

Том 26, №2, 2020



# Материаловедение. Энергетика

Санкт-Петербург

Министерство науки и высшего образования Российской Федерации  
Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

# МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ. ЭНЕРГЕТИКА MATERIALS SCIENCE. POWER ENGINEERING

(ранее «Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки»)

## РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ ЖУРНАЛА

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

*Вайсберг Л.А.*, академик РАН

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

*Клименко А.В.*, д-р техн. наук, академик РАН

*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

*Федоров М.П.*, академик РАН

*Фортон В.Е.*, академик РАН

## 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

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

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

*Забонин В.Н.*, д-р техн. наук, профессор СПбПУ

*Каляев И.А.*, д-р техн. наук, академик РАН

*Колсун Михал*, профессор Технического университета  
г. Кошице (Словакия)

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

*Коровкин Н.В.*, д-р техн. наук, профессор СПбПУ

*Митяков А.В.*, д-р техн. наук, профессор СПбПУ

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

*Петриченко М.Р.*, д-р техн. наук, профессор СПбПУ

*Райчик Ярослав*, д-р техн. наук, профессор Ченстоховского  
политехнического университета (Польша)

*Рамасуббу С.*, PhD, Директор по исследованиям BISS,  
ITW-India (P) Ltd (Индия)

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

*Тендлер М.Б.*, ин. член РАН, KTH Royal Institute  
of Technology (Швеция)

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

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

*Фокин Г.А.*, д-р техн. наук, генеральный директор  
ООО «Газпром трансгаз Санкт-Петербург»

*Цемленко В.Н.*, д-р техн. наук, зав. каф. 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

*Vaisberg L.A.* — 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

*Klimenko A.V.* — full member of the Russian Academy of Sciences

*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

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

*Fertov V.E.* — full member of the Russian Academy of Sciences

## 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

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

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

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

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

*Zabonin B.N.* — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

*Kayaev I.A.* — full member of the Russian Academy of Sciences

*Kolcun Michal* — Ph.D., Technical University of Kosice (Slovak Republic)

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

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

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

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

*Petritchenko M.R.* — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

*Raychik Ya.* — Dr.Sc. (tech.), prof. Czestochova Polytechnic University  
(Poland)

*Ramasubbu S.* — PhD, Lifetime Fellow, Indian Academy of Science,  
Research Director BISS, ITW-India (P) Ltd (India)

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

*Tendler M.B.* — foreign member of the Russian Academy of Sciences, KTH Royal  
Institute of Technology (Sweden)

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

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

*Fokin G.A.* — Dr.Sc. (tech.), General Director of LLC «Gazprom Transgaz  
St. Petersburg»

*Tsemenko V.N.* — Dr.Sc. (tech.), Head of Chair SPbPU

Журнал «Материаловедение. Энергетика» (ранее «Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки») с 1995 года издается под научно-методическим руководством Российской академии наук.

Журнал с 2002 года входит в Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные результаты диссертаций на соискание ученой степени доктора и кандидата наук.

Сведения о публикациях представлены в Реферативном журнале ВИНТИ РАН, в международной справочной системе «Ulrich`s Periodical Directory», в базах данных «Российский индекс научного цитирования» (РИНЦ), Google Scholar, EBSCO, ProQuest, ROAD, Index Copernicus, CNKI, RSCI (WoS).

Журнал зарегистрирован в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия (свидетельство Эл № ФС 77-78004 от 27.03.2020 г.)

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) 294-22-86.

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2020

## Содержание

**К юбилею Михаила Петровича Федорова.....** 5

### Электротехника

**Орел Е.А.** Расширение функциональных возможностей системы электропитания постоянного тока с параллельной архитектурой введением дополнительных свойств ключей..... 8

**Иванов И.О., Монастырский А.Е., Резник А.С., Титков В.В., Гребцов А.О., Федоренко Г.Н.** Первая российская система постоянной световой маркировки проводов линий электропередач высокого напряжения..... 20

**Орел Е.А.** Совершенствование высоковольтного источника вторичного питания, работающего на импульсную нагрузку..... 31

### Энергетика

**Осинцев К.В., Алюков С.В.** Математическое моделирование разрывных газодинамических течений с применением нового метода аппроксимации..... 41

### Материаловедение и металлургия

**Балахонов Д.И., Макаров И.А., Коновалова Н.С., Крутикова В.О.** Плазмохимический синтез боридов вольфрама из многокомпонентного оксидосодержащего концентрата..... 56

**Фукс М.Д., Фролов М.А., Святышева Е.В., Цеменко А.В.** Особенности микроструктуры сварных соединений жаропрочных аустенитных сплавов..... 66

**Наумов А.А., Ожегов М.А., Смелянский Р.И., А. Алали Алхалаф, Поляков П.Ю.** Физико-механические процессы соединения тонких листов алюминия при сварке трением с перемешиванием встык..... 88

**Слдозьян Р.Д., Михалева З.А., Ткачев А.Г.** Физико-механические свойства композитов строительного назначения с углеродными наноструктурами..... 103

**Голод В.М., Цветков А.С., Теплухина И.В.** Системное моделирование формирования локальной дендритной и ликвационной неоднородности в слитке реакторной стали аустенитного класса..... 114

### Машиностроение

**Пак В.В., Новкунский А.А.** Численное моделирование эрозионного износа лопастей рабочего колеса радиально-осевой гидротурбины..... 128

**Ильиных В.А.** Оценка точности конических профильных соединений вспомогательного инструмента многоцелевого станка при высокоскоростной обработке..... 140

## Contents

<b>To the anniversary of Mikhail Fedorov.....</b>	<b>5</b>
---	----------

### Electrical Engineering

<b>Orel E.A.</b> Expanding the functionality of a DC power supply system with a parallel architecture by introducing additional properties for switches.....	<b>8</b>
--	----------

<b>Ivanov I.O., Monastyrskiy A.E., Reznik A.S., Titkov V.V., Grebtsov A.O., Fedorenko G.N.</b> The first Russian system of permanent light marking of high voltage overhead power lines.....	<b>20</b>
--	-----------

<b>Orel E.A.</b> Improvement of a high-voltage power supply operating on a pulse load.....	<b>31</b>
--	-----------

### Power Engineering

<b>Osintsev K.V., Aliukov S.V.</b> Mathematical modeling of discontinuous gas-dynamic flows using a new approximation method.....	<b>41</b>
---	-----------

### Materials Science and Metallurgy

<b>Balakhonov D.I. , Makarov I.A., Konovalova N.S., Krutikova V.O.</b> Plasma-chemical synthesis of tungsten borides from multicomponent oxide-containing concentrate.....	<b>56</b>
--	-----------

<b>Fuks M.D., Frolov M.A., Svyatysheva E.V., Tcemenko A.V.</b> Features of the microstructure of welded joint heat-resistant austenitic alloys.....	<b>66</b>
---	-----------

<b>Naumov A.A., Ozhegov M.A., Smelianskii R.I., A. Alali Alkhalaf, Polyakov P.Y.</b> Physicomechanical processes of joining thin aluminum sheets using friction stir welding for butt joints.....	<b>88</b>
---	-----------

<b>Sldozian R.J., Mikhaleva Z.A., Tkachev A.G.</b> Physico-mechanical properties of building composites with carbon nanostructures.....	<b>103</b>
---	------------

<b>Golod V.M., Tsvetkov A.S., Teplukhina I.V.</b> System modeling of local dendritic and liquation heterogeneity formation in the austenitic steel ingot.....	<b>114</b>
---	------------

### Mechanical engineering

<b>Pak V.V., Novkunskiy A.A.</b> Numerical simulation of erosion wear of the Francis turbine runner blades.....	<b>128</b>
---	------------

<b>Ilyinykh V.A.</b> Estimation of accuracy of conical profile joints of auxiliary tools of a multi-purpose machine for high-speed processing.....	<b>140</b>
--	------------

## К ЮБИЛЕЮ МИХАИЛА ПЕТРОВИЧА ФЕДОРОВА



Михаил Петрович Федоров

*11 мая 2020 года исполнилось 75 лет со дня рождения президента Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого (ФГАОУ ВО «СПбПУ»), доктора технических наук, профессора Михаила Петровича Федорова, выдающегося ученого, заслуженного деятеля науки и техники Российской Федерации, действительного члена Российской академии наук.*

М.П. Федоров родился 11 мая 1945 года в г. Таллин. В 1969 году окончил гидротехнический факультет Ленинградского политехнического института по специальности «Гидроэнергетические установки». По окончании ВУЗа был оставлен на кафедре «Использование водной энергии» и прошел путь от ассистента до профессора и в дальнейшем возглавил вновь созданную кафедру «Экологические основы природопользования».

Вся его дальнейшая судьба и трудовая деятельность неразрывно связаны с этим вузом. После окончания института он поступил на кафедру «Использование водной энергии» и прошел путь от ассистента до профессора, заведующего кафедрой. С 1995 по 2003 год Михаил Петрович был первым вице-президентом, с 2003 по 2011 годы – ректором Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого, а с 2012 года и по настоящее время является Президентом ФГАОУ ВО СПбПУ.

В 1974 г. Михаил Петрович защитил диссертацию на соискание ученой степени кандидата, а в 1986 г. – доктора технических наук. В 2011 г. он был избран академиком Российской академии наук. М.П. Федоров широко известен в России и за рубежом как крупный ученый, инженер, внесший заметный вклад в развитие гидроэнергетики, охраны окружающей среды и рационального природопользования. Многие годы его научная деятельность была связана с решением проблем обоснования параметров и сооружения гидроэнергетических объектов в современных хозяйственных условиях. Многолетние исследования М.П. Федорова в области

взаимодействия и изучения функциональных связей между техническим объектом и природной средой, корректирующих обмен энергии, вещества и информации, позволили сформировать новое направление в обосновании и проектировании энергетических объектов — целенаправленное формирование и развитие сложного энерговодохозяйственного комплекса в виде природно-техногенной системы.

В последние годы академиком М.П. Федоровым был выявлен новый фактор, влияющий на мощность и выработку электроэнергии ГЭС — интенсификация изменений климата из-за антропогенной деятельности; необходимость повышения безопасности гидроэнергетических установок, расширение функций ГЭС и ГАЭС в электроэнергетической системе, в т.ч. необходимость аккумуляции энергии. Учет этих функций значительно повлиял на размерность моделей и вариативность вероятных решений. На основе теории природно-техногенных систем М.П. Федоров разработал модели расчета энергетических параметров ГЭС и ГАЭС в условиях динамики природной среды и экономики. Результаты его научных работ были использованы при проектировании и строительстве таких крупных энергетических объектов, как Саяно-Шушенская ГЭС, комплексная водохозяйственная система на р. Сулак (Дагестан), Южно-Украинский энергетический комплекс в составе АЭС, ГЭС и ГАЭС.

