней в зависимости от величины нагрузки на привод. Данная ошибка рассчитывается как разница перемещений поршней нагруженного привода и его холостого хода (без нагрузки).

Заключение

Оценка влияния жесткостей связей гидроцилиндров с общей позиционной нагрузкой на

величину ошибки перемещения поршней получена в виде графических зависимостей. Они со всей очевидностью свидетельствуют, что влияние, оказываемое связями цилиндров с нагрузкой, существенно и требует учета при проектировании приводов.

Разработаны в интегрированной среде MathCAD и интегрированной платформе для расчетного моделирования AMESim математические модели лабораторного стенда, с использованием которых подтверждены результаты проведенных на стенде экспериментов.

Применение численного моделирования и прикладных программных пакетов ведет к упрощению и ускорению проектирования электрогидравлических следящих приводов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Беликов О.А., Каширцев Л.П.** Приводы литейных машин. М.: Машиностроение, 1971. 311 с.
2. Гидравлические приводы летательных аппаратов / Гамынин Н.С., Карев В.И., Потапов А.М., Семенов А.М. 2-е изд. перераб. и доп. М: Машиностроение, 1992.368 с.
3. **Исаев Ю.М., Сунарчин Р.А., Матросов А.В.** Математическое моделирование рабочих процессов электрогидравлического сервопривода кольцевого затвора гидротурбины // Гидротехническое строительство. 2014. № 11. С. 46–51.
4. **Матросов А.В.** Анализ режимов многомашинного электрогидравлического привода затвора гидротурбины. // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2016. № 1 (238). С. 19–27. DOI:10.5862/JEST.238.2
5. **Скрицкий В.Я., Рокшевский В.А.** Синхронизация исполнительных органов гидрофицированных машин и механизмов: производственно-практическое издание. М.: Машиностроение, 1973.144 с.
6. **Jia Y., Li-jun Q.** Hydraulic sheet metal bending machine hydraulic servo valve synchronization system research // Second International Conference on Mechanic Automation and Control Engineering. 2011. P. 325–328.
7. **Hua-yong Y., Hu S., Guo-fang G.** Motion control of thrust system for shield tunneling machine // J. Cent. Univ. Technol. 2010. № 17. P. 537–543.
8. **Kui C., Haixia W.** The electro-hydraulic control system design of shield test platform // International Conference on Measurement, Information and Control (MIC). 2012. P. 900–906.

9. **Nguyen P.A.** Alstom Francis Turbine Ring Gates: from Retrofitting to Commissioning // 27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. 2014. 10 p.

10. **Yang Qingjun, Zhang Zhao, Zhang Shenghui, Lv Qingjun [et al.]**. Research on synchronization control strategy for hydraulic transmission of tracked vehicle // International conference on fluid power and mechatronics. 2015. P.618–623.

11. **Semenov S.E.** Mathematical model of the electro-hydraulic actuation systems of the machines with tree-like kinematic structure // International conference on fluid power and mechatronics. 2015. P. 583–592.

12. **Shcherbachev P.** Electro-hydraulic drive with separate control of piston groups // International con-

ference on fluid power and mechatronics. 2015. P. 498–500.

13. **Manfen Han, Yantao Song, Wenlong Zhao, Yong Chen [et al.]**. Simulation and optimization of synchronization control system for CFETR water hydraulic manipulator based on AMESim // J. Fusion Energ. 2015. P. 566–570.

14. **Steinhiber A., Clement D., Havard D.** New synchronization method for embedded cylindrical gate: development and testing // Conference Paper. 2013. 15p.

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

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ИСАЕВ Юрий Митрофанович — кандидат технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого

МАПРОСОВ Артем Владимирович — кандидат технических наук, Профессиональная Инжиниринговая Компания 21.

МАШКОВ Максим Александрович — студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

СУНАРЧИН Роберт Авалевич — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

REFERENCES

1. **Belikov O.A., Kashirtsev L.P.** Privody liteynykh mashin. M.: Mashinostroyeniye, 1971. 311 s. (rus.)

2. Gidravlicheskiye privody letatelnykh apparatov / Gamynin N.S., Karev V.I., Potapov A.M., Selivanov A.M. 2-ye izd. pererab. idop. M: Mashinostroyeniye, 1992. 368 s. (rus.)

3. **Isayev Yu.M., Sunarchin R.A., Matrosov A.V.** Matematicheskoye modelirovaniye rabochikh protsessov elektrogidravlicheskogo servoprivoda koltseвого zatvora gidroturbiny. *Gidrotekhnicheskoye stroitelstvo*. 2014. № 11. S. 46–51. (rus.)

4. **Matrosov A.V.** Analiz rezhimov mnogomashinogo elektrogidravlicheskogo privoda zatvora gidroturbiny. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2016. № 1(236). S. 19–27. (rus.) DOI:10.5862/JEST.238.2

5. **Skritskiy V.Ya., Rokshevskiy V.A.** Sinkhronizatsiya ispolnitelnykh organov gidrofitsirovannykh mashin i mekhanizmov: proizvodstvenno-prakticheskoye izdaniye. M.: Mashinostroyeniye, 1973. 144 s. (rus.)

6. **Jia Y., Li-jun Q.** Hydraulic sheet metal bending machine hydraulic servo valve synchronization system research. *Second International Conference on Mechanic Automation and Control Engineering*. 2011. P. 325–328.

7. Hua-yong Y., Hu S., Guo-fang G. Motion control of thrust system for shield tunneling machine. *J. Cent. Univ. Technol.* 2010. № 17. P. 537–543.

8. **Kui C., Haixia W.** The electro-hydraulic control system design of shield test platform. *International Confer-*

ence on Measurement, Information and Control (MIC). 2012. P. 900–906.

9. **Nguyen P.A.** Alstom Francis Turbine Ring Gates: from Retrofitting to Commissioning. *27th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems*. 2014. 10 p.

10. **Yang Qingjun, Zhang Zhao, Zhang Shenghui, Lv Qingjun [et al.]**. Research on synchronization control strategy for hydraulic transmission of tracked vehicle. *International conference on fluid power and mechatronics*. 2015. P. 618–623.

11. **Semenov S.E.** Mathematical model of the electro-hydraulic actuation systems of the machines with tree-like kinematic structure. *International conference on fluid power and mechatronics*. 2015. P. 583–592. (rus.)

12. **Shcherbachev P.** Electro-hydraulic drive with separate control of piston groups. *International conference on fluid power and mechatronics*. 2015. P. 498–500.

13. **Manfen Han, Yantao Song, Wenlong Zhao, Yong Chen [et al.]**. Simulation and optimization of synchronization control system for CFETR water hydraulic manipulator based on AMESim. *J. Fusion Energ.* 2015. P. 566–570.

14. **Steinhiber A., Clement D., Havard D.** New synchronization method for embedded cylindrical gate: development and testing. *Conference Paper*. 2013. 15 p.

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



AUTHORS

ISAEV Yurii M. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: ymi30@mail.ru

MATROSOV Artiom V. — Professional Engineering Company 21. E-mail: a.matrosov.hydro@mail.ru

MASHKOV Maksim A. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: m.mashkov1@gmail.com

SUNARCHIN Robert A. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: sunar1939@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 12 июля 2017 г.

DOI:18721/JEST.230314

УДК 621.438. 001.2

К.Л. Лапшин

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

МНОГОРЕЖИМНАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ БИРОТАТИВНОЙ ГАЗОВОЙ ТУРБИНЫ ТУРБОВАЛЬНОГО ДВИГАТЕЛЯ

Обсуждается проблема целесообразности применения биротативных схем в конструкциях газовых турбин авиационных турбовальных двигателей. В качестве средства ее решения привлечен авторский программный комплекс ОРТВГТ, реализованный с использованием метода структурного программирования и предназначенный для многорежимной компьютерной оптимизации проточных частей газовых турбин со скольжением роторов как обычного типа, так и биротативных. Рассмотрены три варианта конструкции двухступенчатой (с турбинами высокого и низкого давлений — ТВД и ТНД) газовой турбины конкретного турбовального двигателя : турбина обычного типа; биротативная с направляющим аппаратом в ТНД; биротативная без направляющего аппарата в ТНД. Многорежимная компьютерная оптимизация проводилась на четырех режимах: взлетном, максимальном продолжительном, крейсерском и режиме малого газа. Вариант турбины без направляющего аппарата в ТНД имеет на взлетном режиме сниженный примерно на 16 % КПД ТНД по сравнению с вариантом обычного типа из-за больших потерь кинетической энергии с выходной скоростью. Вариант турбины с направляющим аппаратом в ТНД показал на всех режимах рост КПД ТНД примерно на 1 % по сравнению с вариантом обычного типа, в основном за счет снижения профильных и вторичных потерь в направляющем аппарате ТНД вследствие уменьшения в нем на 77 градусов угла поворота потока.

ТУРБОВАЛЬНЫЕ ДВИГАТЕЛИ; БИРОТАТИВНАЯ ТУРБИНА; МНОГОРЕЖИМНАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ ТУРБИН; ПОТЕРИ КИНЕТИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ; СТЕПЕНЬ РЕАКТИВНОСТИ.

Ссылка при цитировании:

К.Л. Лапшин. Многорежимная оптимизация биротативной газовой турбины турбовального двигателя // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки.* 2017. Т. 23. № 3. С. 144–152. DOI: 10.18721/JEST.230314

K.L. Lapshin

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

MULTIMODE OPTIMIZATION OF A BIROTATIONAL GAS TURBINE OF A TURBOSHAFT ENGINE

The article discusses the problem of the expediency of using birotate schemes in constructions of gas turbines of aircraft turboshaft engines. As a means of solving this problem, the OPTVGT software complex created by the author was used. This program was implemented using the method of structural programming and was designed for multi-mode computer optimization of flow parts of gas turbines with sliding of conventional rotor and birotate rotor. For a two-stage (with high-pressure and low-pressure turbines) gas turbine of the specific turboshaft engine, three variants of turbines were considered: conventional type, birotating turbine with nozzle apparatuses in the low-pressure turbine, birotating turbine without nozzle apparatuses in the low-pressure turbine. Multi-mode computer optimization was carried out in four modes: takeoff, maximum continuous, cruising and low-gas modes. The variant of the turbine without nozzle apparatuses in the low-pressure turbine in the takeoff mode has a reduction of about 16 % of the efficiency of the low-pressure turbine as compared to the variant of conventional turbine because of high losses of kinetic energy with output velocity. The variant of the turbine with nozzle apparatuses

in the low-pressure turbine in all modes has an increase of about 1 % of the efficiency of the low-pressure turbine as compared to the variant of conventional turbine because of the reduction of profile and secondary losses in nozzle apparatuses of the low-pressure turbine because of the reduction in nozzle apparatuses of 77 degrees of the angle of the rotation of the flow.

TURBOSHAFT ENGINES; BIROTATING TURBINE; MULTIMODE OPTIMIZATION OF TURBINES; LOSSES OF KINETIC ENERGY; DEGREE OF REACTIVITY.

Citation:

K.L. Lapshin, Multimode optimization of a birotational gas turbine of a turboshaft engine, *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 144–152, DOI: 10.18721/JEST.230314

Введение

В проточных частях современных газовых турбин достигнуты высокие значения коэффициента полезного действия. Вместе с тем большие мощности и длительные сроки эксплуатации за счет экономии топлива делают экономически оправданным поиск возможностей для повышения КПД газовых турбин даже на десятые доли процента. Обнаружить скрытые резервы можно, используя методы компьютерной оптимизации на этапе проектирования проточных частей [1, 2], а также, как утверждается в статье [3], за счет применения биротативных (с противоположным направлением вращения рабочих колес) конструкций.

Методы многорежимной компьютерной оптимизации проточных частей газовых турбин с постоянной для рабочих лопаток всех ступеней частотой вращения ($\omega = \text{idem}$) и одинаковым направлением их вращения развиты в монографии [1]. Вместе с тем газовые турбины, предназначенные для привода компрессоров газоперекачивающих станций, а также транспортные (для судов и, особенно, для авиационных турбовальных двигателей) обычно состоят из двух или более каскадов, ротора которых не связаны механически и имеют различные частоты вращения ($\omega \neq \text{idem}$). Подход к компьютерной оптимизации проточных частей газовых турбин, состоящих из двух или более каскадов с различными частотами и одинаковым направлением вращения роторов, изложен в статье [2].

Несколько последних десятилетий обсуждается целесообразность применения биротативных (с каскадами, имеющими различные частоты и противоположное направление вращения рабочих колес) газовых турбин [3]. Идея эта не нова. Свыше ста лет назад братья Юнг-

стрем создали центробежную биротативную паровую турбину с проточной частью, состоящей только из рабочих колес, без направляющих аппаратов [4].

В капитальной монографии [4] по теории турбомашин развиты также и основы теории осевых биротативных турбин. В ней доказано, что две биротативные рабочие решетки способны развить такую же мощность, что и обычная осевая турбинная ступень, имея при этом в два раза меньшую окружную скорость. Это важное свойство биротативной турбины, упрощающее, например, передачу мощности двухрядному винту винтовентиляторного двигателя без применения редуктора [3]. В монографии [4] также подчеркивается, что биротативные турбины — высокореактивны. Так, в схеме из двух биротативных рабочих колес (РК) второе имеет кинематическую степень реактивности, равную единице ($\rho_k = 1$) [4]. А из общей теории осевых тепловых турбин [4–6] известно, что с ростом степени реактивности получить заданную удельную мощность в осевой реактивной турбинной ступени при заданном располагаемом перепаде энтальпий можно только за счет увеличения (по сравнению с активной ступенью) окружной скорости, что нежелательно для ТНД турбовального авиационного двигателя.

Наиболее заманчиво применение биротативной газовой турбины в газотурбинных установках для газоперекачивающих станций, судов и турбовальных авиационных двигателей, имеющих ТНД, не связанную механически с ТВД. По сравнению с традиционной схемой, где ротора ТВД и ТНД вращаются с разными частотами, но в одну сторону, обсуждаются схемы с разными частотами и противоположным вращением роторов при наличии неподвижного направляющего аппарата (НА) первой ступени

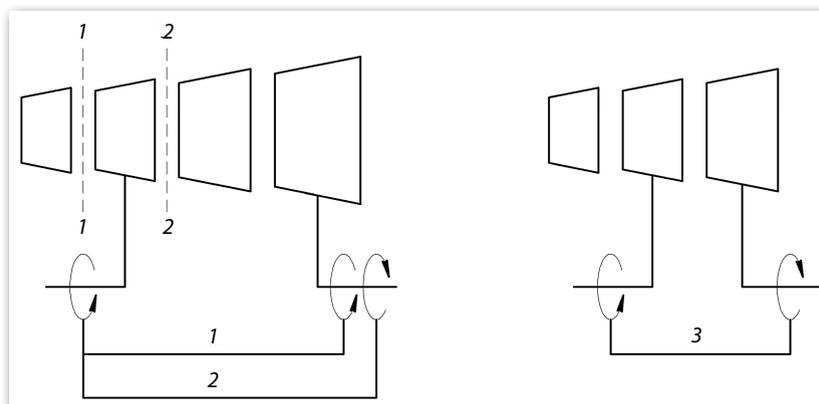


Рис. 1. Варианты турбины:

1 — турбина обычного типа; 2 — биротативная с направляющим аппаратом в ТНД;
3 — биротативная без направляющего аппарата в ТНД

Fig. 1. Variants of the turbine:

1 — convetional type; 2 — birotating turbine with nozzle apparatuses in the low-pressure turbine;
3 — birotating turbine without nozzle apparatuses in the low-pressure turbine

ТНД и даже без него [3]* (рис. 1). Обычно рассматриваются одноступенчатые конструкции ТВД и ТНД. При этом ТВД представляет собой высоконагруженную осевую турбинную ступень, перерабатывающую большой перепад энтальпий при существенно неосевом выходе с отрицательной (против направления вращения)

* См. также:

Пономарев Б.А., Соценко Ю.В. Экспериментальное исследование прямых решеток сопловых аппаратов турбин с противоположным вращением роторов [Experimental investigation of direct lattices of nozzle apparatuses of turbine with opposite rotation of rotors] / ЦИАМ. Технический отчет № 10630. М., 1968.

Грицай С.Д. Особенности рабочего процесса и выбор основных параметров двухступенчатой биротативной турбины без промежуточного соплового аппарата [Features of working process and selection of basis parameters of a two-stage birotating turbine without intermediate nozzle apparatuses]: Автореферат дисс. ... канд. техн. наук / МАИ. М., 1992.

Фаворская Н.О. Разработка и опытная проверка метода расчета и анализ особенностей характеристик биротативной турбины [Development and experimental verification of the calculation method and analysis of the characteristic of Birotating turbine]: Автореферат дисс. ... канд. техн. наук — МАИ. М., 1993;

Ван Лэй. Исследование целесообразности применения и газодинамической эффективности ТНД с «обратным» вращением ротора [A feasibility study of the application and gas-dynamic efficiency of THD with «obratnym» the rotation of the rotor]: Автореферат дисс. ... канд. техн. наук / МАИ. М., 2005.

закруткой потока за ступенью [1, 7–10]. Применение таких ступеней, несмотря на их невысокую экономичность, в ряде случаев упрощает решение проблемы охлаждения проточной части высокотемпературной газовой турбины [1, 3, 5]. Направляющий аппарат ТНД в биротативной схеме будет иметь заметно меньший угол поворота потока по сравнению с обычной турбиной, что должно привести к снижению в нем профильных и вторичных потерь кинетической энергии. В некоторых случаях, возможно, есть смысл вообще отказаться от применения направляющего аппарата в ТНД [3]** и получить все связанные с этим преимущества. В некоторых работах обсуждается применение двухступенчатой биротативной турбины, приводящей в действие каскады компрессора высокого и низкого давлений [3]. В этом случае, однако, в проточной части компрессора возникает дополнительный разворот потока между каскадами, имеющими различное направление вращения.

В рассмотренных выше примерах использования биротативных схем преобладают общие рассуждения и не применялась компьютерная оптимизация проточных частей турбин. Мало изучены характеристики биротативных турбин в широком диапазоне режимных параметров. Поэтому актуально сравнить результаты

**См. также упомянутые выше авторефераты диссертаций Грицай С.Д., Фаворской Н.О., Ван Лэя.

многорежимной компьютерной оптимизации проточной части двухступенчатой газовой турбины, как обычного типа, так и биротативной, для конкретного турбовального двигателя.

Цель работы состоит в том, чтобы на примере многорежимной компьютерной оптимизации проточной части двухступенчатой (ТВД и ТНД) газовой турбины конкретного турбовального двигателя сравнить обычный и биротативный вариант ее конструктивного выполнения.

Постановка задачи исследований

На основе теоретических концепций, изложенных в монографии [1], разработан авторский программный комплекс ОРТВГТ, реализованный с использованием метода структурного программирования. Рассматриваемое рабочее тело — реальный газ. Лопаточные венцы могут иметь закрытую либо открытую систему охлаждения или быть неохлаждаемыми. Для открытой системы рассмотрен конвективно-плочный способ охлаждения, который наиболее распространен в современных конструкциях газовых турбин.

Программный комплекс ОРТВГТ дает возможность поиска оптимального варианта проточной части охлаждаемой биротативной газовой турбины со скольжением роторов в широком диапазоне режимов (причем в двухмерной постановке задачи на режиме проектирования и в одномерной постановке — на переменных режимах) с учетом конструктивных, технологических и прочностных ограничений. В качестве способа нелинейной оптимизации разработан гибрид метода Гаусса — Зейделя и метода прямого упорядочения вариантов по критерию эффективности, показавший высокую надежность и эффективность при решении сложных многомерных задач с большим числом нелинейных ограничений в виде равенств и неравенств [1].

Программный комплекс ОРТВГТ — это оригинальный отечественный программный продукт, который позволяет решить практически любую представляющую технический интерес задачу многорежимной компьютерной оптимизации проточной части осевой газовой турбины как обычного типа, так и биротативной. Переход при проектировании от режима диалога с ЭВМ к многорежимной компьютерной оптимизации вскрыл существенные (до 2,4 %) резервы

повышения КПД проточной части трехступенчатой турбины низкого давления винтовентиляторного авиационного двигателя [1].

Комплекс ОРТВГТ следует использовать для оптимизации проточных частей обычных и биротативных турбин в «твердых» меридианных обводах с заданными диаметрами и высотами лопаточных венцов. Этот комплекс рекомендуется применять как при новом проектировании, так и при решении задач модернизации проточных частей газовых турбин.

Ядро математической модели этого комплекса составляет проектировочный газодинамический расчет проточной части газовой турбины в двухмерной постановке задачи [1].

Расчетные сечения 1–1 и 2–2 располагаются в межвенцовых зазорах проточной части (рис. 1). В этих сечениях в цилиндрической системе координат методом итераций ищется совместное решение объединенного уравнения движения и энергии

$$c = c_c \exp \left\{ \int_{r_c}^r \frac{1}{1 + \operatorname{tg}^2 \alpha + \operatorname{tg}^2 \alpha \operatorname{tg}^2 \gamma} \times \right. \\ \left. \times \left[\operatorname{tg} \alpha \left(\frac{\operatorname{tg} \delta}{B(r)} - \frac{\operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \gamma}{r} \left(\operatorname{tg} \gamma + \frac{(\operatorname{tg} \gamma'' - \operatorname{tg} \gamma') r}{r'' - r'} \right) \right) - \right. \right. \\ \left. \left. - \frac{A(\Delta \alpha)}{r} \right] dr \right\} \quad (1)$$

и уравнения неразрывности [1]. В уравнении (1) для сечения 1–1 c — абсолютная скорость газа; α — угол между проекцией вектора скорости c на плоскость $z-u$ и положительным направлением оси u ; γ — угол между проекцией вектора скорости c на плоскость $r-z$ и положительным направлением оси z ; δ — угол тангенциального наклона линии центра масс направляющих лопаток (ТННЛ) в плоскости $r-u$ [1]; $B(r)$ — расстояние между входными кромками направляющих и рабочих лопаток вдоль поверхности тока; $A(\Delta \alpha)$ — коэффициент, учитывающий характер изменения угла α_1 по высоте сопловых лопаток; r — текущий радиус. Надстрочные индексы «'» и «''» указывают на принадлежность параметра соответственно к корневому либо периферийному радиусу; подстрочный индекс c — к среднему радиусу. Постоянная c_c и преде-

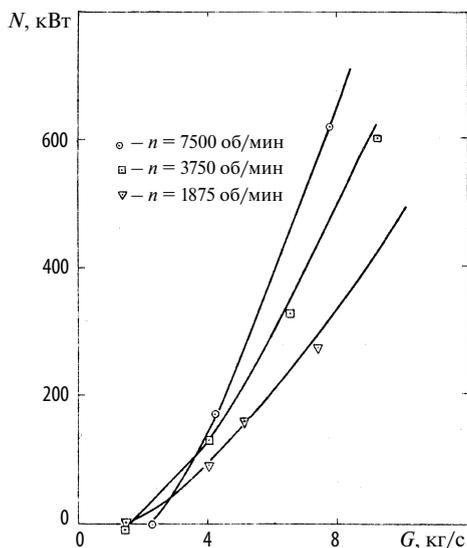


Рис. 2. Зависимости $N = f(G)$ при трех частотах вращения ротора четырех ступенчатой турбины (сплошные линии — результаты расчетов)

Fig. 2. Dependences $N = f(G)$ at three rotary velocities of a four-stage turbine (firm line — Results of calculations)

лы интегрирования в первом приближении определяются из одномерного расчета.

В сечении 2–2 за рабочими лопатками в уравнении (1) принимается $\delta \approx 0$ и методом итераций находится распределение углов α_2 потока такое, чтобы удовлетворить условию постоянства удельной мощности вдоль радиуса ступени.

Проектировочные и проверочные расчеты на каждом шаге поиска выполняются для дозвуковых и сверхзвуковых скоростей газа с учетом их радиальных составляющих. Для учета потерь кинетической энергии предложены полуэмпирические зависимости [1], полученные в основном по результатам обобщения обширных экспериментальных исследований модельных и натурных турбин, а не плоских решеток профилей. Такой прогрессивный подход позволяет учесть в первом приближении влияние неравномерности, нестационарности и турбулентности реального потока, а также эффекты, связанные с управлением градиентом степени реактивности за счет применения переменного тангенциального наклона, обратной закрутки

и саблевидности направляющих лопаток, и вскрыть тем самым дополнительные резервы повышения экономичности газовых турбин. В качестве независимых переменных можно рассматривать давления p_1 и p_2 в потоке перед и за лопаточными венцами, характер изменения углов α_1 потока за направляющими лопатками и распределения вдоль радиуса углов δ_1 тангенциального наклона направляющих лопаток вдоль радиуса.

Достоверность и качество разработанных математических моделей, алгоритмов и компьютерных программ характеризует рис. 2. На нем представлено сравнение результатов расчетов и экспериментальных исследований для четырехступенчатой газовой турбины [1]. Проектирование, изготовление и испытания турбины на умеренных дозвуковых режимах проводились в институте турбомашин университета г. Ганновера (Германия). Кривые на рис. 3 иллюстрируют расчетные зависимости суммарной мощности N отсека от массового расхода G . Там же для сравнения нанесены результаты опытов. Для трех указанных на рис. 3 частот вращения ротора обнаружено вполне удовлетворительное соответствие результатов расчетов и опытов даже на режимах вентилирования последней ступени, когда суммарная мощность турбины близка к нулевой.

Результаты исследований

Рассмотрим результаты компьютерной оптимизации с помощью программного комплекса ОРТВГТ двухступенчатой газовой турбины конкретного турбовального двигателя со скольжением роторов. Исследовались три варианта конструктивной схемы турбины (рис. 1):

- 1) турбина обычного типа с одинаковым направлением вращения роторов ТВД и ТНД;
- 2) биротативная турбина с направляющим аппаратом в ТНД;
- 3) биротативная турбина без направляющего аппарата в ТНД.

Оптимизация проточных частей турбин проводилась в «твердых» меридианных обводах с заданными диаметрами и высотами лопаточных венцов.

На первом этапе для трех указанных вариантов компьютерная оптимизация выполнялась на режиме проектирования, в качестве которого

был принят взлетный режим (высота $H = 0$). За-
крутка лопаточных венцов во всех вариантах
выполнялась по закону потенциального вихря.
Давление и температура торможения газа на вхо-
де в турбину, массовый расход и давление в по-
токе газа за турбиной, частоты вращения рото-
ров во всех вариантах были одинаковы и не
варьировались. В силу умеренной температуры
торможения газа перед турбиной ($900\text{ }^\circ\text{C}$) лопа-
точные венцы не имели охлаждения. В качестве
независимых переменных принимались давлени-
я в потоке перед и за лопаточными венцами.
Во всех вариантах, создаваемых компьютером
в процессе оптимизации, мощность турбины
компрессора на режиме проектирования про-
граммно поддерживается постоянной, и ком-
прессор на любой итерации всегда находится на
этом режиме в расчетной точке. Основные ре-
зультаты представлены в табл. 1.

Известно, что для газовых турбин даже не-
большой рост КПД весьма актуален [11]. Из табл.
1 видно, что биротативная турбина (вариант
2) имеет КПД на 0,4 % выше, чем обычная (ва-
риант 1). Рост КПД обусловлен увеличением на
0,8 % КПД второй ступени. Причина повышения
ее КПД состоит в том, что суммарный коэффи-
циент потерь кинетической энергии в направля-
ющем аппарате ТНД биротативной турбины
снизился на 1,1 % по сравнению с турбиной
обычного типа вследствие уменьшения в нем на
77 градусов угла поворота потока.

Биротативная турбина без направляющего
аппарата в ТНД (вариант 3) развивает КПД на
10 % ниже, чем в варианте 1. При этом КПД вто-
рой ступени, несмотря на отсутствие потерь ки-
нетической энергии в НА, снизился на 16,5 %

по сравнению с вариантом 1. Основной при-
чиной снижения КПД сугубо реактивной ($\rho_K =$
 $= 1,4$) ступени ТНД, которая представляет собой
только рабочую решетку, являются большие по-
тери кинетической энергии $c_2^2/2$ с выходной
скоростью потока (см. табл. 1). В самом деле,
в вариантах 1 и 2 примерно 65 % располагаемо-
го перепада энтальпий на ТНД перерабатывает-
ся в НА и только 35 % — в рабочем колесе (РК),
а в варианте 3 весь этот перепад приходится
только на рабочую решетку. При этом скорость
 w_2 в относительном движении за РК становится
сверхзвуковой ($M_{w_2} = 1,09$).