Влияние климатических изменений на энергетические параметры ГЭС и их каскадов оценивалось ученым для разных климатических зон России: Волжско-Камский каскад в Европейской части России, Саяно-Шушенская ГЭС в Восточной Сибири, Зейская ГЭС на Дальнем Востоке. Основные положения методологии учета климатического фактора в гидроэнергетике и водном хозяйстве, а также результаты расчетов приведены в многочисленных публикациях как в России, так и за рубежом. М.П. Федоров автор более 500 научных трудов, в том числе 24 монографий, 22 учебников и учебных пособий, 14 изобретений. Являясь председателем научно-технического совета ОАО «РусГидро», он активно влияет на научно-техническую политику в гидроэнергетике, в том числе на перспективы ее развития.

Имя М.П. Федорова пользуется большим авторитетом среди мировой научной общественности. Он является вице-президентом национального комитета Международной ассоциации гидравлических исследований, членом редакционных советов ведущих российских и зарубежных научных изданий, читает лекции в ряде университетов Европы, Ближнего Востока, Юго-Восточной Азии, автор более 30 зарубежных публикаций. Под его руководством налажено успешное международное сотрудничество в области образования и науки со многими зарубежными высшими учебными заведениями, исследовательскими организациями и промышленными компаниями. Под руководством М.П. Федорова успешно реализовано 11 крупных международных научно-исследовательских проектов в области науки, образования и инноватики с участием российских и зарубежных вузов, выполняемых в рамках программ TEMPUS (TACIS), INTAS, COPERNICUS, NATO, NORDIC, CBC, INTERREKT-IV. Он является Почетным доктором университета Лондон Сити (Великобритания), университета IOND (Япония), высшей Политехнической школы побережья Республики Эквадор (г. Гуаякиль), университета им. Готфрида Вильяма Лейбница г. Ганновера (Германия), награжден Орденом Дружбы Социалистической Республики Вьетнам.

В последние годы М.П. Федоров ведет исследования в области применения энергетических технологий для экологически безопасной утилизации твердых и жидких отходов и использования биогаза в местах складирования, сжигания отходов и др. Исследования по комплексной технологии утилизации отходов включают полный цикл обращения вторичных энергетических и ресурсов, начиная с формирования отходов и заканчивая утилизацией энергии.

Академик М.П. Федоров, уделяя большое внимание подготовке кадров высшей квалификации, одновременно ведет общественную и экспертную деятельность, являясь членом бюро отделения энергетике, машиностроения, механики и процессов управления РАН, председателем объединенного научного Совета по проблемам энергетики при Президиуме СПбНЦ РАН, чле-

ном Международной Инженерной Академии, президентом Российского научно-технического общества энергетиков и электротехников, членом Санкт-Петербургской инженерной академии, Председателем Научно-Технического Совета ОАО «Русгидро», членом Межведомственного северо-западного координационного совета при РАН по фундаментальным и прикладным исследованиям, членом Научно-технического совета при Правительстве Санкт-Петербурга.

Трудовая деятельность М.П.Федорова и его достижения в области отечественной науки, образования и инженерного дела заслуженно отмечены государственными, ведомственными и общественными наградами. Он награжден орденами «Знак Почета», «Почета», «За заслуги перед Отечеством» IV степени, «Дружбы», медалью академика А.Н. Крылова, дважды лауреат премии Правительства Российской Федерации в области образования, лауреат премии Правительства Санкт-Петербурга в области технических наук. Ему присвоены почетные звания Заслуженный деятель науки Российской Федерации, Почетный работник высшего профессионального образования РФ, Почетный инженер Санкт-Петербурга, действительный член Международной академии наук высшей школы.

Большую роль Михаил Петрович внес в развитие материальной базы Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

*Редакционный совет и редакционная коллегия журнала горячо поздравляет юбиляра и желает ему крепкого здоровья и дальнейших успехов в работе!*

DOI: 10.18721/JEST.26201  
УДК 621.311.6

*Е.А. Орел*

Акционерное общество "Научно-исследовательский институт "Вектор",  
Санкт-Петербург, Россия

## **РАСШИРЕНИЕ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ СИСТЕМЫ ЭЛЕКТРОПИТАНИЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА С ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ АРХИТЕКТУРОЙ ВВЕДЕНИЕМ ДОПОЛНИТЕЛЬНЫХ СВОЙСТВ КЛЮЧЕЙ**

Рассматривается способ повышения качества работы системы электропитания, образованной включенными параллельно преобразователями напряжения постоянного тока, добавлением в схему ключей с особыми функциональными свойствами. Приведена структурная схема предлагаемой системы и перечислены основные, в том числе новые, её возможности. Описан принцип работы ключей, являющихся отдельными самостоятельными устройствами, реализующими целый ряд защитных, регулирующих, коммутационных и телеметрических функций, позволяющих достичь новых качеств в работе системы электропитания при одновременном снижении требований к схемам используемых в ней преобразователей. Приведена вольт-амперная характеристика токовой защиты, реализуемой ключами, показан принцип соединения ключей с другими элементами системы и особенности подключения к ней потребителей. Приведён физический макет системы, работающей на одного потребителя, описаны дальнейшие возможности его улучшения.

*Ключевые слова:* система электропитания постоянного тока, параллельное включение преобразователей, силовые ключи, резервирование, отказоустойчивость, токовая защита, защита от перенапряжения, энергосбережение, изменение структуры подключений, регулировка параметров работы.

*Ссылка при цитировании:*

Орел Е.А. Расширение функциональных возможностей системы электропитания постоянного тока с параллельной архитектурой введением дополнительных свойств ключей // Материаловедение. Энергетика. 2020. Т. 26, № 2. С. 8–19. DOI: 10.18721/JEST.26201

Это статья открытого доступа, распространяемая по лицензии CC BY-NC 4.0 (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

*Е.А. Орел*

NII Vector, St. Petersburg, Russia

## **EXPANDING THE FUNCTIONALITY OF A DC POWER SUPPLY SYSTEM WITH A PARALLEL ARCHITECTURE BY INTRODUCING ADDITIONAL PROPERTIES FOR SWITCHES**

The paper considers a way to improve quality of a power supply system, formed by DC-DC converters connected in parallel, by introducing the switches with special functional properties into the circuit. We present a block diagram of the proposed system and its main features. The paper describes the principle of operation of switches which are separate independent devices implementing a number of protective, regulatory, switching and telemetry functions. That

allows to achieve new qualities in the operation of the power supply system while reducing the requirements for converter circuits. We show the volt-ampere characteristic of the switches over-current protection and describe the principle of connecting the switches to other system elements and loads. The paper demonstrates a physical model of a single load system and ways to improve it.

*Keywords:* DC-DC power supply system, parallel connection of converters, power switches, reserving, fault-tolerance, overcurrent protection, overvoltage protection, energy saving, changes in the structure of connections, adjusting the operating mode parameters.

*Citation:*

E.A. Orel, Expanding the functionality of a DC power supply system with a parallel architecture by introducing additional properties for switches, *Materials Science. Power Engineering*, 26 (02) (2020) 8–19, DOI: 10.18721/JEST.26201

This is an open access article under the CC BY-NC 4.0 license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

**Введение.** Разработка мощных отказоустойчивых вторичных источников питания постоянного тока является важной задачей для многих электротехнических отраслей промышленности. Распространённым вариантом построения таких источников является параллельное соединение однотипных преобразователей напряжения постоянно тока по входу и выходу для совместной работы на общую нагрузку [1]. Данный принцип позволяет повысить надёжность электропитания как за счёт возможности резервирования части преобразователей [2, 3], так и за счёт безопасного перераспределения мощности в аварийной ситуации от «сгоревших» частей к работающим в случае, если каждый преобразователь работает не на пределе своих эксплуатационных параметров. Кроме того, использование параллельной архитектуры обеспечивает источнику питания такие дополнительные преимущества, как сокращение размера моточных элементов, [4], уменьшение токовой и тепловой нагрузки на отдельные части схемы, однотипность применяемых схемотехнических решений [5]. Несмотря на все достоинства, подобные системы характеризуются также и серьёзными недостатками, описать которые и предложить пути решения является целью данной работы.

### Проблемы систем с параллельной архитектурой

Главным недостатком таких систем является проблема неравномерного распределения мощности между параллельно работающими преобразователями, вызванная разбросом параметров их элементов [6–9]. На практике выходные напряжения преобразователей отличаются между собой, и большая часть токовой нагрузки приходится на схему с более высоким выходным напряжением, в то время как остальные оказываются не нагруженными должным образом. Это приводит к снижению суммарного КПД системы. Решение проблемы заключается в принудительном уравнивании токов преобразователей и основано на использовании принципов пассивного или активного распределения нагрузки [10–12]. В пассивных схемах подключение выходов преобразователей к нагрузке осуществляется через выравнивающие резисторы или распределительные диоды, которые помимо функции распределения тока выполняют также функцию защиты источника от короткого замыкания в отдельном преобразователе. Недостатком такого подхода являются существенные потери мощности в виде тепла на выравнивающих резисторах или распределительных диодах [13]. Принцип активного распределения тока лишён этого недостатка и основан на введении контуров обратной связи, устанавливающих жёсткое соотношение между током нагрузки и током каждого преобразователя. Активные схемы уравнивания токов можно разделить на две условные группы: с выравниванием при помощи специализированных микросхем [14–16] и введением узлов параллельной работы в схемотехнику преобразователей [17].

Для улучшения возможностей управления и повышения качества работы схем защиты к параллельно работающим преобразователям, в роли которых могут выступать готовые серийно

выпускаемые модули питания, наподобие [18], добавляют входные и выходные коммутационные аппараты (далее ключи). Подобная система по своей структуре оказывается образованной из включенных параллельно ячеек, каждая из которых представляет собой последовательно соединенные друг с другом входной ключ, модуль питания (МП) и выходной ключ. Примером такого источника является система преобразования напряжения постоянного тока [19], обладающая широким набором функциональных возможностей: локальное и дистанционное управление, стабилизация выходного напряжения, равномерное распределение нагрузки между параллельно работающими преобразователями, защита от перегрузок, токов коротких замыканий, перегрева и возгорания. Входной и выходной ключи связаны с централизованной системой управления и отключаются по сигналам защит от токов перегрузки, короткого замыкания и перегрева.

Несмотря на все достоинства, системы с подобной архитектурой обладают рядом ограничений, впрочем, легко решаемых расширением функциональных возможностей входных и выходных ключей ячеек. Примером такого ограничения является возможная уязвимость системы в момент её запуска, когда без принятых заранее мер по причине заряда ёмкостных накопителей образуется значительный пусковой ток, способный создавать сильные электромагнитные помехи и приводить в действие цепи защиты, размыкающие входные и выходные ключи и препятствующие нормальному запуску системы. Добавление в этом случае на вход ячеек устройств плавного пуска, наподобие [20, 21], позволяет выйти из ситуации, но, увеличивает количество функциональных узлов системы и ухудшит её габаритные показатели. Другим ограничением является дискретность рабочих состояний ячеек (работает/отключена), обеспечиваемая ключами. Внезапное возникновение дестабилизирующего факторов, таких как бросок тока, критическое превышение входного напряжения или короткое замыкание, приводит к срабатыванию цепей защиты и размыканию соответствующего ключа перегруженной ячейки, однако при исчезновении данного фактора безопасное возобновление её работы ничем не гарантировано. Замыкание ключа и введение модуля ячейки обратно в работу производится без полной уверенности в его работоспособности, обеспечить которую может лишь его замена или перезапуск системы. Новым и многообещающим решением, предлагаемым мировыми производителями электроники, является использование электронных ключей-предохранителей (англ. «eFuse Circuit Protectors») наподобие [22], принцип действия которых основан на регулировании проводимости силового транзисторного коммутатора внутренней схемой управления с контурами обратной связи. Это позволяет решить вопросы защиты схемы как от «бросков» тока, так и от критически малых или высоких значений входного напряжения. Пороговые уровни защит являются настраиваемыми, а наличие внутреннего таймера позволяет управлять длительностью процессов по времени. Тем не менее, потенциал функциональных возможностей и энергоэффективности подобных устройств всё ещё раскрыт не полностью.

### **Предлагаемый подход к построению системы**

Нововведением, предлагаемым в настоящей работе, является повышение качества работы системы электропитания введением дополнительных свойств работы ключей и совершенствованием принципа группировки и настройки ячеек при одновременном снижении требований к модулям питания ячеек, сохранении архитектуры системы и минимизации числа используемых в ней элементов. С помощью ключей можно отдельно настраивать токовые защиты, выполнять защиту от превышения входного напряжения МП и регулировку его выходного напряжения, диагностировать состояние отдельных частей системы, обеспечивать защиту от перегрева, группировать ячейки, изменять структуру подключений МП и потребителей, аварийно отключать «сгоревшие» модули и часть нагрузок, ограничивать ток заряда ёмкостных накопителей

и, таким образом, уйти от необходимости учитывать величину их ёмкости для нормального функционирования системы. С помощью ключей можно реализовать двойную токовую защиту (рис. 3), отличительным свойством которой являются два разных режима ограничения тока: штатный режим с защитой от превышения заданного уровня срабатывания по току и ограниченный режим с фиксированным, значительно уменьшенным током, переход к которому осуществляется в момент запуска системы, либо при длительном срабатывании защиты от превышения заданного уровня тока. Такое свойство позволяет преодолеть проблему ограничения пускового тока и одновременно реализовать принцип самовосстановления системы после неисправностей работы части её ячеек, который, помимо дублирования и работы с запасом по мощности, заключается в самостоятельном, не связанном с остальными узлами и блоками устройства переходе неисправных ячеек с внутренним коротким замыканием в ограниченный режим работы с крайне низким энергопотреблением и таким же самостоятельным восстановлением штатного режима их работы в случае сохранности элементов схемы сразу же после исчезновения дестабилизирующих факторов.

Структурная схема предлагаемой системы электропитания приведена на рис. 1. Система осуществляет преобразование энергии первичного источника 30. Последовательно соединенные входной ключ 19, модуль питания 20 и выходной ключ 21 составляют одну элементарную ячейку преобразования 28. N включенных параллельно ячеек, часть которых работает на потребителей 31, 32, другая остается в резерве, и система управления 24...26, связанные между собой каналами управления 1...18, образуют единый самовосстанавливающийся модуль питания (СМП) 27. Ячейки можно группировать для обеспечения питанием как одного мощного, так и нескольких маломощных потребителей с возможностью при необходимости перераспределения их подключений к устройству. Выходные напряжения для разных потребителей могут отличаться. Задание уровней выходных напряжений осуществляется сменой или регулировкой соответствующих модулей питания 20 и настройкой системы управления 24...26. Группировка ячеек осуществляется с помощью двухуровневой коммутации, на первом уровне которой выполняется соединение (перемычками, либо отдельными коммутаторами, рассчитанными на соответствующий уровень напряжения и тока) между собой силовых выходных выводов ячеек для образования группы, на втором уровне коммутацией входных и выходных ключей определяется, какая часть ячеек образует резерв (см. рис. 4).

Подробная структурная схема одной ячейки приведена на рис. 2. Нумерация элементов согласована с нумерацией рис. 1 и продолжает её. Входной, и выходной ключи объединяют в себе транзисторный коммутатор 32, 36, токовую защиту 33, 37, контур обратной связи 35, 39 и схему управления 34, 38. Для полного открытия силовых элементов входных и выходных ключей используются маломощные источники DC-DC (блоки 22, 23 на рис. 1 и рис. 2), питающие входные и выходные ключи и имеющие различные выходные напряжения для различных структур силовых транзисторов ключей (от 3,3 В до 12 В). Для компенсации потерь на выходном ключе в ячейку добавлена обратная связь по напряжению ОСН. Для внешнего по отношению к ячейке управления работой МП и ключами используются два типа управляющих сигналов: ДУ – сигналы дистанционного управления и СИ – сигналы информирования о состоянии отдельных частей схемы.

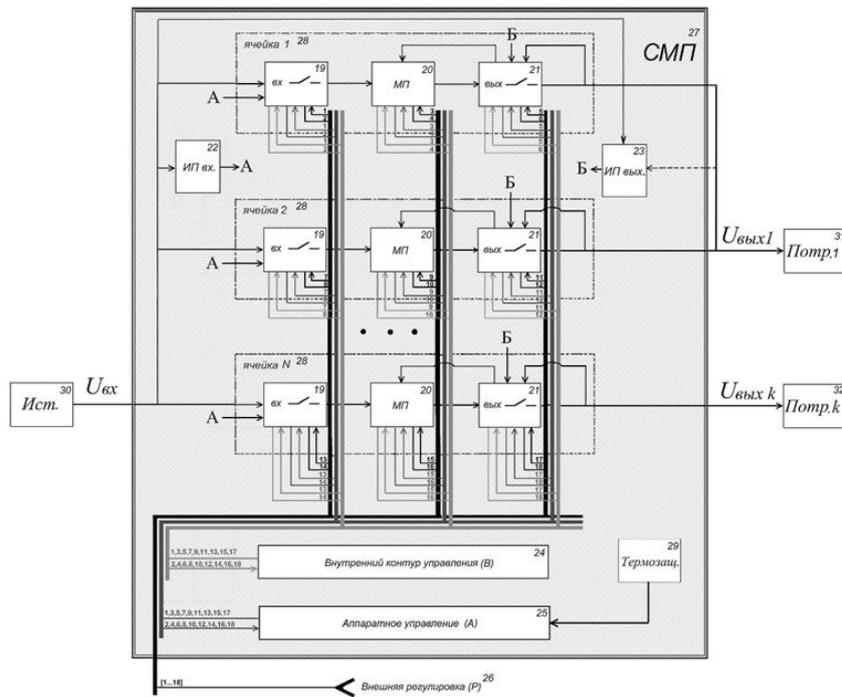


Рис. 1. Структурная схема предлагаемой системы электропитания  
 Fig. 1. Block diagram of the proposed power supply system

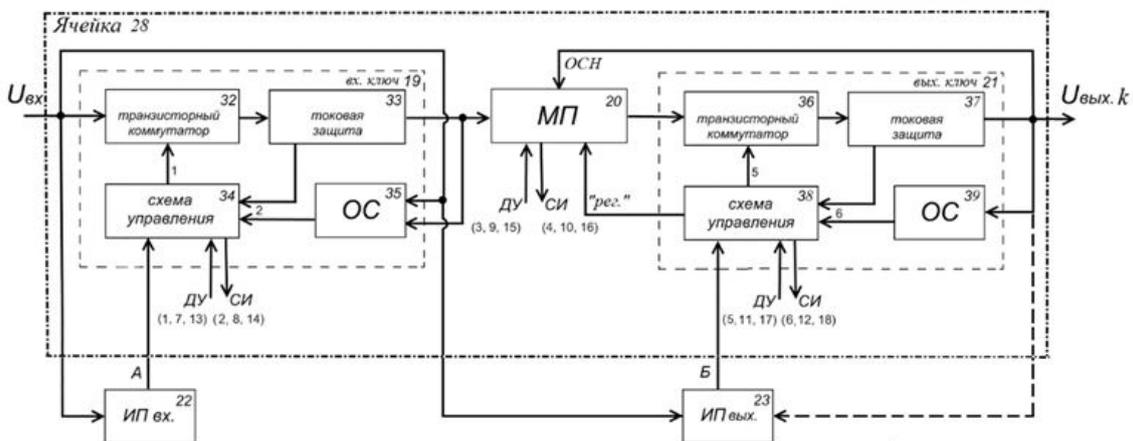


Рис. 2. Структурная схема одной ячейки в составе СМП  
 Fig. 2. Block diagram of a single cell in the power supply system

### Принцип работы системы

Защита по току входных и выходных ключей выполняется по схеме ограничения мощности за счет увеличения падения напряжения на транзисторном коммутаторе ключа, в результате чего организуется дополнительное сопротивление в цепи коммутации тока и, таким образом, происходит его ограничение на заданном уровне. Поскольку ключи соединены последовательно с модулями питания, токовая защита МП ячеек не является в рассматриваемой концепции основополагающей. Если МП содержит внутри токовую защиту, уровень её срабатывания выставляется выше аналогичного уровня токовой защиты ключа (см. рис. 3).

Используя известный физический принцип работы, ключи реализуют новые качества защиты по ограничению входного (выходного) тока: во время запуска системы, либо при продолжительном превышении током ячейки порогового значения  $I_3$  напряжение на выходе ключа ограничивается величиной  $U_{огр}$ , вследствие чего ток ключа уменьшается до неизменной величины  $I_{огр}$ , характеризующейся малой мощностью, приходящейся на ячейку. Недостаток такой защиты – более длительное время срабатывания, прежде чем значение тока уменьшится до уровня  $I_{огр}$ , по сравнению с включением с одной токовой защитой  $I_3$ . Однако, в отличие от других распространенных устройств [21, 22] защиты (пунктирная линия на рис. 3), такая постановка вопроса к работе защиты выгодно отличается своим энергопотреблением.

Вольт-амперная характеристика, поясняющая работу предлагаемой токовой защиты ключей, приведена на рис. 3 и характеризуется тремя основными уровнями:

1. ток штатного режима защиты от короткого замыкания  $I_3$ ,
2. ток режима ограничения  $I_{огр}$ ,
3. напряжение ограничения  $U_{огр}$ .