В принципе, КПД собственно ТНД вариан-
та 3 можно увеличить, повышая степень реак-
тивности ступени ТВД, увеличивая тем самым
скорость c_2 и угол α_2 потока на выходе из ТВД.
Такие расчеты, выполненные в программном
комплексе ОРТВГТ уже в режиме диалога с но-
утбуком, показали, что при близком к осевому
выходе потока из ТНД ее КПД может быть уве-
личен примерно на 0,7 %. Но при этом внутрен-
ний КПД всей турбины по сравнению с вариан-
том 3 снижается почти на 3 % из-за уменьшения
примерно на 6 % КПД ТВД. Поэтому, вследствие
принципиально низкой экономичности для тур-
бовального двигателя вариант 3 исключаем из
дальнейшего рассмотрения.

Идеальным вариантом 3 могла бы служить
классическая двухвенцовая (по числу рабочих
решеток) ступень скорости [4], если для нее
перейти к биротативной схеме и отказаться от
направляющего аппарата второй ступени.
В этом случае располагаемым перепадом эн-
тальпий для рабочей решетки второй ступени
является только удельная кинетическая энергия

Таблица 1

Результаты компьютерной оптимизации на первом этапе

Table 1

Results of computer optimization in the first stage

Вариант турбины	Внутренний КПД, %		Коэффициент потерь в НА ТНД, %	Угол выхода потока за ТНД, α , град	Скорость потока за ТНД, C_2 , м/с
	всей турбины	ТНД			
1	80,2	68,3	9,4	95,8	262,1
2	80,6	69,1	8,3	96,2	261,7
3	70,2	51,8	0,0	110,5	390,5

$c_2^2/2$ на выходе из первой ступени. Но при этом удельная мощность, развиваемая первой ступенью, будет в три раза больше, чем у второй ступени. Однако такое соотношение мощностей между ТВД и ТНД не характерно для газовых турбин турбовальных двигателей.

На втором этапе выполнялась многорежимная компьютерная оптимизация вариантов 1 и 2 двухступенчатой газовой турбины конкретного турбовального двигателя со скольжением роторов с помощью программного комплекса ОРТВГТ.

В качестве целевой функции принят осредненный по всем режимам внутренний КПД η_T проточной части всей газовой турбины:

$$\eta_T = \sum_{q=1}^t (\eta \tau_y)_q / \sum_{q=1}^t (\tau_y)_q, \quad (2)$$

где t — число режимов, на которых выполнялся расчет потока в проточной части; η — внутренний КПД; τ_y — условное время работы турбины на соответствующем режиме; $\tau_y = \tau G H_0 / (G_0 H_{00})$; τ — время; G — массовый расход газа; H_0 — располагаемый перепад энтальпий на турбину на соответствующем режиме; G_0 и H_{00} — расход и перепад энтальпий на режиме проектирования [1].

Задача многорежимной компьютерной оптимизации — найти максимум внутреннего КПД η_T проточной части всей турбины. Еще раз подчеркнем, что во всех генерируемых компьюте-

ром вариантах в процессе оптимизации мощность турбины компрессора на режиме проектирования программно поддерживается постоянной, так что компрессор всегда находится на этом режиме в расчетной точке.

Рассматривались четыре режима, на которых турбина оптимизировалась в «твердых» меридианных обводах проточной части:

1. Взлетный режим (высота $H = 0$ км; относительное время работы на режиме $\tau = 0,1$). На этом режиме проектировалась турбина в двухмерной постановке задачи, причем поддерживались принятые выше (этап 1) для этого режима условия. Далее в синтезированной на каждом шаге поиска проточной части турбины выполнялись проверочные газодинамические расчеты на максимальном продолжительном (2), крейсерском (3) режимах и режиме малого газа (4) в одномерной постановке:

2. Максимальный продолжительный режим ($H = 0$ км; $\tau = 0,2$).

3. Крейсерский режим ($H = 1$ км, $\tau = 0,6$).

4. Режим малого газа ($H = 0$ км, $\tau = 0,1$).

Затем вычислялась целевая функция: многорежимный внутренний КПД всей турбины по формуле (2). Основные результаты многорежимной оптимизации вариантов 1 и 2 газовой турбины конкретного турбовального двигателя представлены в табл. 2. Каждый из этих вариантов оптимален и выбран ноутбуком с тактовой частотой 1 ГГц из 533 турбин за 1 минуту 53 секунды.

Таблица 2

Результаты оптимизации вариантов 1 и 2 газовой турбины турбовального двигателя в четырех режимах

Table 2

The results of optimization of variant 1 and 2 of the gas turbine of turbotan engine in four modes

Вариант турбины	Многорежимный КПД, %	Режимы работы турбины	Внутренний КПД ТНД, %	Коэффициент потерь в НА ТНД, %
1	79,7	1	68,5	9,5
		2	66,7	9,3
		3	66,8	9,7
		4	61,0	9,7
2	80,1	1	69,3	8,3
		2	67,5	8,1
		3	67,8	8,2
		4	62,1	8,7

Анализируя результаты расчетов, представленные в табл. 2, вновь можно сделать вывод о том, что биротативная турбина (вариант 2) имеет многорежимный внутренний КПД на 0,4 % выше, чем обычная (вариант 1). Рост КПД обусловлен увеличением на 0,8–1,1 % КПД второй ступени на всех режимах. Кинематика и динамика потока у турбин оптимальных вариантов 1 и 2 получилась практически одинаковой. Поэтому основная причина повышения КПД варианта 2 состоит в том, что суммарный коэффициент потерь кинетической энергии в направляющем аппарате ТНД биротативной турбины снизился на 1,0–1,5 %

на всех режимах по сравнению с турбиной обычного типа вследствие уменьшения в нем угла поворота потока на 77 градусов на режиме проектирования.

Вывод

Многорежимная компьютерная оптимизация проточной части двухступенчатой газовой турбины конкретного турбовального двигателя со скольжением роторов показала целесообразность перехода к биротативной схеме, то есть к противоположному направлению вращения роторов ТВД и ТНД, с сохранением направляющего аппарата в ТНД.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лапшин К.Л. Оптимизация проточных частей паровых и газовых турбин: монография К.Л. Лапшин. [Электронный ресурс] / СПб., СПбГПУ, 2013. 198с. [URL:http://dl.unilib.neva.ru/dl/2/3476.pdf](http://dl.unilib.neva.ru/dl/2/3476.pdf)
2. Лапшин К.Л. Особенности компьютерной оптимизации проточных частей газовых турбин со скольжением роторов // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 2(171) С. 73–78.
3. Осипов А.В., Черномазов А.С. Биротативные газотурбинные двигатели — перспективы развития // Совершенствование энергетических машин: сб. научн. тр. Брянск: Изд-во БГТУ, 2017. С. 116–123.
4. Кириллов И.И. Теория турбомашин: монография. Ленинград: Машиностроение, 1972. 536 с.
5. Холщевников К.В., Емин О.Н., Митрохин В.Г. Теория и расчет авиационных лопаточных машин: монография. М.: Машиностроение, 1986. 323 с.
6. Лапшин К.Л. Развитие одномерной теории осевых тепловых турбин // Совершенствование энергетических машин: Сб. научн. тр. Брянск: Изд-во БГТУ, 2017. С. 67–76.
7. Елифанов А.А., Кириллов А.И., Рассохин В.А. Расчет трехмерного течения в ступенях малорасходных турбин // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Наука и образование. 2012. № 1. С. 65–70.
8. Кириллов И.И., Агафонов Б.Н., Афанасьева Н.Н., Кириллов А.И. [и др.]. Исследование и отработка ступеней для высокотемпературных газовых турбин // Теплоэнергетика. 1983. № 3. С. 50–55.
9. Лапшин К.Л. Оптимизация проточных частей осевых тепловых турбин: энциклопедия. М.: Машиностроение. Т. 4–19, глава 1.4. 2015. С. 49–75.
10. Афанасьева Н.Н., Бусурин В.Н., Гоголев И.Г., Дьяконов Р.И. [и др.]. Аэродинамические характеристики ступеней тепловых турбин / Под общ. ред. В. А. Черникова. Л.: Машиностроение, Ленингр. отделение, 1980. 263 с.
11. Осипов А.В., Анисин А.К. Теория и расчет одноступенчатой газовой турбины. Брянск: Изд-во БГТУ, 2013. 73 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

ЛАПШИН Кирилл Леонидович — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: kirill.lapschin@gmail.com

REFERENCES

1. Lapshin K.L. Optimizatsiya protochnykh chastey parovykh i gazovykh turbin: monograph [Optimization of flow parts of steam and gas turbines]: [Elektronnyy resurs]. SPb., 2013. 198s. URL:<http://dl.unilib.neva.ru/dl/2/3476.pdf>. (rus.)
2. Lapshin K.L. Osobennosti kompyuternoy optimizatsii protochnykh chastey gazovykh turbin so skolzheniyem rotorov [Features of computer optimization of flow parts of gas turbines with sliding of rotors]. *St. Petersburg State Polytechnical University Journal. St. Petersburg SPb-GPU*. 2013. № 2(171). S. 73–78. (rus.)
3. Osipov A.V., Chernomazov A.S. Birotativnyye gazoturbinnyye dvigateli - perspektivy razvitiya [Biorotatory gas-turbine engines — prospects of development]. *Sovershenstvovaniye energeticheskikh mashin: sb. nauchn. tr.* Bryansk: BGTU, 2017. S. 116–123. (rus.)

4. **Kirillov I.I.** Teoriya turbomashin [Theory of turbomachinery]. Leningrad: Mashinostroyeniye, 1972. 536 p. (rus.)

5. **Holshovnikov K.V., Emin O.N., Mitrohin V.G.** Teoria i rashot avionnykh lopatochnykh mashin: monograph [Theory and calculation of aircraft blade machines]. M.: Mashinostroyeniye, 1986. 323 s. (rus.)

6. **Lapshin K.L.** Razvitiye odnomernoy teorii osevykh teplovykh turbin [The development of the one-dimensional theory of axial thermal turbines]. *Sovershenstvovaniye energeticheskikh mashin: sb. nauchn. tr.* Bryansk: BGTU, 2017. S. 67–76. (rus.)

7. **Yepifanov A.A., Kirillov A.I., Rassokhin V.A.** Raschet trekhmernogo techeniya v stupenyakh maloraskhodnykh turbin [Calculation of three-dimensional flow in turbine stages of economical]. *St. Petersburg State Polytechnical University Journal. St. Petersburg: Science and education.* SPb. SPbSPU Publ. 2012. № 1. S. 65–70. (rus.)

8. **Kirillov I.I., Agafonov B.N., Afanasyeva N.N., Kirillov A.I. [and others].** Issledovaniye i otrabotka stupeny dlya vysokotemperaturnykh gazovykh turbin [Investigation and processing of stages for high-temperature gas turbines]. *Teploenergetika.* 1983. № 3. S. 50–55. (rus.)

9. **Lapshin K.L.** Optimizatsiya protochnykh chastey osevih teplovykh turbin: enziklopedia [Optimization of flow parts of axial heat turbines]. M.: Mashinostroyeniye. T. 4–19. Glava 1.4. 2015. S. 49–75. (rus.)

10. **Afasnasyeva N.N., Busurin V.N., Gogolev I.G., Dyakonov R.I. [and others].** Aerodinamicheskiye kharakteristiki stupeny teplovykh turbin [Aerodynamic characteristics of thermal turbines stages] / Pod obshch. red. V. A. Chernikova. Leningrad: Mashinostroyeniye, Leningr. otd-niye, 1980. 263 s. (rus.)

11. **Osipov A.V., Anisin A.K.** Teoria i rashot odnostupenchatoi gasovoi turbini [Theory and calculation of single-stage gas turbine]. Briansk: Izd-vo BGTU, 2013. 73 s. (rus.)

AUTHOR

LAPSHIN Kirill L. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: kirill.lapshin@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 11 августа 2017 г.



НАУЧНЫЕ ШКОЛЫ САНКТ-ПЕТЕРБУРГСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА ПЕТРА ВЕЛИКОГО

DOI: 10.18721/JEST.230315

УДК 001:929

Ю.С. Васильев, С.М. Счисляев

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

К ЮБИЛЕЮ ВЛАДИМИРА ФЕДОРОВИЧА МИТКЕВИЧА (145 ЛЕТ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

Статья посвящена биографии выдающегося русского ученого-электротехника академика Владимира Федоровича Миткевича. Владимир Федорович внес значительный вклад в развитие науки об электромагнитных явлениях и много способствовал распространению научных знаний в России.

МИТКЕВИЧ В.Ф.; УЧЕНЫЙ-ЭЛЕКТРОТЕХНИК; АКАДЕМИК; ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ЯВЛЕНИЯ; ПЕТЕРБУРГСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ.

Ссылка при цитировании:

Ю.С. Васильев, С.М. Счисляев. К юбилею Владимира Федоровича Миткевича (145 лет со дня рождения) // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 153–157. DOI: 10.18721/JEST.230315

Yu.S. Vasiliev, S.M. Schislavev

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

TO THE ANNIVERSARY OF VLADIMIR MITKEVICH (145th ANNIVERSARY OF HIS BIRTH)

The article presents the biography of the outstanding Russian scientist-electrical engineer, Academician Vladimir Fedorovich Mitkevich. Vladimir Fedorovich made a significant contribution to the development of the science of electromagnetic phenomena and contributed much to the spread of scientific knowledge in Russia.

MITKEVICH V.F.; SCIENTIST-ELECTRICAL ENGINEER; ACADEMICIAN; ELECTROMAGNETIC PHENOMENA; PETERSBURG UNIVERSITY.

Citation:

Yu.S. Vasiliev, S.M. Schislavev, To the anniversary of Vladimir Mitkevich (145th anniversary of his birth), *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 153–157, DOI: 10.18721/JEST.230315

Выдающийся русский ученый-электротехник академик Владимир Федорович Миткевич (1872–1951) своими трудами внес значительный вклад в развитие науки об электромагнитных явлениях. Он много способствовал распространению научных знаний в нашей стране и их практическим приложениям.