Причём сами уровни являются настраиваемыми.

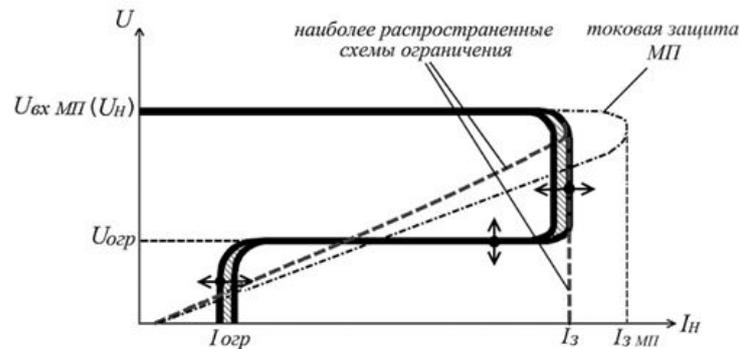


Рис. 3. Вольт-амперная характеристика токовой защиты, реализуемой входными и выходными ключами ячеек

Fig. 3. Volt-ampere characteristics of over-current protection implemented by input and output switches of the cells

При исчезновении дестабилизирующих факторов (значительный пусковой ток, короткое замыкание во входной или выходной цепях) ячейки самостоятельно восстанавливают свои функции, возвращаясь из режима ограниченного функционирования в номинальный режим работы в случае, если не потребовалось их полного отключения системой управления, что также возможно и реализуется подачей сигнала ДУ для размыкания силового транзисторного коммутатора в составе ключей.

Работа в режиме ограничения позволяет увеличить ёмкость выходных конденсаторов ключей (соответственно, входного и выходного конденсаторов МП) без потери работоспособности при включении ячейки. Используя режим ограничения, входным ключом можно ограничить величину пускового тока, а с помощью выходного ключа задать величину ёмкости выходного конденсатора. За счет ограничения входного тока ячейки при запуске изменение напряжения на входе МП происходит не по экспоненциальному закону, а по ломаному линейному. Скорость нарастания напряжения пропорциональна току ячейки.

В штатном режиме работы токовой защиты превышающий номинальное значение ( $I_{ном}$ ) входной ток ограничивается максимальной величиной, определяемой входным ключом, например,

$$I_{\text{ВХ max}} = I_{\text{З ВХ}} = 1,1I_{\text{ВХ НОМ}}$$

Использование выходного ключа позволяет ограничить выходной ток по аналогии с входным ключом, например,

$$I_{\text{ВЫХ max}} = I_{\text{З ВЫХ}} = 1,1I_{\text{ВЫХ НОМ}}$$

Входной ключ позволяет задавать уровень стабилизации входного напряжения МП, поступающего от первичного источника. При ограничении входного напряжения  $U_{\text{вх}}$  с ростом температуры на входном ключе может включиться тепловая защита 29 (рис. 1), обеспечивающая размыкание ключа и полное выключение ячейки до момента остывания и прекращения работы термозащиты.

Выходной ключ обладает функцией коррекции выходного напряжения модуля питания своей ячейки, для чего у него предусмотрен отдельный управляющий вывод, подключаемый к выводу «Reg.» модуля при его наличии. Учитывая выполняемую задачу, данный вывод ключа на рис. 2 также обозначен как «reg.». Вследствие изменения качества токовой защиты ячеек в МП потенциально появляется возможность расширить диапазон регулировки выходного напряжения до величин гораздо больших, чем в готовых покупных серийно выпускаемых модулях питания. Также выходной ключ, помимо регулировки выходного напряжения МП, осуществляет его ограничение в случае нештатного увеличения сверх необходимого уровня  $U_{\text{ВЫХ ст}}$  по аналогии с ограничением напряжения  $U_{\text{вх}}$  входным ключом.

Возможность включения и выключения ячейки в системе может осуществляться несколькими способами: путем включения (выключения) как входного или выходного ключей, так и МП ячеек, если в нём предусмотрена возможность дистанционного выключения; таким образом организуется возможность создания сложной структуры управления всей системой.

Выходные ключи выполняют защитную функцию распределительного диода (проводят ток в одну сторону), что осуществляется за счёт управления проводимостью ключа со стороны его внутренней схемы управления, реагирующей на изменение направления тока, но в отличие от распределительных диодов падение напряжения на ключах будет значительно меньше (0,1 – 0,2 В). В условиях большой мощности выходные ключи позволяют использовать их параллельное соединение на одного потребителя. Выравнивание мощности по ячейкам осуществляется изменением времени открытого состояния силовых транзисторов МП, которое регулируется в зависимости от мощности, приходящейся на одну ячейку.

Для реализации заявленных целей система управления СМП должна иметь ряд отличительных особенностей. Она имеет трехуровневую иерархию, задачи между уровнями которой распределены следующим образом. Внутреннее управление осуществляется локально внутри каждой ячейки, обеспечивая её саморегулирование для поддержания уровня выходного напряжения и перехода в ограниченный режим работы в момент запуска и в случае неполадок. Данный уровень управления реализуется за счет внутренних управляющих схем входных, выходных ключей и модулей питания и показан на рис. 1 в виде отдельного блока 24 исключительно для удобства восприятия. Аппаратный уровень управления призван добиться высокоэффективной и безопасной совместной работы ячеек. Для этого он включает или выключает ячейки через сигналы ДУ, позволяя изменить количество находящихся в резерве ячеек для перераспределения мощности питания, не допустить случаев перегрева и исключить из схемы «сгоревшие» ячейки. Помимо этого, на аппаратном уровне реализуется задача выравнивания мощности между параллельно работающими в штатном режиме в пределах своей группы ячейками путем считывания и обработки информационных сигналов о значениях токов каждой ячейки и формирования ответного управляющего воздействия на МП и выходной ключ с целью их выравнивания. Внешнее управление используется в случаях, когда два из перечисленных выше

метода не позволяют полностью решить вопросы функционирования аппаратуры вследствие недостаточной оставшейся мощности СМП. Оно призвано обеспечить такое вмешательство в работу системы, при котором происходит восстановление её работоспособности путём перераспределения подключений потребителей (см. рис. 4). Иначе говоря, на данном уровне производится перегруппировка ячеек. Также в рамках предлагаемой концепции использование внешнего управления с помощью управляющих сигналов ДУ, либо ручной регулировкой параметров подстроечных элементов схем управления ячеек позволяет изменить параметры их функционирования:  $U_{\text{вых}}$ ,  $I_{\text{з вх}}$ ,  $I_{\text{огр вх}}$ ,  $I_{\text{з вых}}$ ,  $I_{\text{огр вых}}$ ,  $U_{\text{огр вх}}$ ,  $U_{\text{огр вых}}$  (см рис. 3), входное  $U_{\text{вх ст}}$  и выходное  $U_{\text{вых ст}}$  напряжение стабилизации.

С целью обеспечения требуемых значений выходных напряжений для разных потребителей допускается возможность выставить на выходном выводе каждой ячейки значение из доступного набора уровней: +5 В, +12 В и т.д. при условии, что в ячейках используются модули питания с соответствующей предусмотренной возможностью настройки. Пример реализации подобного принципа показан на рис. 5. Использовать МП с жестко заданным значением выходного напряжения и варьировать уровень выходного напряжения ячейки за счет падения напряжения на выходном ключе возможно, однако приведёт к значительному тепловыделению на ключе, ухудшая КПД преобразования. Альтернативой также является смена модуля на новый, обеспечивающий иное значение выходного напряжения, но данное решение ограничит универсальность и не позволит использовать одну из отличительных возможностей предлагаемой системы.

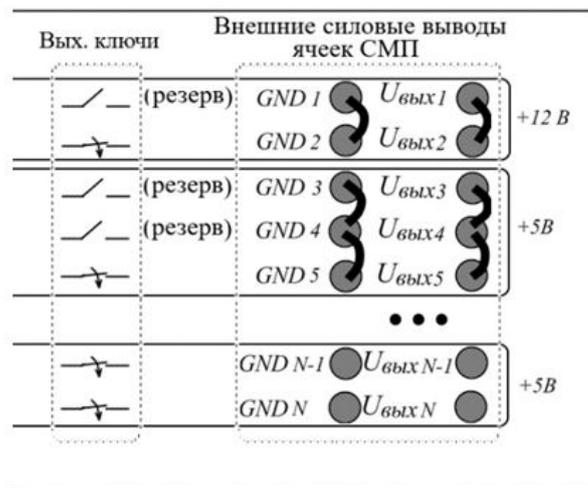


Рис. 4. Принцип группирования ячеек для питания разных потребителей  
 Fig. 4. The principle of grouping cells for power supply to different consumers

Набор уровней выходных напряжений закладывается в систему управления разработчиком и может быть изменен только внешним управлением. С целью упрощения переключения между уровнями выходных напряжений ячеек предлагается использовать кодированный сигнал. В зависимости от подачи на группу выводов управления МП различных комбинаций логических уровней «0» и «1» изменяется опорный сигнал ШИМ-контроллера, благодаря чему на силовых выходах ячеек выставляются необходимые потребителям уровни напряжения (рис. 5). При этом следует не забывать также скорректировать уровень стабилизации выходного напряжения, обеспечиваемый выходным ключом ячейки. Таким образом, соединив внешние силовые выводы ячеек между собой, установив на них требуемое значение выходного напряжения и осуществив коммутацию входного и выходного ключей, можно сгруппировать ячейки, как показано на рис. 4, для питания нескольких отдельных потребителей.

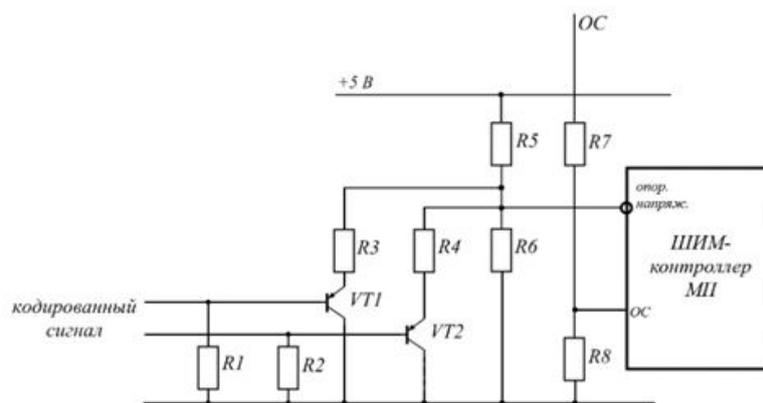


Рис. 5. Реализация принципа использования кодированного сигнала для задания уровня выходного напряжения ячейки

Fig. 5. Implementation of the principle of using an encoded signal to set the output voltage level of the cell

Реализовывать аппаратный и внешний уровни управления под силу одному микроконтроллеру, размещённому отдельно от ячеек внутри корпуса СМП. Управление достигается посредством обмена данными между микроконтроллером и остальными устройствами. На внешнем уровне управления получаемые от внешнего по отношению к СМП управляющего устройства данные обрабатываются микроконтроллером, который далее по каналам управления производит коррекцию параметров режима работы ячеек (изменяет сигнал задания на выходное напряжение МП и параметры функционирования ключей на внутреннем контуре управления), а также изменяет количество работающих ячеек.

### Результат реализации подхода

Физический макет системы в случае использования двух ячеек, работающих на одного потребителя представлен на рис. 6. Входное напряжение питания от первичного источника  $E_{\text{п}} = 27 \text{ В}$ , напряжение нагрузки  $U_{\text{н}} = 12 \text{ В}$ , сопротивление нагрузки  $R_{\text{н}} = 5 \text{ Ом}$ .

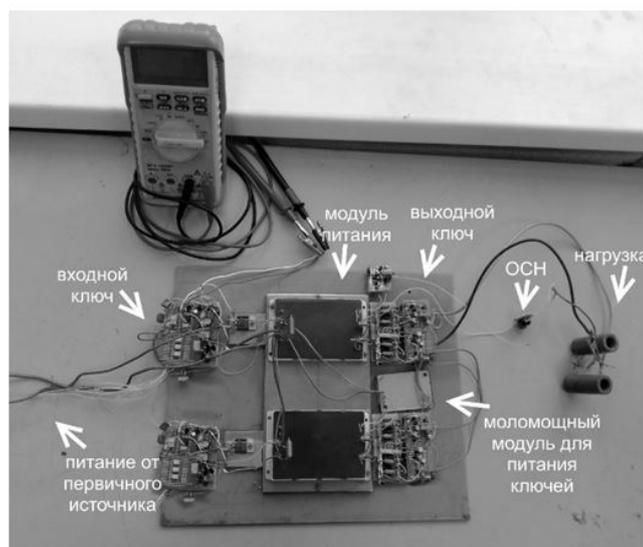


Рис. 6. Опытный макет предлагаемой системы

Fig. 6. Prototype of the proposed system

## Заключение

Представленный принцип построения системы электропитания не требует значительных затрат, но позволяет значительно повысить отказоустойчивость системы и качество её работы. Тем не менее, до конца не решённым вопросом функционирования системы является критерий КПД. Разные режимы работы схемы будут характеризоваться разными показателями эффективности. В предложенной модели упор сделан на простоту, надёжность и универсальность, что не позволяет до конца решить вопрос эффективности, которая, впрочем, неизбежно возрастёт при оптимизации режимов работы и использовании более совершенной элементной базы. Данная статья может быть полезна специалистам, занимающимся разработкой вторичных источников питания для специальных областей техники. Достигнутое улучшение ряда качеств системы позволяют использовать её в объектах космического, военного и промышленного назначения.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] **Altowati A., Zenger K.** Analysis and robust control design of multimodule parallel DC-DC converter systems, 2011 IEEE GCC Conference and Exhibition. (2011) 89–92.
- [2] **Sun B., Bower I.** How to parallel two DC/DC converters with digital controllers, Analog Design Journal, (2018) 1–4.
- [3] **Klassen S., Klassen T., Luft S.** Current Sharing in Digitally Controlled DC-DC Converters Connected in Parallel, 20th International Conference of Young Specialists on Micro/Nanotechnologies and Electron Devices (EDM), (2019) 541–546.
- [4] **Renaudineau H., Houari A., Shahin A., Martin J.P., Pierfederici S., Meibody-Tabar F., Gerardin B.** Efficiency optimization through current-sharing for paralleled DC–DC boost converters with parameter estimation, IEEE Transactions on power electronics, 2(29) (2014) 759–767.
- [5] **Chen W., Ruan X., Yan H., Tse Chi K.** DC/DC conversion systems consisting of multiple converter modules: stability, control, and experimental verifications, IEEE Transactions on power electronics, 6(24) (2009) 1463–1477.
- [6] **Fuerback V., Dall’Asta M., Pagliosa M., Lazzarin T.B.** Analysis of modular DCM Flyback converters in input parallel connections with parametric mismatches, Eletrônica de Potência, 2(24) (2019) 225–234.
- [7] **You J., Vilathgamuwa M., Ghasemi N.** Loop-Shaping Method Based Current Sharing Controller Design for Parallel DC/DC Converters, IET Power Electronics, 12(11) (2018) 1937–1945.
- [8] **Gordillo J., Aguilar C.** A Simple Sensorless Current Sharing Technique for Multiphase DC-DC Buck Converters. IEEE Transactions on Power Electronics, 5(32) (2016) 3480–3489.
- [9] **Hu T., Khan M., Xu K., Zhou L., Rana A.** Design of an Input-Parallel Output-Parallel Multi-Module DC-DC Converter Using a Ring Communication Structure. Journal of Power Electronics, 15(4) (2015) 886–898.
- [10] **Cilio E., Mitchell G., Schupbach M., Lostetter A.** SiC intelligent multi module DC/DC converter system for space applications, 2009 IEEE Aerospace conference, (2009) 1–19.
- [11] **Meng L., Dragicevic T., Guerrero J., Vasquez J.** Stability constrained efficiency optimization for droop controlled DC-DC conversion system, IECON 2013 – 39th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, (2013) 7222–7227.
- [12] **Cheng P., Ding G., Song C., Chai H., Xu G.** Stability Analysis of Identical Paralleled DC-DC Converters with Average Current Sharing, 2019 IEEE Asia Power and Energy Engineering Conference (APEEC), (2019) 60–64.
- [13] Application note 3, rev. A, Parallel operation of DC power modules, Wall Industries, inc, (2016) 1–3.
- [14] **Jordan M.** UC3907 Load share IC simplifies parallel power supply design, Texas Instruments, (1999) 203–212.

[15] Meng L., Dragicevic T., Vasquez J., Guerrero J. Tertiary and Secondary Control Levels for Efficiency Optimization and System Damping in Droop Controlled DC-DC Converters, IEEE Transactions on Smart Grid, 6(6) (2015) 2615–2626.

[16] Wang H., Han M., Han R., Guerrero J., Vasquez J. A Decentralized Current-Sharing Controller Endows Fast Transient Response to Parallel DC-DC Converters, IEEE Transactions on Power Electronics, 5(33) (2018) 4362–4372.

[17] Panov Y., Jovanovic M. Loop Gain Measurement of Paralleled DC-DC Converters With Average-Current-Sharing Control, IEEE Transactions on power electronics, 6(23) (2008) 1048–1053.

[18] ООО АЕДОН. МДМ-П DC/DC преобразователи. Режим доступа: <https://aedon.ru/catalog/dcdc/series/11> (дата обращения: 18.05.2020).

[19] Берг В.Р., Бродников С.Н., Михеев В.В., Гуров А.А., Буланов Р.Н. Интеллектуальная система преобразования напряжения постоянного тока для динамически изменяющейся нагрузки. Пат. 2692089 Российская Федерация, МПК H02J 1/14; патентообладатель Российская Федерация, от имени которой выступает Министерство обороны Российской Федерации. № 2017137591; заявл. 26.10.2017; опубл. 21.06.2019, Бюл. № 18. 12 с.: ил.

[20] Гончаров М.Ю. Устройство защиты от выбросов входного тока. Пат. 144731 Российская Федерация, МПК H02M 1/16; патентообладатель ООО АЕДОН. № 2014105019/07; заявл. 11.02.2014; опубл. 27.08.2014, Бюл. № 24. 16 с.: ил.

[21] Миронов А.А. Ограничитель тока. Пат. 182804 Российская Федерация, МПК G05F 1/56; патентообладатель ООО Александр Электрик источники электропитания. № 2017146897; заявл. 28.12.2017; опубл. 04.09.2018, Бюл. № 25. 7 с.: ил.

[22] Datasheet, TPS2475x 12-A eFuse Circuit Protector with Current Monitor TPS24750, TPS24751, Texas Instruments Inc, (2018) 1–39.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ОРЕЛ Евгений Александрович** – инженер, Акционерное общество "Научно-исследовательский институт "Вектор", без степени.  
E-mail: orel.geny@yandex.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 17.05.2020

## REFERENCES

[1] A. Altowati, K. Zenger, Analysis and robust control design of multimodule parallel DC-DC converter systems, 2011 IEEE GCC Conference and Exhibition. (2011) 89–92.

[2] B. Sun, I. Bower, How to parallel two DC/DC converters with digital controllers, Analog Design Journal, (2018) 1–4.

[3] S. Klassen, T. Klassen, S. Luft, Current Sharing in Digitally Controlled DC-DC Converters Connected in Parallel, 20th International Conference of Young Specialists on Micro/Nanotechnologies and Electron Devices (EDM), (2019) 541–546.

[4] H. Renaudineau, A. Houari, A. Shahin, J.P. Martin, S. Pierfederici, F. Meibody-Tabar, B. Gerardin, Efficiency optimization through current-sharing for paralleled DC–DC boost converters with parameter estimation, IEEE Transactions on power electronics, 2(29) (2014) 759–767.

[5] W. Chen, X. Ruan, H. Yan, K. Tse Chi, DC/DC conversion systems consisting of multiple converter modules: stability, control, and experimental verifications, IEEE Transactions on power electronics, 6(24) (2009) 1463–1477.

[6] V. Fuerback, M. Dall'Asta, M. Pagliosa, T.B. Lazzarin, Analysis of modular DCM Flyback converters in input parallel connections with parametric mismatches, Eletrônica de Potência, 2(24) (2019) 225–234.