В. Ф. Миткевич родился 3 августа 1872 года в Минске. В 1891 году по окончании Минской гимназии он поступил на физико-математический факультет Петербургского университета. В лабораториях Физического института, созданного при Университете, стали проводиться многие экспериментальные работы в области



электричества. Здесь, в стенах Университета, и определилось дальнейшее направление жизни и деятельности Владимира Федоровича Миткевича.

К этому периоду благодаря трудам М. Фарадея, Э.Х. Ленца, К. Максвелла и ряда других ученых были достигнуты значительные успехи в науке об электромагнитных явлениях. Однако практическая электротехника находилась еще в самой начальной стадии своего развития. В.Ф. Миткевич оказался одним из тех активных деятелей, которые много сделали для организации на высоком научном уровне электротехнического образования в России.

Окончив в 1895 году университет, В.Ф. Миткевич начал преподавание электротехники в Петербургском электротехническом институте. Одновременно он стал преподавать физику и электротехнику в Петербургском горном институте (с 1896 по 1905 год), несколько позже — физику на Петербургских высших женских курсах (с 1898 по 1901 год) и в Петербургском университете (с 1901 по 1902).

Работа Владимира Федоровича в Электротехническом институте оказалась непродолжительной. Весной 1901 года по приказу министра внутренних дел Сипягина в связи со студенческими революционными волнениями были уволены из института профессора М.А. Шателен, В.В. Скобельцын и др. В знак протеста В.Ф. Миткевич с группой профессоров и пре-

подавателей покинул институт. В 1902 году он поступил преподавателем электротехники в только что основанный Петербургский политехнический институт, в котором и протекала его плодотворная научная и педагогическая деятельность в течение последующих 37 лет.

С 1904 года В.Ф. Миткевич читал лекции на электромеханическом отделении Политехнического института по созданному им оригинальному курсу теории электрических и магнитных явлений. В этом курсе В.Ф. Миткевич, излагая учение об электромагнитных явлениях на основе идей Фарадея и Максвелла и широко пользуясь при этом математическими методами, дал образцы глубокого физического анализа процессов в различных электротехнических устройствах и установил тем самым тесную связь между электрофизикой и электротехникой. Курс впервые был издан в 1910 году под наименованием «Теория явлений электрических и магнитных», а затем в 1928, 1932 и 1933 годах выходил под наименованием «Физические основы электротехники».

Вслед за этим курсом В.Ф. Миткевич начал чтение лекций по второму основному курсу электромеханического отделения — «Теории переменных токов», который отличался такими же высокими достоинствами. В курсе «Теории переменных токов» В.Ф. Миткевич широко использовал графический и символический методы расчета цепей переменного тока, чем весьма содействовал их распространению.

Этими двумя курсами была заложена основа той научной дисциплины, которая в настоящее время именуется «Теоретическими основами электротехники» и является важнейшим звеном в системе высшего электротехнического образования.

Над своими курсами В.Ф. Миткевич непрерывно и интенсивно работал; его лекции всегда отражали как личные исследования, так и все последние достижения науки и техники. Увлекательные и глубокие по содержанию лекции В.Ф. Миткевича неизменно собирали полную аудиторию студентов и всегда были для них предметом оживленного обсуждения. На этих лекциях нередко можно было увидеть студентов старших курсов, повторно слушающих В.Ф. Миткевича.

Владимир Федорович умел с необычайной ясностью излагать самые сложные вопросы.

Никогда не отступая от строгости и точности изложения, он всегда учил видеть за математическими символами физическое содержание описываемых с их помощью явлений. На курсах В.Ф. Миткевича воспитаны многие поколения наших инженеров-электриков.

Одновременно с созданием курсов «Теория электрических и магнитных явлений» и «Теория переменных токов» В.Ф. Миткевич организовал первую в России лабораторию по теоретическим основам электротехники, по образцу которой созданы аналогичные лаборатории во многих наших высших электротехнических школах. Эта лаборатория, предназначенная для ознакомления студентов на опыте с основными электромагнитными явлениями и со свойствами электрических цепей и методами их исследования, послужила также базой для ряда экспериментальных научных работ, выполненных В.Ф. Миткевичем и в последующем его учениками.

В 1906 году В.Ф. Миткевич защитил в Политехническом институте диссертацию на звание адъюнкта на тему «О вольтовой дуге» и был избран профессором. С 1906 по 1912 год В.Ф. Миткевич состоял также профессором физики на Петербургских высших женских политехнических курсах. Курс «Магнетизм и электричество», читанный им в этом высшем учебном заведении и изданный в 1912 году, пользовался исключительной популярностью.

Владимир Федорович принимал активное участие в организации дипломного проектирования на электромеханическом отделении Политехнического института: под его руководством был выполнен ряд оригинальных дипломных проектов и экспериментальных дипломных работ. Он был также первым лектором по курсу «Электрическая передача энергии» и принимал активное участие в создании первой в России лаборатории по технике высоких напряжений.

В 1912 году В.Ф. Миткевич был избран на должность декана электромеханического отделения, в которой состоял до 1916 года. Его работа на посту декана содействовала укреплению лучших традиций отделения, а исключительно чуткое и заботливое отношение к студентам и их нуждам сделало его одним из наиболее любимых и уважаемых профессоров института.

Более 35 лет возглавлял В.Ф. Миткевич в Ленинградском политехническом институте имени

М.И. Калинина кафедру «Теоретические основы электротехники». За это время он воспитал многие тысячи студентов и создал научную школу по теоретической электротехнике, влияние которой распространилось далеко за пределы института.

Научная деятельность В.Ф. Миткевича была исключительно широкой и разносторонней. Им опубликовано 17 научных монографий и учебников и свыше 120 статей и докладов в различных научно-технических журналах.

В начальный период своей научной деятельности В.Ф. Миткевич выполнил работу по исследованию алюминиевого выпрямителя, уделив в ней внимание как физическим явлениям в самом выпрямителе, так и рассмотрению режима в электрической цепи с выпрямителем. Здесь впервые были предложены новые схемы выпрямления переменного тока, получившие в дальнейшем весьма широкое применение.

Исключительное значение имеют работы В.Ф. Миткевича по исследованию природы электрической дуги, начатые еще в период его работы в Горном институте и завершенные в лаборатории Политехнического института. Серия работ В.Ф. Миткевича по изучению электрической дуги была объединена в монографию «О вольтовой дуге». В этих классических работах, удостоенных в 1907 году премии имени А.С. Попова, В.Ф. Миткевич исследовал физическую природу давления дуги на анод и определил на основании этого исследования отношение заряда электрона к его массе, установил основную роль испускания электронов катодом в процессе образования и поддержания дуги, исследовал обратную ЭДС дуги, выяснил роль температуры катода и возможность получения дуги при очень малой ЭДС с дополнительным подогреванием катода, исследовал несимметрию переменного тока при несимметрии электродов и указал возможность использования этой несимметрии для выпрямления тока. Указанные опыты по изучению электрической дуги отличаются простотой, изяществом и остроумием. Спустя несколько лет В.Ф. Миткевич выполнил совместно с профессором А.И. Горбовым обширную работу по фиксации азота воздуха при помощи электрической дуги.

Труды В.Ф. Миткевича по исследованию электрической дуги легли в основу последующих

многочисленных работ различных авторов во многих областях современной электротехники — в технике высокого напряжения, электротермии, электросварке, освещении и т. д.

Большое практическое значение имеет исследование В.Ф. Миткевича по изучению явления короны на проводах высокого напряжения, выполненное им в период создания при Политехническом институте первой в России лаборатории высокого напряжения. Результатом стала статья «Явления тихого разряда в высоковольтных воздушных линиях передачи» (журнал «Электричество», № 27 за 1910 г.). В.Ф. Миткевич первый предложил применять в линиях высокого напряжения расщепленные провода с целью повышения критического напряжения, при котором появляется корона.

Эта замечательная идея, высказанная Владимиром Федоровичем Миткевичем в период, когда только начинали создаваться первые электропередачи высокого напряжения 110–120 кВ, и в настоящее время лежит в основе практического решения проблемы передачи электрической энергии больших мощностей на сверхдальние расстояния. Это предложение В.Ф. Миткевича не только приводит к снижению потерь на корону, но и обеспечивает устойчивость работы энергетических систем, связанных сверхдальними линиями передачи большой мощности.

При изучении явления короны В.Ф. Миткевич проанализировал со свойственной ему глубиной результаты исследований Мершона (США), показав необоснованность его выводов, и впервые дал научно обоснованный метод определения критического коронного напряжения.

В последние годы идею и изобретение расщепленных проводов с целью устранения или уменьшения потерь на корону зарубежная печать приписывает американским инженерам. Насколько это несостоятельно показывает статья В.И. Попова и Л.З. Сидлика «Об изобретении расщепленных проводов», опубликованная в журнале «Электричество» № 8 за 1953 г., в которой на основе документальных данных подтверждается приоритет В.Ф. Миткевича в этом вопросе.

Из других многочисленных работ В.Ф. Миткевича следует отметить его статью по теории флюксметра. В ней В.Ф. Миткевич не ограни-

чивается формальным рассмотрением теории, а особо обращает внимание на то, что флюксметр «представляет интерес не только как весьма полезный измерительный прибор, но еще и как в высшей степени изящная иллюстрация закона сохранения магнитного потока». Такое стремление выделить основное физическое содержание исследуемого явления отличало все работы В. Ф. Миткевича.

Представляют интерес работы, выполненные В. Ф. Миткевичем совместно с Ф.Ю. Левинсоном-Лессингом, по изучению причин намагничивания горных пород. Здесь высказывается мысль, что причиной намагничивания горных пород является как земное магнитное поле, так и магнитное поле тока молнии. Последнее весьма важно для объяснения наблюдаемых магнитных аномалий.

На протяжении многих лет и до сих пор в научном мире ведется большая работа по упорядочению систем единиц измерения. В.Ф. Миткевич и в этих вопросах принимал активное участие, что нашло отражение в его статье «К вопросу о практических магнитных единицах».

Владимир Федорович неизменно откликался на все научные проблемы, выдвигаемые жизнью, и всегда страстно поддерживал все прогрессивное, добиваясь, как истинный патриот своей родины, чтобы в нашей стране широко разворачивались исследования в области важнейших народнохозяйственных проблем. Эту сторону его деятельности иллюстрирует статья «Состояние исследовательской работы по магнитному анализу и магнитной дефектоскопии в СССР и ближайшие задачи ее развития» и его выступление на I Всесоюзной конференции по электропередаче больших мощностей на большие расстояния токами сверхвысоких напряжений.

Научные заслуги В.Ф. Миткевича получили после Великой Октябрьской социалистической революции широкое признание. В 1927 году он был избран членом-корреспондентом, а в 1929-м — действительным членом Академии наук СССР и в том же году удостоен премии имени В.И. Ленина. С 1935 года В.Ф. Миткевич руководил организованной в том же году группой технической физики Отделения технических наук АН СССР. В научных исследованиях, проводимых этой группой, большое внимание

уделялось актуальным вопросам промышленности. В.Ф. Миткевич вел большую работу в комиссиях Академии наук СССР по проводниковым и магнитным материалам, единицам измерений, акустике, службе времени.

В 1935 году В.Ф. Миткевич возглавил в Отделении технических наук АН СССР секцию по разработке научных проблем электросвязи и взял на себя руководство секцией теоретической электротехники и магнитной лабораторией Энергетического института АН СССР.

В.Ф. Миткевич принимал деятельное участие в работах Института истории науки и техники АН СССР. Под его редакцией были изданы монографии «Динамомашин в ее историческом развитии» и «Электродвигатель в его историческом развитии».

Весьма обширной и плодотворной была и общественная деятельность Владимира Федо-

ровича. Он принимал активное участие в работах Русского электротехнического комитета, Международной электротехнической комиссии и Центрального электротехнического совета. В течение многих лет он работал ответственным секретарем редакции и членом редакционной коллегии журнала «Электричество».

В 1933 году В.Ф. Миткевичу было присвоено звание заслуженного деятеля науки и техники, а за работы, связанные с обороной страны, он в том же году награжден орденом Красной Звезды. В 1943 году В.Ф. Миткевич за свои научные труды был удостоен Сталинской премии, а в 1945-м — награжден орденом Трудового Красного Знамени. 29 августа 1947 года за многолетнюю плодотворную научную и педагогическую деятельность в области электротехники и в связи с семидесятипятилетием со дня рождения В.Ф. Миткевич был награжден орденом Ленина.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ВАСИЛЬЕВ Юрий Сергеевич — академик РАН, доктор технических наук, научный руководитель Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

СЧИСЛЯЕВ Сергей Михайлович — кандидат технических наук ведущий научный сотрудник Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

AUTHORS

VASILIEV Yurii S. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: president@spbstu.ru

SCHISLAYEV Sergei M. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: sms1947@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 18 сентября 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230316

УДК 51/53(051)

А.Г. Морачевский, Е.Г. Фирсова

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

ТРУДНЫЕ ГОДЫ В ЖИЗНИ АКАДЕМИКА В.И. ВЕРНАДСКОГО (ФЕВРАЛЬ 1917 — ФЕВРАЛЬ 1921)

Академик Владимир Иванович Вернадский (12.03.1863—6.01.1945) — один из самых выдающихся естествоиспытателей первой половины XX века. Исследователь и мыслитель, организатор научных коллективов и общественный деятель, публицист и историк науки, он внес большой вклад в развитие геохимии, минералогии, кристаллографии, создал новые научные направления — биогеохимию, радиогеологию, впервые изучал роль «живого вещества» в геологических процессах, наполнил новым научным содержанием такие понятия, как биосфера и ноосфера. Очерк посвящен трудному периоду в жизни ученого, когда он вынужден был находиться сначала на Украине (Полтава, Киев), затем в Крыму (Симферополь).

ВЕРНАДСКИЙ В.И.; АКАДЕМИК ПЕТЕРБУРГСКОЙ АН; РОССИЙСКОЙ АН; АН СССР; ПРЕЗИДЕНТ УКРАИНСКОЙ АН; ПРОФЕССОР ТАВРИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА; КОНСТИТУЦИОННО-ДЕМОКРАТИЧЕСКАЯ ПАРТИЯ РОССИИ.

Ссылка при цитировании:

А.Г. Морачевский, Е.Г. Фирсова. Трудные годы в жизни академика В.И. Вернадского (февраль 1917 — февраль 1921) // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 158—164. DOI: 10.18721/JEST.230316

A.G. Morachevskij, E.G. Firsova

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

ACADEMICIAN VLADIMIR VERNADSKY: THE YEARS OF HARDSHIP (FEBRUARY 1917 — FEBRUARY 1921)

Academician Vladimir Ivanovich Vernadsky (March 12, 1863 — January 6, 1945) was one of the most prominent natural scientists of the first half of the 20th century. As a researcher and thinker, organizer of scientific teams and public figure, essay writer and historian of science, he made a great contribution to the development of geochemistry, mineralogy, and crystallography, created such new scientific fields as biogeochemistry and radiogeology, was the first to study the role of animate matter in geological processes, and filled the notions of biosphere and noosphere with new scientific content. The essay is dedicated to the difficult period in the scientist's life when he was forced to live first in Ukraine (in Poltava and Kiev) and later in the Crimea (in Simferopol).

VLADIMIR IVANOVICH VERNADSKY; MEMBER OF ST. PETERSBURG ACADEMY OF SCIENCES; RUSSIAN ACADEMY OF SCIENCES; USSR ACADEMY OF SCIENCES; PRESIDENT OF UKRAINIAN ACADEMY OF SCIENCES; PROFESSOR OF TAVRIDA NATIONAL UNIVERSITY; CONSTITUTIONAL DEMOCRATIC PARTY OF RUSSIA.

Citation:

A.G. Morachevskij, E.G. Firsova, Academician Vladimir Vernadsky: the years of hardship (february 1917 — february 1921), *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 158—164, DOI: 10.18721/JEST.230316

Как известно, 2 (15) марта 1917 года поздно вечером после встречи с представителями Государственной думы император Николай II отрек-

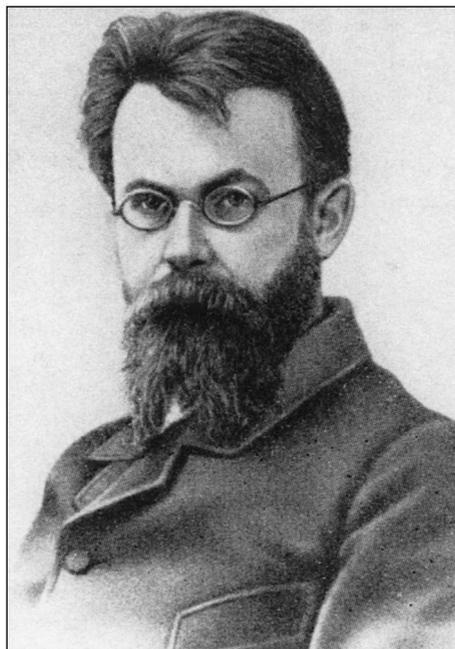
ся от престола за себя и своего сына Алексея в пользу младшего брата, великого князя Михаила Александровича Романова, который после

консультации с лидерами Государственной думы 3 (16) марта передал всю полноту власти Временному правительству во главе с Г.Е. Львовым (1861–1925), князем, крупным землевладельцем, председателем Всероссийского земского союза. Он возглавлял Временное правительство в марте — июле 1917 года, после октября 1917 года — в эмиграции.

Передачу власти Временному правительству с перспективой Учредительного собрания российское научное сообщество встретило с воодушевлением. 4 марта 1917 года Общее собрание Академии наук приветствовало Временное правительство. Вскоре Академия была переименована из Императорской в Российскую. 15 мая 1917 года академик А.П. Карпинский (1846–1936), известный геолог, был избран ее президентом. Почти за 200 лет существования Академии наук в России это первый избранный, а не назначенный президент [1, 2].

На состоявшемся в мае 1917 года восьмом съезде кадетской партии при тайном голосовании в члены ЦК за В.И. Вернадского было подано наибольшее число голосов [3]. Он был одним из старейших и самых авторитетных членов кадетской партии. Среди избранных в ЦК были ближайшие коллеги В.И. Вернадского: академик А.А. Шахматов, филолог, языковед, историк древнерусской культуры, и С.Ф. Ольденбург, востоковед, непреходящий секретарь Академии наук. Вскоре В.И. Вернадский был назначен председателем Комиссии по научным учреждениям и научным предприятиям при Министерстве народного просвещения. В ее состав вошли академики Н.С. Курнаков, С.Ф. Ольденбург, М.И. Ростовцев — историк античности, археолог, другие известные ученые различных специальностей. Основная задача Комиссии заключалась в организации государственной помощи научно-исследовательским работам в России. Кроме этой комиссии, В.И. Вернадский являлся членом Комиссии по реформе высших учебных заведений, которая была создана при Министерстве народного просвещения 21 марта 1917 года. По инициативе В.И. Вернадского и С.Ф. Ольденбурга были приняты решения об организации Тифлисского (Грузинского) политехнического института, университета в Перми.

В этот же период (март — июнь 1917 г.) В.И. Вернадский участвует в заседаниях целого



Владимир Иванович Вернадский

ряда других комиссий. 10 июня 1917 года он единогласно избран председателем реорганизованного Сельскохозяйственного ученого комитета, основной задачей которого была организация научной работы в области земледелия. 19 июля он был утвержден в этой должности. В.И. Вернадский всегда проявлял большой интерес ко всем аспектам аграрной проблемы в России.

Во второй половине июня 1917 года в связи с установленным врачами ухудшением здоровья В.И. Вернадский выехал на отдых на Украину. Недалеко от Полтавы в живописной местности у него имелся участок земли, дача.

Однако 25 июля того же года С.Ф. Ольденбург как один из лидеров кадетской партии был назначен министром народного просвещения Временного правительства, которое возглавил А.Ф. Керенский (1881–1970) — юрист, адвокат, политический деятель, лидер фракции «трудовиков» в IV-й Государственной думе, с марта 1917 года — эсер, член Временного правительства, министр юстиции (март — май), военный и морской министр (май — сентябрь), с 8 (21) июля — председатель Совета министров, с 1918 года — в эмиграции.

По просьбе С.Ф. Ольденбурга в начале августа 1917 года В.И. Вернадский вернулся

в Петроград и 11 августа был утвержден одним из заместителей министра народного просвещения. В сферу его ответственности входили высшая школа и наука.

Среди целого ряда проблем, которыми сразу же пришлось заниматься в новой должности, было положение с высшим образованием и наукой на Украине. В дневниковой записи от 16.10.17 (ст. стиль) отмечается: «Впервые для меня выяснилась острота украинского вопроса» [4]. В то время проблема государственного самоопределения Украины нарастала параллельно с усилением кризиса центральной российской власти. Созданная в марте 1917 года Украинская Центральная Рада 10 июня 1917 года провозгласила автономию Украины. Решение о полной самостоятельности Украины Центральная Рада приняла 11 января 1918 года.

Захват власти большевиками значительная часть русской либеральной интеллигенции восприняла как катастрофу. На экстраординарном Общем собрании академиков 21 ноября (ст. стиль) 1917 года была принята резолюция, резко осуждающая сложившееся положение. Резолюция была опубликована в официальном издании Российской академии наук [5]; она воспроизводится в работах [1, 6]. Позиция Академии наук была поддержана советами высших учебных заведений Петрограда, конференцией (советом) Военно-медицинской академии.

В первое время после октябрьского переворота В.И. Вернадский, наряду с научной деятельностью, продолжал работу в ЦК кадетской партии и во Временном правительстве. Об этом свидетельствуют дневниковые записи первой половины ноября 1917-го (записи в 1917 и 1918 гг. велись по старому стилю, в 1919-м указывались даты по старому и по новому стилю) [4]. В частности 17 ноября (ст. стиль) записано: «Был на важном заседании Временного правительства. Подписал два акта — обращение к русским гражданам и вопрос о созыве Учредительного собрания на 28 ноября».

Оставшаяся на свободе часть министров Временного правительства, их заместители считали своим долгом выполнять возложенные на них обязанности, охранять от захвата и расхищения имущество, материальные ценности. Министр народного просвещения С.С. Салазкин находился под арестом, и В.И. Вернадский взял на себя выполнение его обязанностей.

Обращение Временного правительства было опубликовано 16–17 ноября (ст. стиль) в ряде либерально-демократических и социалистических газет. Оно призывало всех граждан армии и тыла единодушно встать на защиту Учредительного собрания, дать ему возможность исполнить волю народа. Реакция большевистского правительства на появление обращения была незамедлительной: выпуск всех газет, поместивших обращение, приостановить, а подписавшие заявление министры и товарищи (заместители) министров должны быть арестованы. В общем списке фигурировал и В.И. Вернадский. Была и другая угроза ареста: Совнарком принял декрет, объявлявший кадетов «врагами народа». Согласно декрету все члены ЦК подлежали аресту и суду революционных трибуналов. Опасаясь ареста, ученый 19 ноября срочно выехал в Москву и затем в Полтаву к родственникам жены.

Политическая обстановка на Украине в 1918 году была довольно сложной. В марте 1918-го по соглашению с Центральной Радой на территорию большей части Украины были введены немецкие и австро-венгерские войска. В конце апреля, однако, мирным путем форма правления на Украине изменилась — Центральная Рада была распущена, вместо нее введено гетманское правление. Гетманом Украинской державы был провозглашен П.П. Скоропадский (1873–1945), представитель одного из старейших дворянских родов на Украине, генерал-лейтенант [7]. В декабре 1918 года он отрекся от власти и эмигрировал в Германию. В правительстве П.П. Скоропадского пост министра народного просвещения и искусств занял Н.П. Василенко (1866–1935), историк права, член ЦК кадетской партии, в прошлом, как и В.И. Вернадский, один из заместителей министра народного образования в правительстве А.Ф. Керенского. По предложению Н.П. Василенко В.И. Вернадский в начале июня 1918 года переезжает из Полтавы в Киев для непосредственного руководства подготовкой к созданию Академии наук на Украине; 9 июня 1918 г. он встречается с гетманом П.П. Скоропадским, который обещает всяческое содействие в решении всех организационных вопросов.

В.И. Вернадскому было поручено возглавить Комиссию для выработки законопроекта об основании Украинской академии наук. Кроме этой

комиссии, В.И. Вернадский возглавил Временный комитет по основанию библиотеки при создаваемой Академии наук и Комиссию по высшим учебным заведениям и научным учреждениям.

В период с 9 июля по 17 сентября (по новостиллю) 1918 года состоялись 23 заседания Комиссии по созданию Украинской академии наук, каждое из которых продолжалось не менее трех-четырёх часов.

Из протоколов заседаний Комиссии видно, что было решено назначение первого состава академиков (не более 12) предоставить Верховной власти. Затем уже первый состав академиков избирает руководящие органы Академии наук. 27 ноября 1918 года президентом (головой) УАН тайным голосованием был избран В.И. Вернадский. 30 ноября 1918 года результаты выборов президента были утверждены Гетманом всея Украины.

Позиция П.П. Скоропадского в отношении России многих не устраивала, он был сторонником федерации: «Россия может возродиться только на федеративных началах, а Украина может существовать только будучи равноправным членом федеративного государства». Оппозицию возглавляла так называемая «Директория», лидером которой был известный политический и общественный деятель С.В. Петлюра (1879–1926).

Правление Директории продолжалось недолго, 5 февраля 1919 года в Киеве власть перешла Совету народных комиссаров во главе с Х.Г. Раковским (1873–1941), профессиональным революционером. Переход от гетманского правления к Директории и далее к власти народных комиссаров (Совнарком) существенно не сказывался на деятельности Академии наук, все вопросы решались достаточно оперативно,

18 (31) августа 1919 года в Киев вошли части Добровольческой армии, руководство которой, воевавшее под лозунгом единой и неделимой России, с подозрением относилось к украинским научным и культурным учреждениям, рассматривая их как «очаги самостийности». Еще до этого, 12 (25) июня 1919 года распоряжением Особого совещания (коллегиальный совещательный орган гражданского управления при главнокомандующем Вооруженными силами Юга России, совмещавший законодательные

и исполнительные функции на территории, находящейся под контролем Добровольческой армии) были отменены все законодательные акты прежних украинских правительств. Это означало прекращение деятельности УАН как государственного учреждения, прекращение финансирования Академии. Все попытки, предпринятые в Киеве В.И. Вернадским и его коллегами, с целью сохранить УАН и уже созданные академические учреждения (Национальная библиотека, Геологический комитет, другие учреждения) успеха не имели. Необходима была личная встреча с самим генералом А.И. Деникиным (1872–1947), возглавлявшим Добровольческую армию.

После прихода к власти в России большевиков оставшиеся на свободе лидеры кадетской партии установили связи с создаваемой на Юге страны Добровольческой армией, всемерно содействовали ее формированию, оказывали финансовую помощь, определяли идеологию движения. Некоторые видные кадетские деятели входили в состав Особого совещания при генерале А.И. Деникине. Вероятно, это обстоятельство давало какую-то надежду на успех переговоров и способствовало тому, что в условиях разрухи транспорта В.И. Вернадский в товарном вагоне 5 (18) сентября 1919 года выехал из Киева в Ростов-на-Дону, чтобы потом попасть в Таганрог, где находилась ставка генерала А.И. Деникина. 10 (23) сентября В.И. Вернадский прибыл в Ростов-на-Дону, где провел ряд встреч с членами ЦК кадетской партии. 17 (30) сентября 1919 года В.И. Вернадский был принят А.И. Деникиным, а на следующий день особое совещание рассмотрело вопрос об УАН. Финансирование академических учреждений было решено возобновить, в дальнейшем предполагалось разработать новый устав УАН.

21 сентября (4 октября) В.И. Вернадский через Харьков и Полтаву выехал в Киев. Однако пребывание в Киеве оказалось недолгим. В связи с начавшимся отступлением Добровольческой армии В.И. Вернадский, другие видные ученые (Н.П. Василенко, В.А. Кистяковский, С.П. Тимошенко и др.) в потоке эвакуируемых 10 (23) ноября выехали через Полтаву в Харьков с тем, чтобы через Ростов-на-Дону перебраться в Крым или на Северный Кавказ. 17 (30) ноября 1919 В.И. Вернадский записал в своем дневнике: «Едем в Ростов уже целую неделю. Паника

в Киеве, паника в Харькове. Едва доехали до Харькова... Едем в вагоне-теплушке. Вагон в виде нар. 24 лежачих места... Едем, в общем, дружно. Заниматься нельзя, шум, мало света, разговоры...» [1, 4].