- [7] **J. You, M. Vilathgamuwa, N. Ghasemi**, Loop-Shaping Method Based Current Sharing Controller Design for Parallel DC/DC Converters, *IET Power Electronics*, 12(11) (2018) 1937–1945.
- [8] **J. Gordillo, C. Aguilar**, A Simple Sensorless Current Sharing Technique for Multiphase DC-DC Buck Converters. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 5(32) (2016) 3480–3489.
- [9] **T. Hu, M. Khan, K. Xu, L. Zhou, A. Rana**, Design of an Input-Parallel Output-Parallel Multi-Module DC-DC Converter Using a Ring Communication Structure. *Journal of Power Electronics*, 15(4) (2015) 886–898.
- [10] **E. Cilio, G. Mitchell, M. Schupbach, A. Lostetter**, SiC intelligent multi module DC/DC converter system for space applications, 2009 IEEE Aerospace conference, (2009) 1–19.
- [11] **L. Meng, T. Dragicevic, J. Guerrero, J. Vasquez**, Stability constrained efficiency optimization for droop controlled DC-DC conversion system, *IECON 2013 – 39th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, (2013) 7222–7227.
- [12] **P. Cheng, G. Ding, C. Song, H. Chai, G. Xu**, Stability Analysis of Identical Paralleled DC-DC Converters with Average Current Sharing, 2019 IEEE Asia Power and Energy Engineering Conference (APEC), (2019) 60–64.
- [13] Application note 3, rev. A, Parallel operation of DC power modules, Wall Industries, inc, (2016) 1–3.
- [14] **M. Jordan**, UC3907 Load share IS simplifies parallel power supply design, Texas Instruments, (1999) 203–212.
- [15] **L. Meng, T. Dragicevic, J. Vasquez, J. Guerrero**, Tertiary and Secondary Control Levels for Efficiency Optimization and System Damping in Droop Controlled DC-DC Converters, *IEEE Transactions on Smart Grid*, 6(6) (2015) 2615–2626.
- [16] **H. Wang, M. Han, R. Han, J. Guerrero, J. Vasquez**, A Decentralized Current-Sharing Controller Endows Fast Transient Response to Parallel DC-DC Converters, *IEEE Transactions on Power Electronics*, 5(33) (2018) 4362–4372.
- [17] **Y. Panov, M. Jovanovic**, Loop Gain Measurement of Paralleled DC-DC Converters With Average-Current-Sharing Control, *IEEE Transactions on power electronics*, 6(23) (2008) 1048–1053.
- [18] ООО AEDON. MDM-P DC/DC преобразователи. Режим доступа: <https://aedon.ru/catalog/dcdc/series/11> (дата обращения: 18.05.2020).
- [19] **V.R. Berg, S.N. Brodnikov, V.V. Mikheyev, A.A. Gurov, R.N. Bulanov**, Интеллектуальная система преобразования напряжения постоянного тока для динамически изменяющейся нагрузки. Пат. 2692089 Российская Федерация, МПК H02J 1/14; патентообладатель Российская Федерация, от имени которой выступает Министерство обороны Российской Федерации. № 2017137591; заявл. 26.10.2017; опubl. 21.06.2019, *Byul.* № 18. 12 с.: ил.
- [20] **M.Yu. Goncharov**, Устройство защиты от выбросов входного тока. Пат. 144731 Российская Федерация, МПК H02M 1/16; патентообладатель ООО AEDON. № 2014105019/07; заявл. 11.02.2014; опubl. 27.08.2014, *Byul.* № 24. 16 с.: ил.
- [21] **A.A. Mironov**, Ограничитель тока. Пат. 182804 Российская Федерация, МПК G05F 1/56; патентообладатель ООО Александр Электрик источники электропитания. № 2017146897; заявл. 28.12.2017; опubl. 04.09.2018, *Byud.* № 25. 7 с.: ил.
- [22] Datasheet, TPS2475x 12-A eFuse Circuit Protector with Current Monitor TPS24750, TPS24751, Texas Instruments Inc, (2018) 1–39.

## THE AUTHORS

**OREL Evgeniy A.** – *NII Vector*.  
E-mail: orel.geny@yandex.ru

**Received: 17.05.2020**



DOI: 10.18721/JEST.26202  
УДК 621.327

*И.О. Иванов<sup>1</sup>, А.Е. Монастырский<sup>1</sup>, А.С. Резник<sup>1</sup>,  
В.В. Титков<sup>1</sup>, А.О. Гребцов<sup>2</sup>, Г.Н. Федоренко<sup>3</sup>*

<sup>1</sup> Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,  
Санкт-Петербург, Россия

<sup>2</sup> Красный квадрат, Выборг, Россия

<sup>3</sup> ООО «Системы светодиодного света», Выборг, Россия

## **ПЕРВАЯ РОССИЙСКАЯ СИСТЕМА ПОСТОЯННОЙ СВЕТОВОЙ МАРКИРОВКИ ПРОВОДОВ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ**

В работе описана разработка системы перманентной световой маркировки проводов воздушных линий электропередачи высокого напряжения на основе отечественной элементной базы. Выполнен расчет и выбор источника питания газонаполненных ламп, использующего энергию электростатического поля проводов высокого напряжения. Выполнены стендовые исследования вольт-амперной характеристики газонаполненного источника света и показана возможность непосредственного использования электростатического поля трехфазной линии электропередачи высокого напряжения для питания лампы. Проведены высоковольтные импульсные испытания устройства с параметрами воздействий характерными для грозовых разрядов. Экспериментально показана устойчивость разработанной системы к перенапряжениям на проводах воздушных линий. Проведены стендовые высоковольтные испытания устройства в сборе на макете воздушной линии собранной в лаборатории Техники высоких напряжений СПбПУ Петра Великого. Исследованы спектральные характеристики применяемых ламп. Устройство введено в опытную эксплуатацию.

*Ключевые слова:* световая маркировка воздушных линий; газонаполненные лампы, использование электростатического поля проводов воздушной линии, параметры электростатической антенны, высоковольтные испытания, фотометрические исследования.

*Ссылка при цитировании:*

Иванов И.О. и др. Первая российская система постоянной световой маркировки проводов линий электропередач высокого напряжения // Материаловедение. Энергетика. 2020. Т. 26, № 2. С. 20–30. DOI: 10.18721/JEST.26202

Это статья открытого доступа, распространяемая по лицензии CC BY-NC 4.0 (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

*I.O. Ivanov<sup>1</sup>, A.E. Monastyrskiy<sup>1</sup>, A.S. Reznik<sup>1</sup>,  
V.V. Titkov<sup>1</sup>, A.O. Grebtsov<sup>2</sup>, G.N. Fedorenko<sup>3</sup>*

<sup>1</sup> Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russia

<sup>2</sup> Red square, Vyborg, Russia

<sup>3</sup> LLC "LED Light Systems", Vyborg, Russia

## **THE FIRST RUSSIAN SYSTEM OF PERMANENT LIGHT MARKING OF HIGH VOLTAGE OVERHEAD POWER LINES**

The paper describes the development of a permanent light marking system for high-voltage overhead power lines based on the domestic element base. We calculated and chose a power source for gas-filled lamps using the energy of the electrostatic field of high-voltage cables. The

paper presents laboratory studies of the volt-ampere characteristic of a gas-filled light source and the possibility of direct use of the electrostatic field of a three-phase high-voltage power line for the lamp power supply. We performed high-voltage pulse tests of the device with the pulse parameters typical for lightning discharges and experimentally proved the stability of the developed system to overvoltage on overhead lines. Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University provided a model of an overhead transmission line in the laboratory of high-voltage equipment for assembly and bench high-voltage tests of the device. We studied the spectral characteristics of the lamps and put the device into trial operation.

*Keywords:* light marking of overhead lines; gas-filled lamps, use of the electrostatic field of overhead line wires, parameters of the electrostatic antenna, high-voltage tests, photometric studies.

*Citation:*

I.O. Ivanov and etc., The first Russian system of permanent light marking of high voltage overhead power lines, *Materials Science. Power Engineering*, 26 (02) (2020) 20–30, DOI: 10.18721/JEST.26202

This is an open access article under the CC BY-NC 4.0 license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

**Введение.** Заградительные огни опор и маркеры на проводах воздушных линий электропередач высокого напряжения предназначены для обеспечения авиационной безопасности для участков ЛЭП, расположенных вблизи аэропортов, а также во всех случаях, когда необходима световая маркировка линий и их элементов [1–5]. До настоящего времени в качестве автономных источников света для указанных целей в странах ЕС и Российской Федерации применялись неоновые лампы с холодным катодом, производства компании OBSTA (Франция) [6]. Автономность таких источников света обеспечивается размещением неоновой лампы, оборудованной электростатической антенной, непосредственно на проводе высокого напряжения. Вследствие наличия емкостных связей антенны, подключенной к одному из полюсов лампы, с остальными проводами трехфазной системы, на лампе, второй полюс которой подключен непосредственно к удерживающему ее проводу, возникает достаточная для зажигания разряда разность потенциалов (рис. 1). Лампы BALISOR производства OBSTA [6] до последнего времени были уникальной продукцией, применяемой по всему миру. Лампа обеспечивает свечение с силой света порядка 10 Кандел, что соответствует требованиям и нормам ИКАО. Согласно данным производителя лампы BALISOR оборудованы блоком электромагнитной совместимости, предназначенным по заявлению производителя «для исключения влияния наводок на свечение лампы» По сути данный блок является высокоомным балластным сопротивлением, ограничивающим рабочий ток лампы на уровне 10 мА. Наличие большого балластного сопротивления даже при данных токах является причиной потерь на уровне сотен Ватт. Кроме того указанный блок ЭМС, как дополнительный элемент, снижает надежность и повышает массогабаритные показатели системы.

Длина антенны, необходимая для устойчивого горения лампы BALISOR, согласно [6] составляет 5 м для линий класса 220 кВ и выше и до 40 м в случае установки на линии 35 кВ. В последнем случае массогабаритные показатели заметно возрастают. Применение электростатических антенн большой длины связано с необходимостью создания достаточного для зажигания разряда начального напряжения на лампе.

Отечественные предприятия «Красный Квадрат», «АО ПЛАЗМА» «Системы светодиодного света» (г. Выборг) в кооперации с Санкт-Петербургским Политехническим университетом и рядом других предприятий разработали альтернативную систему маркировки проводов АППС-С, на основе принципа, применяемого в системе BALISOR. Одним из важных отличий новой разработки является лампа с увеличенной площадью электродов и низким, порядка 4 мА, рабочим током. При этом обеспечивается устойчивое горение лампы с излучением красного цвета в диапазоне длин волн 639–704 нм. В рамках данной статьи рассмотре-

ны некоторые детали исследований, выполненных в процессе разработки системы световой маркировки проводов.



Рис. 1. Лампа BALISOR с антенной, на высоковольтном проводе

Fig. 1. BALISOR lamp with antenna, high voltage wire

### Стендовые исследования рабочих параметров лампы

С помощью стендовых исследований и осциллографических измерений была исследована работа лампы, получены значения напряжения зажигания лампы и рабочие значения силы тока, осциллограммы напряжения и тока, а также проведен анализ частоты перезажигания. Схема экспериментальной установки представлена на рис. 2.