24 ноября (7 декабря) В.И. Вернадский прибыл в Ростов. 25 ноября он участвовал в довольно представительном заседании ЦК кадетской партии. 12 (25) декабря, находясь еще в Ростове-на-Дону, В.И. Вернадский записывает: «В городе тревога все увеличивается. Увеличивается паника, и полное отчаяние у многих. Куда бежать? Где скрыться от большевиков и их ужасов — грабежей, пыток, расстрелов? Слухи самые мрачные распространяются по городу» [4].

С большим трудом В.И. Вернадский 20 декабря 1919 года (2 января 1920 г.) добрался до Екатеринодара (Краснодар). Однако и здесь после сдачи Добровольческой армией Ростова-на-Дону и Новочеркасска появились панические настроения. В.И. Вернадский стоит перед вопросом, куда ехать дальше? В Крым? В Одессу? В славянские земли? Семья ученого была в Крыму, и он решает ехать в Новороссийск и дальше в Крым. 31 декабря 1919 года (13 января 1920 года) В.И. Вернадский приезжает в Новороссийск. Крах Добровольческой армии генерала А.И. Деникина очевиден. 8 (21 января) 1920 года на пароходе «Ксения» В.И. Вернадский прибыл в Ялту; здесь собралась вместе вся семья Вернадских. Через десять дней после приезда В.И. Вернадский почувствовал признаки заболевания, он перенес сыпной тиф и чудом остался жив.

4 (17) апреля 1920 года В.И. Вернадский переехал в Симферополь в связи с избранием ординарным профессором минералогии Таврического университета.

Постановление об открытии университета в Симферополе Крымское краевое правительство приняло 30 августа 1918 года, открытие состоялось 14 октября того же года. Решение основывалась на том, что в Крыму находилось большое число ученых, академики, профессора, из Петрограда, Москвы, Харькова, которые могли быть привлечены к преподаванию. Таким составом преподавателей мог бы гордиться любой университет мира.

Несмотря на интенсивную научную работу, встречи с коллегами в Таврическом универси-

тете, в целом условия жизни в Крыму остаются тяжелыми. В июне 1920 года В.И. Вернадский обратился к Президенту Британской ассоциации наук, членом которой он состоял, с просьбой предоставить ему возможность заниматься научной работой в Лондоне. Ответ был положительным. В.И. Вернадский с семьей мог уже в конце сентября 1920 года на британском военном корабле уехать из Севастополя. Все было согласовано, 15 (28) сентября было получено извещение от британского вице-консула в Севастополе о разрешении на проезд в Лондон, но указывалось, что какие-либо средства, частные или казенные, В.И. Вернадскому не могут быть выделены [8].

Однако 19 сентября (2 октября) 1920 году скончался первый ректор Таврического университета, профессор-медик Р.И. Гельвиг (1873—1920). Совет Таврического университета 28 сентября (10 октября) тайным голосованием (31 голос «за», 9 голосов «против») избрал В.И. Вернадского ректором. Как пишет В.И. Вернадский, он «не считал возможным отказаться ввиду того особого значения, какое имеет и должен иметь Таврический университет в деле возрождения науки и высшего образования в России». Позднее В.И. Вернадский, имея в виду смерть Гельвига, писал: «Если бы он не умер, я был бы в Лондоне».

Относительно будущего Таврического университета великий ученый на этот раз жестоко ошибался: не пройдет и трех-четырёх месяцев и Таврический университет по существу будет разгромлен, а сам В.И. Вернадский и целый ряд других профессоров будут выдворены из Крыма.

13 ноября 1920 год войска Южного фронта Красной армии совместно с войсками Н.И. Махно (1888—1934), руководителя анархо-крестьянского движения на Украине, заняли Симферополь, а 17 ноября — весь полуостров Крым. Начался беспрецедентный красный террор, которым руководили председатель Крымревкома венгерский коммунист Бела Кун (1886—1939), профессиональная революционерка Р.С. Землячка (1876—1947), член Реввоенсовета VI армии Южного фронта Г.Л. Пятаков (1890—1937). Одним из свидетелей террора был известный физик Я.И. Френкель (1894—1952, чл.-корр. АН СССР с 1924 г.), в те годы общественный деятель, активный участник организации Таврического университета. В докладной записке на имя

В.И. Ленина он писал: «Распоряжение центральной власти о терроре в Крыму выполняется местными органами (особыми отделами и чрезвычайными тройками) с ожесточением и неразборчивостью, переходящими всякие границы и превращающими террор в разбой, в массовое убийство не только лиц, сколько-нибудь причастных к контрреволюции, но и лиц, к ней совершенно не причастных... среди расстрелянных, помимо бывших военнослужащих армии Врангеля (не только офицеров, но и солдат), множество лиц из буржуазии, укрывшейся в Крыму главным образом из-за голода, и в особенности демократической интеллигенции...» [9]. Террор в Крыму описан известным писателем того времени В.В. Вересаевым (1867–1945) в романе «В тупике» [10.] Писатель 1918–1920 годы провел в Крыму, и роман написан под впечатлением увиденного и пережитого.

Уже в январе 1921 года началась «красная реформа» Таврического университета, были созданы центральная и факультетские мандатные комиссии для установления лиц, «состоявших в организациях, враждебных Советской власти, содействовавших контрреволюционным правительствам в Крыму, занимавшихся в Таврическом университете пропагандой и агитацией против Советской власти, служивших в армии Врангеля». Центральная мандатная комиссия предназначалась для проверки профессорско-преподавательского состава, а факультетские — для выявления и удаления «антисоветских» элементов из числа студентов.

В середине января 1921 года В.И. Вернадский был отстранен от должности ректора, избран новый состав Совета и ректором стал А.А. Байков (1870–1946, академик АН СССР с 1932 г.). Таким образом, В.И. Вернадский был ректором не «длительное время», как это указывается в некоторых работах [9], а с 28 сентября 1920 года до середины января 1921-го, т. е. около трех с половиной месяцев.

25 января комиссия по вузам Крымнаробраза приняла решение о нежелательности пребывания в Крыму большой группы профессоров университета, в их число входил, в частности, В.И. Вернадский. В его политической характеристике говорилось: «Политический беженец, организатор Украинской Академии наук при гетмане. В бытность его ректором в Таврическом университете стремился связать деятельность

университета с политикой Врангеля ... организовал при Таврическом университете особую комиссию для изучения положения высшей школы в России с целью собирания материалов о гибели науки и самих ученых Советской России и изображения Таврического университета как единственного очага русской культуры и науки. Особенно ярко характеризуют деятельность и взгляды Вернадского воззвания, проведенные им через Совет университета и обращенные к европейскому общественному мнению для обработки последнего в направлении, враждебном Советской власти. Ввиду этого, несмотря на крупные научные заслуги Вернадского, оставление его в Крыму является политически недопустимым» [8].

25 февраля 1921 года на специально присланном санитарном поезде семья Вернадских покинула Крым. Помощь в этом оказал давний знакомый ученого, Н.А. Семашко (1874–1949), в то время (с 1918 г.) народный комиссар здравоохранения РСФСР. Следует отметить, что еще до «красной реформы» Таврического университета, фактически превратившей отъезд В.И. Вернадского в высылку, он обращался к крымским руководителям с просьбой содействовать его отъезду в Петроград или в Киев в конце декабря 1920 года. В Москву Вернадские приехали 7 марта 1921-го, в Петроград — в первых числах апреля. Сразу же по приезду В.И. Вернадский включился в активную научную и организационную работу. Семья Вернадских вновь поселилась на Васильевском острове, в «доме академиков» (7-я линия В.О., д. 2).

23 апреля 1921 года В.И. Вернадский официально отказывается от должности президента Академии наук Украины (должность оставалась незанятой с конца ноября 1919 года).

В начале июня 1922 года по приглашению ректора Парижского университета (Сорбонна) и с согласия Президиума РАН В.И. Вернадский с женой и дочерью Н.В. Вернадской выехал из Советской России через Прагу, где дочь осталась учиться, в Париж. Во Франции он прожил почти четыре года, это самый успешный в творческом отношении период его жизни [1]. Тем не менее, несмотря на советы друзей и мнение членов семьи, В.И. Вернадский с женой 3 марта 1926 года вернулись в Ленинград. Ученый понимал, что широкие возможности для проведения исследований ему могут быть предоставлены только на родине.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Морачевский А.Г.** Академик Владимир Иванович Вернадский. К 150-летию со дня рождения / Под ред. акад. РАН Ю.С. Васильева. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2013. 106 с.
2. **Морачевский А.Г.** Академик Владимир Иванович Вернадский. К 150-летию со дня рождения // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Гуманитарные и общественные науки. 2013. № 2. С. 231–236.
3. Съезды и конференции конституционно-демократической партии: В 3-х томах. Книга 1. 1915–1917 гг. М.: РОССПЭН, 2000. 831 с.
4. **Вернадский В.И.** Дневники: 1917–1921: октябрь 1917 — январь 1920. Киев: Наукова думка, 1994. 271 с.
5. Протоколы РАН. 1917, 21 ноября. § 307.
6. **Каганович Б.С.** Сергей Федорович Ольденбург: опыт биографии. СПб.: Феникс, 2006. 252 с.
7. **Скоропадский Павло.** Спогади: Кінець 1917 — грудень 1918. Киев, Филадельфия, 1995. 495 с.
8. **Вернадский В.И.** Дневники: 1917–1921: январь 1920 — март 1921 Киев: Наукова думка, 1997. 326 с.
9. **Френкель В.Я.** «Жар под пеплом»: Новые штрихи к портрету Я.И. Френкеля // Звезда. 1991. № 9, С. 129–148.
10. **Вересаев В.В.** В тупике. Сестры. М.: Изд-во «Книжная палата», 1990. 396 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

МОРАЧЕВСКИЙ Андрей Георгиевич — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: andrey.morachevsky@gmail.com

ФИРSOVA Елена Германовна — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: elena.firsova@mail.ru

REFERENCES

1. **Morachevskiy A.G.** Akademik Vladimir Ivanovich Vernadskiy. K 150-letiyu so dnya rozhdeniya / Pod red. akad. RAN Yu.S. Vasilyeva. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2013. 106 s. (rus.)
2. **Morachevskiy A.G.** Akademik Vladimir Ivanovich Vernadskiy. K 150-letiyu so dnya rozhdeniya. *Nauchno-tekhnich. vedomosti SPbGPU. Gumanitarnyye i obshchestvennyye nauki*. 2013. № 2. S. 231–236. (rus.)
3. Syezdy i konferentsii konstitutsionno-demokraticheskoy partii: V 3-kh tomakh. Kniga 1. 1915–1917 gg. M.: ROSSPEN, 2000. 831 s. (rus.)
4. **Vernadskiy V.I.** Dnevniky: 1917–1921: oktyabr 1917 — yanvar 1920. Kiyev: Naukova dumka, 1994. 271 s. (rus.)
5. Protokoly RAN — 1917, 21 noyabrya. § 307. (rus.)
6. **Kaganovich B.S.** Sergey Fedorovich Oldenburg: opyt biografii. SPb.: Feniks, 2006. 252 s. (rus.)
7. **Skoropadskiy Pavlo.** Spogadi: Kinets 1917 — gruden 1918. Kiyev, Filadelfiya, 1995. 495 s. (rus.)
8. **Vernadskiy V.I.** Dnevniky: 1917–1921: yanvar 1920 — mart 1921. Kiyev: Naukova dumka, 1997. 326 s. (rus.)
9. **Frenkel V.Ya.** «Zhar pod peplom»: Novyye shtrikhi k portretu Ya.I. Frenkelya. *Zvezda*. 1991. № 9. S. 129–148. (rus.)
10. **Veresayev V.V.** V tupike. Sestry. M.: Izd-vo «Knizhnaya palata», 1990. 396 s. (rus.)

AUTHORS

MORACHEVSKIY Andrei G. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: andrey.morachevsky@gmail.com

FIRSOVA Elena G. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: elena.firsova@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 7 мая 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230317

УДК 51/53 (051)

А.Г. Морачевский, Е.Г. Фирсова

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

ЖИЗНЬ И ТРУДЫ АКАДЕМИКА В.Н. ИПАТЬЕВА (К 150-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

Очерк посвящен жизни, научным трудам и научно-организационной деятельности одного из самых выдающихся химиков первой половины XX века, основоположника современного гетерогенного катализа в органической химии, прекрасного экспериментатора и организатора промышленных производств, создателя крупной научной школы академика Владимира Николаевича Ипатьева (1867–1952). Генерал-лейтенант русской армии, председатель Военно-химического комитета, он внес неоценимый вклад в создание военно-химической промышленности в России в годы первой мировой войны. В двадцатые годы прошлого века активно участвовал в химизации страны. Аресты ближайших сотрудников, общая политическая обстановка в стране вынудили В.Н. Ипатьева, как он полагал, временно покинуть страну в 1930 году, но в 1936-м он был лишен советского гражданства и исключен из числа членов Академии наук СССР. Научная и педагогическая деятельность В.Н. Ипатьева весьма успешно продолжалась в США. Его работы в области получения высококачественного авиационного бензина, другие исследования способствовали победе над общим врагом.

ИПАТЬЕВ В.Н.; АКАДЕМИК ИМПЕРАТОРСКОЙ (ПЕТЕРБУРГСКОЙ) АКАДЕМИИ НАУК; АКАДЕМИК АН СССР; ПРОФЕССОР МИХАЙЛОВСКОЙ АРТИЛЛЕРИЙСКОЙ АКАДЕМИИ; ВОЕННО-ХИМИЧЕСКАЯ ПРОМЫШЛЕННОСТЬ РОССИИ; ГЕТЕРОГЕННЫЙ КАТАЛИЗ; НЕФТЕХИМИЯ; РОССИЙСКАЯ НАУЧНАЯ ЭМИГРАЦИЯ.

Ссылка при цитировании:

А.Г. Морачевский, Е.Г. Фирсова. Жизнь и труды академика в.н. ипатьева (к 150-летию со дня рождения) // *Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки*. 2017. Т. 23. № 3. С. 165–172. DOI: 10.18721/JEST.230317

A.G. Morachevskiy, E.G. Firsova

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

LIFE AND CAREER OF ACADEMICIAN VLADIMIR IPATIEFF (ON THE OCCASION OF HIS 150TH BIRTH ANNIVERSARY)

This essay is dedicated to the life, scholarly works, and academic and organizational activities of Academician Vladimir Nikolaevich Ipatieff (1867–1952), one of the most prominent chemists of the first half of the 20th century, founder of contemporary heterogeneous catalysis in organic chemistry, a remarkable experimenter and organizer of industrial production, and creator of a large school of sciences. As a General-Lieutenant of the Russian army and chairman of the Military Chemistry Committee, he made an invaluable contribution to the development of military chemistry in Russia during the First World War. In the 1920s, he took active part in the creation of chemical industry in the country. Arrests of his colleagues and general political situation in Russia forced Ipatieff to leave the country in 1930 — temporarily, as he believed. However, in 1936 he was deprived of Soviet citizenship and excluded from the USSR Academy of Sciences. Ipatieff successfully continued his academic and teaching activities in the USA. His works in the area of obtaining high-quality aviation gasoline and other researches contributed to the victory over a common enemy.

VLADIMIR IPATIEFF; MEMBER OF IMPERIAL (PETERSBURG) ACADEMY OF SCIENCES; MEMBER OF USSR ACADEMY OF SCIENCES; PROFESSOR OF MIKHAILOVSKAYA ARTILLERY ACADEMY; MILITARY CHEMISTRY INDUSTRY OF RUSSIA; HETEROGENEOUS CATALYSIS; PETROLEUM CHEMISTRY; EMIGRATION.

Citation:

A.G. Morachevskiy, E.G. Firsova, Life and career of academician vladimir ipatieff (on the occasion of his 150th birth anniversary), *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23 (03) (2017) 165–172, DOI: 10.18721/JEST.230317

Владимир Николаевич Ипатьев родился 9 (21) ноября 1867 года в Москве в семье известного в те годы архитектора. После обучения в течение трех лет в классической гимназии Владимир Ипатьев в одиннадцатилетнем возрасте по желанию отца перешел в Третью московскую военную гимназию, по окончании которой поступил в находящееся в Москве военно-пехотное училище. Через два года перешел в Михайловское артиллерийское училище в Петербурге. К тому времени у В.Н. Ипатьева уже сформировался устойчивый интерес к химии, хотя изучать ее приходилось преимущественно самостоятельно по учебникам того времени, среди которых главными были «Основы химии» Д.И. Менделеева и «Аналитическая химия» Н.А. Меншуткина.

В августе 1887 года В.Н. Ипатьев окончил училище, был произведен в офицеры и в соответствии с правилами того времени два года провел на строевой службе — в артиллерийской бригаде в г. Серпухове, недалеко от Москвы.



В.Н. Ипатьев (1942 г.)

В свободное от службы время он готовился к поступлению в Михайловскую артиллерийскую академию в Петербурге.

В августе 1889 года В.Н. Ипатьев успешно выдержал конкурсные экзамены и был зачислен в слушатели Академии. Уже на вступительных экзаменах он показал глубокое знание химии. В 1890 году В.Н. Ипатьев был принят в члены Русского физико-химического общества, регулярно посещал его заседания, познакомился с Д.И. Менделеевым, Д.П. Коноваловым, Н.С. Курнаковым. В 1891-м В.Н. Ипатьев, будучи слушателем Академии, написал для своих коллег два учебных пособия, которые были изданы: «Качественный анализ» и «Количественный анализ». В 1892 году он выполнил под руководством профессора Д.К. Чернова свое первое экспериментальное исследование — «Опыт химического исследования структуры стали», которое было опубликовано в «Артиллерийском журнале» (1892. № 8–9. С. 18–20).

Изданные учебные пособия, статья в научном журнале, особые успехи в изучении химии позволили В.Н. Ипатьеву по окончании Академии занять в ней должность репетитора и готовиться к преподавательской деятельности. По существовавшим в то время правилам для занятия должности преподавателя необходимо было в течение трех лет подготовить самостоятельное научное исследование (диссертацию). По рекомендации уже известного к тому времени химика-органика А.Е. Фаворского (1860–1943) В.Н. Ипатьев выполнил экспериментальное исследование в области химии непредельных углеводородов, а в мае 1895 года успешно защитил в Артиллерийской академии свою первую диссертацию, получив звание штатного преподавателя Академии. Русское физико-химическое общество отметило работу присуждением малой премии А.М. Бутлерова.

В связи с успешной научной деятельностью В.Н. Ипатьева было принято решение направить его для дальнейшего совершенствования в области химии на стажировку в Германию,

в Мюнхен, в лабораторию известного химика А. Байера (1835–1917). По результатам стажировки был написан ряд статей, одна из которых, относящаяся к изучению синтеза и строения изопрена, принесла В.Н. Ипатьеву мировую известность. В феврале 1899 года в Михайловской артиллерийской академии состоялась защита диссертации В.Н. Ипатьевым на звание профессора на тему «Алленовые углеводороды, реакция хлористого нитрозила и двуокиси азота на органические соединения, содержащие двойную связь, и синтез изопрена». Работа получила высокую оценку, В.Н. Ипатьев был единогласно избран профессором химии. Защищенные две диссертации соответствовали уставу Артиллерийской академии, но не имели общероссийского значения. Присуждать ученые степени магистра и доктора наук в России имели право только университеты.

В 1900 году В.Н. Ипатьев начал исследования в области катализа, и это научное направление продолжалось всю его жизнь, привело к выдающимся результатам, прежде всего в технологиях производства различных веществ. За период с 1901 по 1905 год В.Н. Ипатьевым с сотрудниками было опубликовано 34 оригинальных исследования, предложен целый ряд катализаторов для различных органических реакций.

Несколько раньше, в 1897 году работы в области гетерогенного катализа начал французский химик Поль Сабатье (Paul Sabatier, 1854–1941, Нобелевская премия по химии в 1912 г). Общность интересов и научных целей объединяет исследования П. Сабатье и В.Н. Ипатьева, которые взаимно дополняют друг друга [1–3]. Однако в подходах к решению важнейшей проблемы — каталитической гидрогенизации — у этих больших ученых были различия принципиального характера. В работах П. Сабатье и его сотрудников преимущественно решались задачи препаративного органического синтеза, причем основным фактором, влияющим на ход процесса, был катализатор, температура же была относительно невысокой (170–190 °С) и играла второстепенную роль. В то же время в работах В.Н. Ипатьева и его сотрудников важнейшими факторами, влияющими на протекание каталитической реакции, были давление и температура. В его первоначальных опытах наиболее распространенный катализатор — оксид алюминия.

Позднее В.И. Ипатьевым в качестве катализаторов были применены сложные композиции, изучено влияние различных добавок, повышающих их активность. История показала, что гидрогенизационные каталитические процессы в промышленных условиях не могли быть реализованы без применения высоких давлений и температур. Основные результаты исследований российского ученого обобщены в монографии [4]. В.Н. Ипатьев представлялся к Нобелевской премии в 1941, 1948, 1949, 1950 гг., однако несомненно заслуженной награды он так и не получил. Возможные причины анализируются в работе [5]. Сам ученый, имевший большое число высоких научных наград и почетных званий многих стран, к этой исторической несправедливости относился очень спокойно.

Вернемся к началу XX века. Для работы при высоких давлениях В.Н. Ипатьев сконструировал герметичный реактор, выдерживающий давление до 1000 атм и температуру до 500 °С. Исследования ученого были удостоены одной из премий Академии наук. Их огромный объем, оригинальность и высокое качество отмечены в отзывах академиков Н.Н. Бекетова и Ф.Ф. Бейльштейна.

В августе 1907 года В.Н. Ипатьев обратился за разрешением защищать в Совете физико-математического факультета Петербургского университета диссертацию на соискание ученой степени доктора химии без защиты магистерской диссертации. На основании весьма положительных отзывов профессоров Университета Д.П. Коновалова и А.Е. Фаворского ординарный профессор Михайловской артиллерийской академии и приват-доцент Петербургского университета полковник В.Н. Ипатьев был допущен к защите диссертации сразу на степень доктора наук, минуя степень магистра. Публичная защита диссертации на тему «Каталитические реакции при высоких температурах и давлениях» состоялась 26 марта 1908 года и прошла весьма успешно.

В 1912 году за достижения в науке и технике, безупречную педагогическую работу в Михайловской артиллерийской академии В.Н. Ипатьеву было присуждено звание заслуженного профессора, а Московский университет присудил ему премию имени В.М. Шукина.

В 1914 году Императорская (Петербургская) академия наук избрала В.Н. Ипатьева членом-

корреспондентом АН, а в 1916-м он стал уже ее действительным членом (академиком). В записке об ученых трудах В.Н. Ипатьева, составленной академиками П.И. Вальденом, Б.Б. Голицыным и Н.С. Курнаковым в ноябре 1915 года, отмечается чрезвычайная важность и оригинальность исследований В.Н. Ипатьева. Успешно развивалась и военная карьера ученого: в возрасте 37 лет ему было присвоено воинское звание полковника, в возрасте 43 лет — звание генерал-майора, а в возрасте 47 лет — звание генерал-лейтенанта.

В годы первой мировой войны В.Н. Ипатьеву пришлось переключиться с научной работы на выполнение заданий военного ведомства. Возглавив сначала Комиссию по заготовке взрывчатых веществ (февраль 1915 г.), а затем Химический комитет (апрель 1916 г.), В.Н. Ипатьев добился больших успехов в обеспечении русской армии боеприпасами, противогазами, боевыми отравляющими веществами. Был достигнут огромный прогресс в работе всей военно-химической промышленности страны [5, 6].

По своим политическим взглядам В.Н. Ипатьев был сторонником конституционной монархии, которая установилась в стране после 1905 года, он не видел необходимости каких-либо преобразований, особенно учитывая, что страна находилась в состоянии войны. В своих воспоминаниях [7] генерал с сожалением отмечает, что сразу же после Февральской революции началось разложение армии, причем лидеры крайних левых партий сознательно старались ускорить этот процесс. В воспоминаниях В.Н. Ипатьева описаны попытка свержения Временного правительства 2–3 июля 1917 года, резко отрицательная реакция Общего собрания Академии наук на захват власти большевиками в октябре 1917-го. Но поскольку было сформировано правительство, способное управлять страной, В.Н. Ипатьев не выступил против него. В период с 1918 по 1926 год он занимал ряд постов в органах государственного управления, встречался с В.И. Лениным. В.Н. Ипатьев входил в состав Госплана, был членом Президиума ВСНХ, руководил всей химической промышленностью (председатель Главхима). По характеру своей деятельности он имел постоянные контакты с Л.Д. Троцким, А.И. Рыковым, М.В. Фрунзе, Г.Л. Пятаковым, другими видными государственными деятелями того времени.

Положение изменилось в конце 1926-го — начале 1927 года, когда В.Н. Ипатьев был освобожден от всех постов в государственных структурах. Это позволило ему вернуться в Ленинград и заняться расширением научных исследований. Ученый создал специализированную лабораторию в системе АН СССР для работ по высоким давлениям и гетерогенному катализу. Вскоре лаборатория получила статус института, расширилось число сотрудников. В числе первых сотрудников В.Н. Ипатьева — Г.А. Разуваев, Б.Н. Долгов, В.В. Ипатьев (сын ученого).

В 1927 года исполнялось 35 лет научной деятельности В.Н. Ипатьева и 60 лет со дня его рождения. Было решено совместить эти даты, 15 мая в Москве и 16 мая в Ленинграде состоялось широкомасштабное чествование. Утром 15 мая во всех центральных газетах были помещены портреты ученого, поздравления, перечислялись его основные заслуги. В.Н. Ипатьеву было присвоено почетное звание заслуженного деятеля науки РСФСР, в том же году ему была присуждена премия имени В.И. Ленина. Успешно развивались совместные работы с немецкими фирмами. В.Н. Ипатьев участвовал в международных конгрессах во Франции, Японии.росло число сотрудников В.Н. Ипатьева в Ленинграде.

Однако обстановка в стране ухудшилась. В 1929 году в Москве и в Ленинграде был арестован ряд лиц, многие годы работавших с В.Н. Ипатьевым. В частности, в Москве был арестован и вскоре погиб в заключении член-корреспондент АН СССР Е.И. Шпитальский, ближайший коллега В.Н. Ипатьева.

В своих воспоминаниях В.Н. Ипатьев пишет: «В моей голове все сильнее и сильнее крепло желание покинуть мою родину, так как я пришел к заключению, что никакой пользы ей принести не могу, а имею, наоборот, все шансы в скором времени попасть в лапы ГПУ» [7].

11 июня 1930 года В.Н. Ипатьев выехал в Берлин для участия в работе Второго Всемирного конгресса по энергетике. Вместе с ним для лечения выехала его жена. Поскольку в серьезном лечении нуждался и сам ученый, то было получено от Академии наук разрешение находиться за границей длительный период (первоначально планировался один год, затем отпуск был продлен до 1933 года).

В связи с болезнью горла В.Н. Ипатьеву была необходима операция, которую немецкие врачи советовали произвести во Франции или в США. Одна из крупных американских фирм пригласила В.Н. Ипатьева на работу и прислала все необходимые документы для въезда в страну. В сентябре 1930 года супруги Ипатьевы приехали в США, рассчитывая пробыть там ряд лет, но были вынуждены остаться до конца жизни. Политическая обстановка в СССР не улучшалась, один за другим следовали инспирированные процессы. По делу так называемой Промпартии был репрессирован хорошо известный В.Н. Ипатьеву профессор Л.К. Рамзин, крупный специалист в области энергетики и теплотехники. В 1934 году был арестован и приговорен к десяти годам заключения один из самых талантливых и близких В.Н. Ипатьеву сотрудников — Г.А. Разуваев, впоследствии академик, Герой Социалистического Труда (1969 г.), лауреат Ленинской (1958 г.) и двух Государственных (1971 и 1985 гг.) премий [9].

Был арестован и затем расстрелян другой ученик В.Н. Ипатьева — Н.А. Орлов, автор большой статьи в связи с 35-летием научной деятельности своего учителя [10]. В январе 1935 г. был осужден и вскоре расстрелян целый ряд видных партийных и государственных деятелей, включая Л.Б. Каменева и Г.Е. Зиновьева, которых В.Н. Ипатьев хорошо знал по совместной работе.