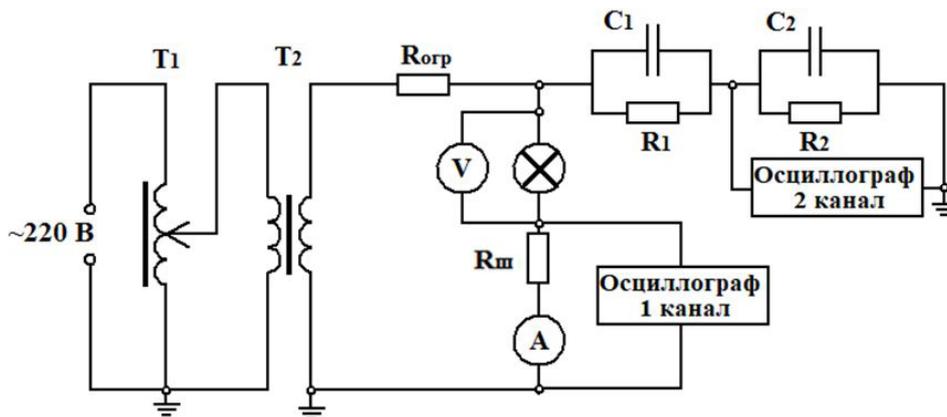


Рис. 2. Схема экспериментальной установки для проведения осциллографических исследований

Fig. 2. Scheme of the experimental setup for conducting oscillographic studies

Высокое напряжение создавалось с помощью автотрансформатора  $T_1$  и повышающего высоковольтного трансформатора  $T_2$ . В качестве трансформатора  $T_2$  использовались трансформатор с высокой индуктивностью рассеяния (представлен заказчиком) и трансформатор с низкой индуктивностью рассеяния (НОМ–10). Питание лампы осуществлялось через ограничительное сопротивление  $R_{огр}$ . Вольтметр  $V$  и амперметр  $A$ , предназначенные для измерения действующего значения напряжения и тока в цепи. Для измерения осциллограмм напряжения и тока ис-

пользовался цифровой осциллограф GW Instek GDS-72072. Осциллограммы тока были получены с помощью токового шунта  $R_{ш} = 50\Omega$ , а напряжения с помощью резистивно-емкостного делителя.

Исследования показали, что зажигание лампы происходит при напряжении 3.3–3.4 кВ и токе 1.5–1.8 мА. При этом наблюдается стабильное свечение лампы. При дальнейшем увеличении напряжения происходит уменьшение активного сопротивления лампы, что приводит к незначительному снижению напряжения до рабочего значения  $\sim 3.1$ –3.2 кВ и росту тока в цепи. При достижении величины тока 6–10 мА напряжение на лампе практически не меняется. Зависимость изменения напряжения на лампе от тока в цепи представлена на рис. 3. Результаты получены с использованием трансформатора с высокой индуктивностью рассеяния, при этом ограничительное сопротивление  $R_{огр}$  отсутствовало.

Исследовалась также схема с трансформатором с низкой индуктивностью рассеяния без ограничительного сопротивления: стабильной работы лампы не удалось добиться. Наблюдалось мерцание лампы и броски тока в цепи  $\sim 40$ –60 мА. Работа лампы стабилизировалась и наблюдалось устойчивое горение при добавлении ограничительного сопротивления  $\sim 20$  М $\Omega$ .

По результатам данных исследований можно сделать вывод, что для стабильной работы лампы необходимо включать в цепь последовательное сопротивление – балласт. В проводимых исследованиях в качестве последовательного сопротивления выступали ограничительный резистор, индуктивное сопротивление трансформатора или емкостное сопротивление относительно земли в случае имитации работы лампы на ЛЭП. В реальных условиях при работе лампы на ЛЭП оцениваемое ниже емкостное сопротивление, образующееся между фазами, оказывается достаточным для стабилизации работы.

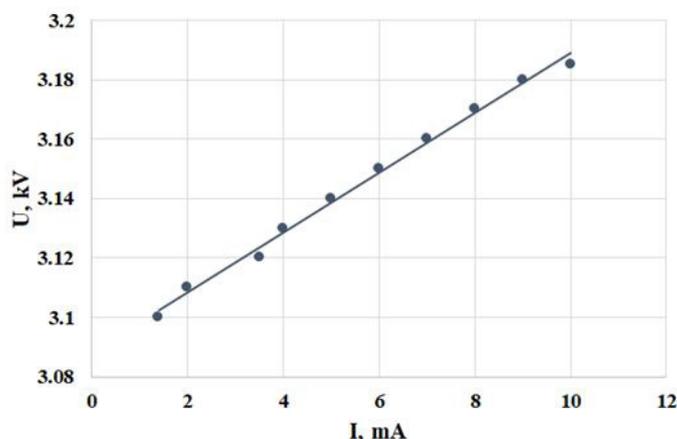


Рис. 3. Зависимость напряжения на лампе от тока в цепи

Fig. 3. The dependence of the voltage on the lamp from the current in the circuit

В ходе исследований были получены осциллограммы тока и напряжения. Типичная осциллограмма представлена на рис. 4. Используемый цифровой осциллограф имеет полосу пропускания 70 МГц и частоту дискретизации измеряемого сигнала 2 Гвыб/с (т.е.  $2 \cdot 10^9$  измерений в секунду). На полученных осциллограммах в диапазоне тока 1.5–10 мА высокочастотных колебаний не обнаружено, что свидетельствует о том, что перезажигания лампы происходят в соответствии с колебаниями напряжения промышленной частоты при каждом максимуме напряжения, т.е. с удвоенной промышленной частотой – 100 Гц.

### Система автономного питания лампы

Полученные в предыдущем разделе параметры устойчивого горения лампы можно обеспечить за счет использования емкостной связи антенны устройства с другими фазными проводниками воздушной линии. Используя стандартную оценку электрической емкости  $C$ , образующуюся между проводниками с радиусом кругового сечения  $R$ , длиной  $L$  (длина антенны), находящихся на расстоянии  $D$  друг от друга

$$C = \frac{\pi\epsilon\epsilon_0 L}{\ln\left(\frac{D}{R}\right)}$$

для ламп с арматурой, размещаемых на проводах воздушной линии электропередачи класса 330 кВ получаем характерные значение емкости антенны по отношению к соседним фазам.

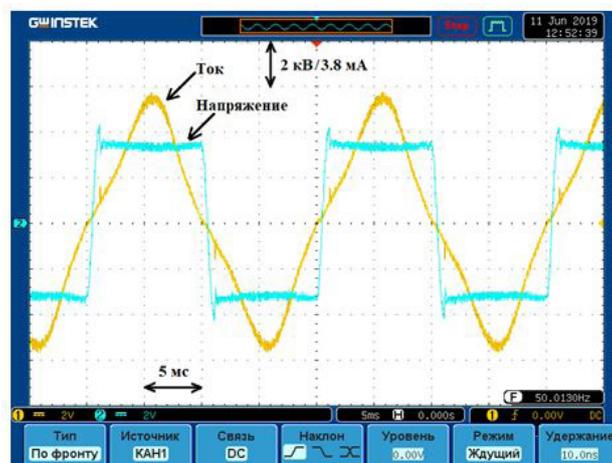


Рис. 4. Типичная осциллограмма тока и напряжения  
Fig. 4. Typical waveform of current and voltage

$C_a = 111,8$  пФ – емкость между фазой А и антенной лампы,  $C_b = 65,2$  пФ – емкость между антенной и фазой В,  $C_c = 58,6$  пФ – емкость между антенной и фазой С, В схему замещения рис. 5 входит также емкость антенны на землю  $C_{аз}$ . Однако последняя на порядок ниже междофазных и в расчетах не учитывалась. Как нетрудно видеть из рис. 3 активное электрическое сопротивление лампы имеет порядок 500 кОм, в то время как емкостные сопротивления связей антенна-соседние фазы оказываются на порядок выше. Поэтому именно последние в совокупности с фазными напряжениями линии определяют ток лампы, который можно регулировать, изменяя длину антенны  $L$ .

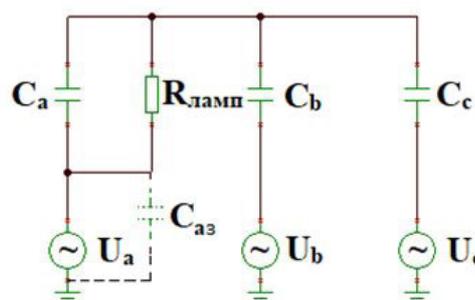


Рис. 5. Схема замещения автономной системы питания лампы с установкой на проводе  
Fig. 5. The equivalent circuit of an autonomous lamp power system with installation on a cable

### Испытания на макете воздушной линии электропередачи

Объектом испытаний являлось устройство в сборе (рис. 6), размещаемое на высоковольтном проводе, подключенном к испытательному трансформатору.

Устройство АППС-С для маркировки воздушных ЛЭП 330 кВ состоит из газоразрядной лампы (14), антенны (8) и арматуры для подвеса их на фазный провод ЛЭП. Использовались два варианта подвеса лампы: с помощью подвесного изолятора (1) и шунта в виде изолированного проводника, соединяющего фазный провод с точкой (2) и с помощью металлического шунта в виде трубки, установленной вместо подвесного изолятора. Эскизный чертеж устройства показан на рис. 6, а внешний вид на рис. 7.

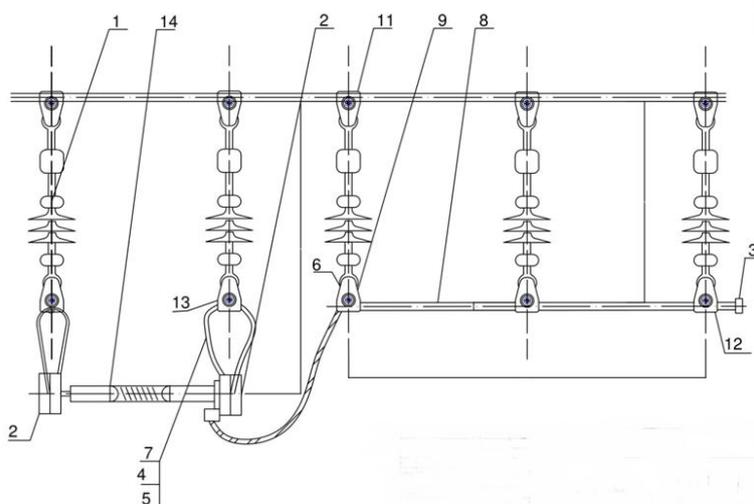


Рис. 6. Конструкция устройства АППС-С

Fig. 6. APPS-S device design

Работоспособность антенной системы электропитания лампы проверялась на макете однофазной линии электропередачи класса 190 кВ, что соответствует условиям эксплуатации на реальной трехфазной линии электропередачи напряжением 330 кВ (рис. 5). В качестве источника высокого напряжения использовался каскад трансформаторов KOCH & STERZEL 330 кВ. Измерение высокого напряжения производилось путем измерения напряжения на низкой стороне с использованием градуировочной кривой.