В 1935–1936 годах происходила переписка между В.Н. Ипатьевым и неперменным секретарем АН СССР Н.П. Горбуновым по вопросу необходимости возвращения ученого в СССР [11]. Однако в стране продолжались аресты. Да и самого академика Н.П. Горбунова, в прошлом личного секретаря В.И. Ленина, вскоре арестовали, и он погиб.

В конце декабря 1936 года на Общем собрании Академии наук СССР В.Н. Ипатьев был лишен звания действительного члена Академии наук (за — 63 голоса, воздержались 6 человек), многие академики (около 30 человек) не явились на заседание.

5 января 1937 года Президиум Центрального Исполнительного Комитета Союза ССР постановил: «Лишить гражданства Союза ССР Ипатьева Владимира Николаевича, как отказавшегося выполнить свой долг перед родиной,

и запретить ему въезд в пределы Союза Советских Социалистических республик». Книги В.Н. Ипатьева изымались из библиотек. О каком долге перед родиной может идти речь, когда человеку уже 70 лет и по законам всех стран он имеет полное право нигде не работать?

Со времени приезда в США В.Н. Ипатьев занимал должность руководителя (директора) химических исследований крупной фирмы «Юниверсл Ойл продактс» (ЮОП) и одновременно читал лекции по органической химии в местном университете (близ Чикаго). В соответствии с интересами фирмы он вел широкомасштабные исследования в области нефтехимии, занимался интенсификацией основных процессов нефтепереработки, использованием отходов, получением высококачественных авиационных бензинов [12, 13]. В 1936 году вышла из печати на русском и английском языке упоминавшаяся выше монография В.Н. Ипатьева [4].

В июне 1937-го В.Н. Ипатьев выступил с большим докладом «Катализ в нефтеперерабатывающей промышленности» на Втором нефтяном конгрессе в Париже. В ноябре того же года в Чикаго было торжественно отмечено семидесятилетие ученого.

Весной 1939 года В.Н. Ипатьев вновь совершил поездку в Европу — по приглашению различных научных организаций он посетил Францию, Болгарию, Германию. Во Франции он выступил с большим докладом по катализу и его применению в нефтепереработке. Его слушатели — члены Русского химического общества в Париже и многочисленные выходцы из России.

В начале июля 1941 года в Ленинграде были арестованы и приговорены к пятилетнему сроку заключения без предъявления каких-либо обвинений ученики В.Н. Ипатьева: его сын, В.В. Ипатьев, и выпускник Ленинградского политехнического института профессор М.С. Немцов, впоследствии лауреат Ленинской премии (1967 г.). Мотивировка одна: «за подозрительные по шпионажу связи».

В ноябре 1942 года были отмечены одновременно три юбилейных даты в жизни В.Н. Ипатьева — 75-летие со дня рождения, 50-летие научной работы, 50-летие со дня свадьбы с Варварой Дмитриевной. Несмотря на довольно длительный срок жизни в США, супруги Ипатьевы продолжали жить в одной и той же гостинице,

не обзаводились собственным домом, машиной, яхтой, хотя имели для этого все возможности. Они по-прежнему надеялись вернуться на родину.

По воспоминаниям посла СССР в США в сороковых годах прошлого века А.А. Громыко [16] и другим источникам [17] в 1944 году В.Н. Ипатьев обращался с просьбой разрешить ему вернуться в СССР, вывезти с собой часть оборудования лаборатории, закупленного на его личные средства, и разрешить выехать с ним американскому гражданину, своему помощнику по лаборатории. Руководство страны посчитало условия В.Н. Ипатьева неприемлемыми, и в разрешении ему было отказано. В советских представительствах в США В.Н. Ипатьев больше не появлялся.

В.Н. Ипатьев во время Второй мировой войны внес значительный вклад в обеспечение союзной авиации высококачественным авиационным бензином. Как указывается в работе С.М. Локтева [18], в конце войны США поставили в нашу страну оборудование для трех нефтеперерабатывающих заводов, в основе технологии которых были разработанные под руководством В.Н. Ипатьева процессы полимеризации и алкилирования. Заводы были сооружены в Красноводске, Орске и Уфе. Они первыми в стране стали выпускать высокооктановый бензин из крекинг-газов.

В 1945 году на русском и английском языках вышел фундаментальный труд В.Н. Ипатьева «Жизнь одного химика. Воспоминания» (Т. 1. 1867–1917. Т. 2. 1917–1930. Нью-Йорк, 1945). В 2011 году книга под другим названием и с дополнениями была переиздана [7].

В мае 1951 года ученый предпринял последнюю поездку в Европу для участия в Третьем Мировом нефтяном конгрессе. Начиная с лета 1951 года болезнь В.Н. Ипатьева — рак гортани — стала прогрессировать. 29 ноября 1952 года Владимир Николаевич Ипатьев скончался. Через десять дней скончалась Варвара Дмитриевна

Ипатьева, его жена. Они похоронены на кладбище в Чикаго под одной могильной плитой.

В.Н. Ипатьев — генерал-лейтенант русской армии в дореволюционные годы, действительный член Императорской Академии наук, действительный член Академии наук СССР до 1937 года, член Американской, Берлинской, Парижской и Геттингенской академий наук. Он был заслуженным профессором Михайловской артиллерийской академии и заслуженным деятелем науки в советское время. Был лауреатом премии имени В.И. Ленина. В дореволюционные годы был награжден многими орденами России, французское правительство наградило его орденом Почетного региона. Он имел медали Гиббса, Бергло, Лавуазье. Был почетным членом целого ряда научных обществ, почетным доктором Мюнхенского, Страсбургского и Софийского университетов, имел много других наград и отличий.

В 1967 году в США, в Чикаго торжественно отмечалось столетие со дня рождения В.Н. Ипатьева. Были приглашены ученые из России с оплатой проезда и проживания в США. На приглашение ответа не поступило и никто не приехал. В 1967 году к этой памятной дате была сдана в издательство «Наука» научная биография В.Н. Ипатьева, написанная В.И. Кузнецовым с соавторами, прошедшая все стадии обсуждения в структурах АН СССР. Через три года она вернулась авторам уже из ЦК КПСС с устным отзывом «издавать не рекомендовано» [17.]. Биография В.Н. Ипатьева была издана лишь в 1992 году [2].

13 марта 1989 года бюро Отделения общей и технической химии АН СССР приняло решение ходатайствовать об отмене постановления Общего собрания АН СССР от 29 декабря 1936 г., которое исключило В.Н. Ипатьева из членов Академии наук.

22 марта 1990 года Общее собрание Академии наук приняло решение о восстановлении В.Н. Ипатьева в действительных членах Академии (посмертно).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Быков Г. В.** История органической химии. М.: Наука, 1978. 376 с.
2. **Кузнецов В.И., Максименко А.М.** Владимир Николаевич Ипатьев. 1867–1952. М.: Наука, 1992. 190 с.

3. **Морачевский А.Г.** Очерки об ученых-химиках России и зарубежных стран. XIX век и первая половина XX века. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2005. 138 с.

4. **Ипатьев В.Н.** Каталитические реакции при высоких температурах и давлениях, 1900–1933 гг. М.-Л.: Изд-во АН СССР. 1936. 774 с.

5. **Ипатьев В.Н.** Работа химической промышленности на оборону во время войны. Петроград, 1920. 48 с.

6. **Морачевский А.Г.** Военно-химическая промышленность России в годы первой мировой войны (1914–1918) // Научно-технические ведомости СПбГТУ. Гуманитарные и общественные науки. 2014. № 4 (208). С. 55–61.

7. Академик В.Н. Ипатьев: В 2-х кн. М.: Изд-во «Калвис», 2011 г. Кн. 1. 444 с., Кн. 2 495 с.

8. **Морачевский А.Г.** Российские химики в эмиграции / Под ред. акад. РАН Ю.С. Васильева. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2014. 148 с.

9. Воспоминания об академике Григории Алексеевиче Разуваеве. 2-е изд., М.: Наука, 1994. 351 с.

10. **Орлов Н.А.** Владимир Николаевич Ипатьев. К 35-летию научной деятельности // Природа. 1927. № 5. С. 330–339.

11. **Волков В.А.** А.Е. Чичибабин и В.Н. Ипатьев — трагические судьбы // Российские ученые и инженеры в эмиграции. М.: ПО «Перспектива», 1993. С. 40–71.

12. **Локтев С.М.** Академик В.Н. Ипатьев — зачинатель каталитического органического синтеза и нефтехимии // Журнал ВХО им. Д.И. Менделеева. 1989. Т. 34. № 6. С. 698–705.

13. **Локтев С.М.** Великий химик XX века // Вестник АН СССР. 1990. № 1. С. 104–118.

14. **Немцов М.С.** Воспоминания и размышления. Записки химика. СПб.: РИО «СПб ГИПТ», 2006. 96 с.

15. **Морачевский А.Г.** Металлурги и химики — выпускники Политехнического института. Санкт-Петербург, Петроград, Ленинград. 1907–1930 гг. / Под ред. акад. РАН Ю.С. Васильева. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2013. 190 с.

16. **Громыко А.А.** Памятное. Книга первая. М.: Изд-во политической литературы, 1988. С. 151–155.

17. **Кузнецов В.И.** Сквозь тернии к торжеству таланта: жизнь и творчество В.Н. Ипатьева // Российская научная эмиграция. Под ред. Г.М. Бонгарда-Левина и В.Е. Захарова. М.: Эдиториал УРСС, 2001. С. 189–204.

18. **Локтев С.М.** Академик В.Н. Ипатьев — химик нового века. М.: Изд-во «Знание», 1991. 32 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

МОРАЧЕВСКИЙ Андрей Георгиевич — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: morachevski@mail.ru

ФИРСОВА Елена Германовна — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: elena.firsova@mail.ru

REFERENCES

1. **Bykov G.V.** Istoriya organicheskoy khimii. M.: Nauka, 1978. 376 s. (rus.)

2. **Kuznetsov V.I., Maksimenko A.M.** Vladimir Nikolayevich Ipatyev. 1867–1952. M.: Nauka, 1992. 190 s. (rus.)

3. **Morachevskiy A.G.** Ocherki ob uchenykh khimikakh Rossii i zarubezhnykh stran. XIX vek i pervaya polovina XX veka. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2005. 138 s. (rus.)

4. **Ipatyev V.N.** Kataliticheskiye reaktsii pri vysokikh temperaturakh i davleniyakh, 1900–1933 gg. M.-L.: Izd-vo AN SSSR. 1936. 774 s. (rus.)

5. **Ipatyev V.N.** Rabota khimicheskoy promyshlennosti na oboronu vo vremya voyny. Petrograd, 1920. 48 s. (rus.)

6. **Morachevskiy A.G.** Voenno-khimicheskaya promyshlennost Rossii v gody pervoy mirovoy voyny (1914–1918). *Nauchno-tekhnicheskkiye vedomosti SPbGTU. Gumanitarniye i obshchestvenniye nauki.* 2014. № 4 (208). S. 55–61. (rus.)

7. Akademik V.N. Ipatyev: V 2-kh kn. M. : Izd-vo «Kalvis», 2011 g. Kn. 1. 444 s., Kn. 2 495 s. (rus.)

8. **Morachevskiy A.G.** Rossiyskiye khimiki v emigratsii / Pod red. akad. RAN Yu.S. Vasilyeva. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2014. 148 s. (rus.)

9. Vospominaniya ob akademike Grigorii Alekseyeviche Razuvayeve. 2-e izd., M.: Nauka, 1994. 351 s. (rus.)

10. **Orlov N.A.** Vladimir Nikolayevich Ipatyev. K 35-letiyu nauchnoy deyatel'nosti. *Priroda.* 1927. № 5. S. 330–339. (rus.)

11. **Volkov V.A.** A.Ye. Chichibabin i V.N. Ipatyev — tragicheskkiye sudby. *Rossiyskiye uchenyye i inzheneryy v emigratsii.* M.: PO «Perspektiva», 1993. S. 40–71. (rus.)

12. **Loktev S.M.** Akademik V.N. Ipatyev — zachinatel kataliticheskogo organicheskogo sinteza i neftekhimii. *Zhurn. VKhO im. D.I. Mendeleeva.* 1989. T. 34. № 6. S. 698–705. (rus.)

13. **Loktev S.M.** Velikiy khimik XX veka. *Vestnik AN SSSR.* 1990. № 1. S. 104–118. (rus.)

14. **Nemtsov M.S.** Vospominaniya i razmyshleniya. *Zapiski khimika.* SPb.: RIO «SPb. GIPT», 2006. 96 s. (rus.)

15. **Morachevskiy A.G.** Metallurgi i khimiki vypuskniki Politekhnicheskogo instituta. Sankt-Peterburg, Petrograd, Leningrad. 1907–1930 gg. / Pod red. akad. RAN Yu.S. Vasilyeva. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2013. 190 s. (rus.)

16. **Gromyko A.A.** Pamyatnoye. Kniga pervaya. M.: Izd-vo politich. literat., 1988. S. 151–155. (rus.)

17. **Kuznetsov V.I.** Skvoz ternii k torzhestvu talanta: zhizn i tvorchestvo V.N. Ipatyeva // Rossiyskaya nauchnaya emigratsiya. Pod red. G.M. Bongarda-Levina i V.Ye. Zakharova. M.: Editorial URSS, 2001. S. 189–204. (rus.)

18. **Loktev S.M.** Akademik V.N. Ipatyev khimik novogo veka. M.: Izd-vo «Znaniye», 1991. 32 s. (rus.)

AUTHORS

MORACHEVSKIY Andrei G. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: morachevski@mail.ru

FIRSOVA Elena G. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: elena.firsova@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 25 июня 2017 г.

Научное издание

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СПбПУ

ЕСТЕСТВЕННЫЕ И ИНЖЕНЕРНЫЕ НАУКИ

Том 23, № 3, 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.)

Редактор, корректор — канд. техн. наук *Л.В. Спиридонова*

Технический секретарь — *О.А. Матенёв*

Компьютерная верстка *Е.А. Типцовой*

Телефон редакции (812) 294-47-72

E-mail: ntv-nauka@spbstu.ru

Подписано в печать 29.09.2017. Формат 60×84 1/8. Бум. тип. № 1.
Печать офсетная. Усл. печ. л. 21,5. Тираж 1000. Заказ 15878б.

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 ВИНТИ РАН и включены в фонд научно-технической литературы (НТЛ) ВИНТИ 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.;