Первоначальная длина установленной антенны составила 6 м. В процессе экспериментов напряжение плавно поднималось до напряжения зажигания, которое составило 30 кВ, а затем плавно было поднято до напряжения 110 кВ, при котором лампа вышла на режим устойчивого горения, после чего напряжение линии было увеличено до рабочего уровня 190 кВ.

По аналогичной методике было испытано устройство АППС-С с длиной антенны 3 и 2 м. Напряжение зажигания для этих длин составило соответственно 45 и 75 кВ, а напряжение устойчивого горения – 140 и 180 кВ.

Наряду с проверкой характеристик зажигания смонтированной на проводе воздушной линии лампы производились измерения интенсивности коронного разряда на конструктивных элементах (антенна, крепежные узлы изоляторов, внешние электроды лампы). Измерения проводились для условий сухого воздуха и при интенсивном искусственном дожде, обеспечивающим относительную влажность воздуха до 100%. Измерения выполнялись с помощью УФ-камеры Даусог. Во всех режимах приложения напряжения и увлажнения наличия короны на элементах устройства не обнаружено.



Рис. 7. АППС-С: лампа с арматурой на макете однофазной линии 190 кВ  
 Fig. 7. APPS-S: lamp with fittings on the model of a single-phase line 190 kV

Также в рамках данной серии экспериментов производились измерения тока лампы с помощью специально разработанного прибора, включаемого вместо шунта между полюсом лампы и точкой подключения антенны. Результаты замеров тока лампы (рис. 8) при этом хорошо согласуются с данными, полученными при описанных выше стендовых исследованиях.

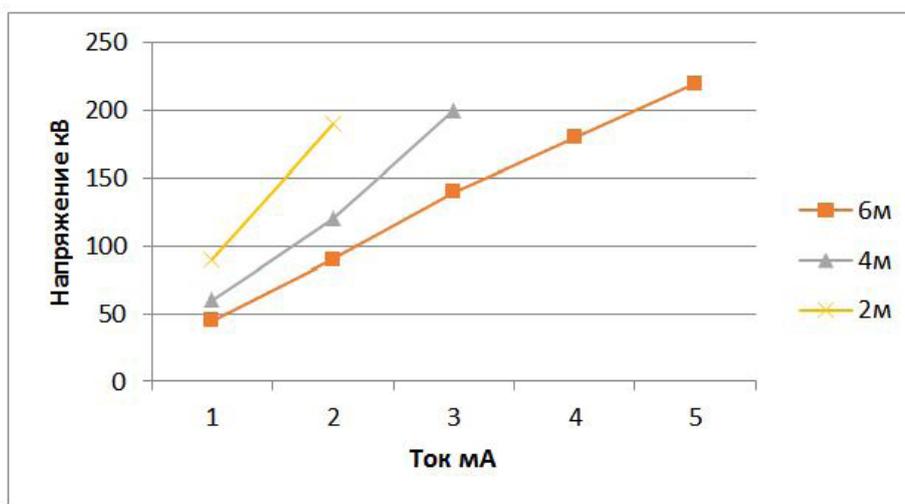


Рис. 8. Внешняя ВАХ устройства АППС-С в сборе при испытаниях на макете однофазной линии при различных длинах антенны.

Fig. 8. External CVC of the APPS-S device assembled during tests on a single-phase line model at various antenna lengths.

### Устойчивость к импульсным воздействиям

В процессе эксплуатации воздушных линий в результате коммутаций и грозовой деятельности на проводах возникают импульсные перенапряжения, многократно превышающие амплитуду фазных напряжений. Очевидно, что лампа должна сохранять работоспособность в условиях воздействия перенапряжений. Наиболее высокую кратность имеют грозовые импульсы перенапряжения, поэтому в качестве испытательного выбран импульс такого типа [7].

Амплитуда грозового импульса напряжения, воздействующего на лампу в процессе эксплуатации, определяется импульсной электрической прочностью поддерживающих гирлянд

изоляторов. В соответствии с [8] импульсная электрическая прочность изоляторов для линий электропередачи класса 330 кВ при воздействии грозового импульса 1.2/50 мкс ограничена на уровне  $U_{\text{имп.пр.}} = 1300$  кВ. Таким образом, максимальная амплитуда грозового импульса, воздействующего непосредственно на лампу для исследованных и апробированных условий эксплуатации с рабочим напряжением  $U_p = 5$  кВ, составит  $U_m = (5/330) \cdot 1300 \cdot 1.73 \cdot 1.41 = 48$  кВ

Исследуемый образец лампы подвергался многократному воздействию импульсов генератора импульсных напряжений (ГИН) с амплитудой 50 кВ, длительностью 200 мкс. Время нарастания напряжения составляло  $\sim 1$  мкс. Для ограничения тока использовалась емкость 235 пФ, подключенная последовательно исследуемому образцу (рис. 9). Выбор номинала ограничивающей емкости соответствует суммарной емкости связи антенна лампы – провода ВЛ, составляющей около 220 Пф. После последовательного приложения серий из 10, 50, 70 и 100 импульсов проверялась работоспособность лампы и напряжение зажигания.

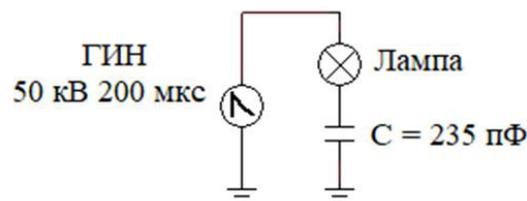


Рис. 9. Упрощенная схема импульсных испытаний лампы

Fig. 9. Simplified impulse lamp test circuit

В ходе исследований изменений в работе лампы не обнаружено. После воздействия 100 импульсов перенапряжения напряжение зажигания лампы и ее светимость не изменились.

### Оценка теплового режима работы лампы

Принимая во внимание длительный непрерывный режим работы лампы, целесообразно оценить температуру устройства, повышение которой может привести к разрушению его элементов.

Организация прямого измерения температуры лампы в условиях реальной эксплуатации является технически достаточно сложной проблемой, поэтому оценка теплового поля устройства выполнена путем численного моделирования по методу конечных элементов. Для оценки максимального нагрева в качестве температуры окружающей среды использовалось значение 40 град. С. Опуская детали расчета, отметим, что учитывались все физические механизмы теплообмена: кондуктивная и конвективная теплопередача внутри колбы лампы, радиационный сброс энергии из плазменной области, конвективная теплоотдача на поверхности колбы лампы. Установившееся распределение температуры в сечении лампы представлено на рис. 10. Максимальная температура при этом является допустимой для эксплуатации устройства.

### Фотометрические исследования

Фотометрические характеристики лампы исследовались в специализированной лаборатории в соответствии со стандартными методиками определения характеристик источников света [9]. В частности были получены спектральные характеристики излучения лампы и колориметрическая характеристика по МК-31, где показана положение цвета исследованного источника и границ, допускаемых стандартом МАК в цветовых координатах МК-31 (рис. 11). Световой поток, лампы при рабочих токах 5-6 мА составляет величину около 200 лм.

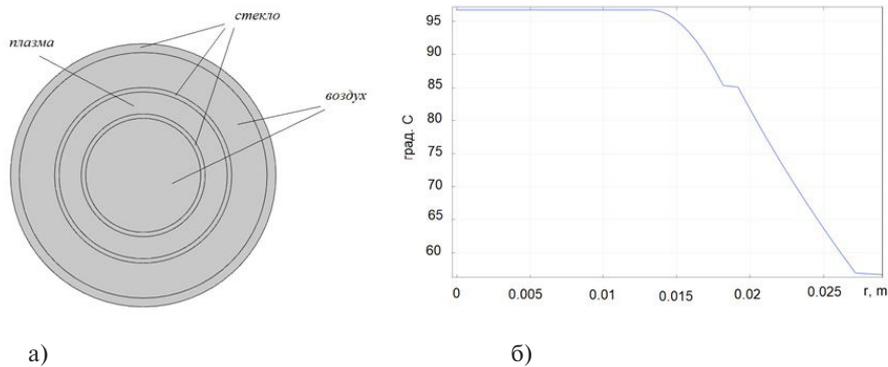


Рис. 10. Результаты расчета теплового режима лампы при температуре окружающей среды 40 град.С: а) расчетная модель; б) установившееся радиальное распределение температуры (град. С) в сечении лампы

Fig. 10. The results of the calculation of the heating mode of the lamp at an ambient temperature of 40 degrees C. With: a) calculation model; b) steady-state radial temperature distribution (degrees C) in the lamp section

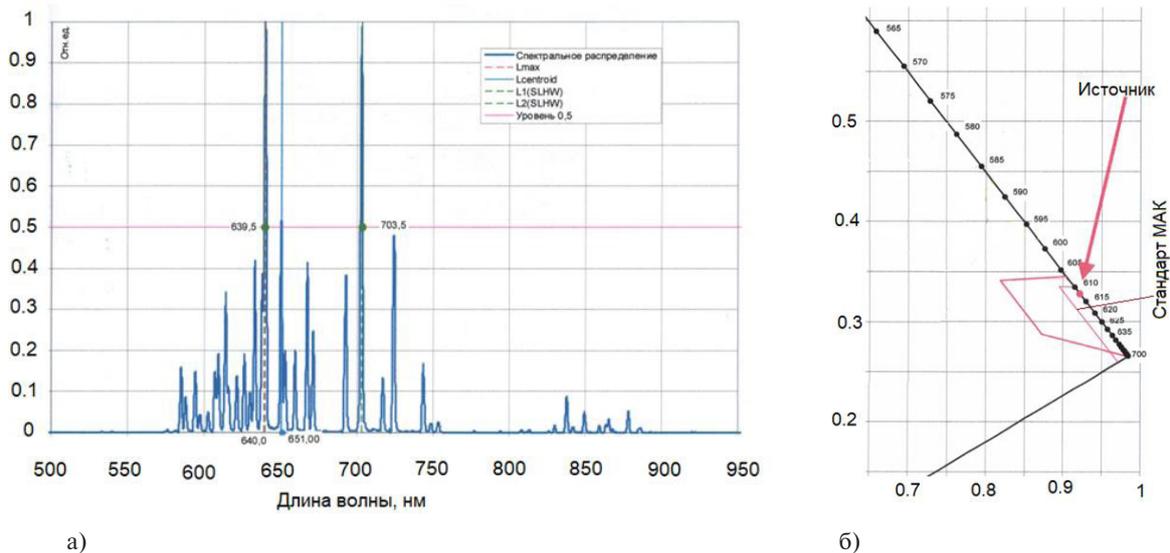


Рис. 11. Цветовые характеристики лампы: а) относительное спектральное распределение мощности излучения; б) положение цвета источника в стандартных цветовых координатах МК-31

Fig. 11. Color characteristics of the lamp: a) relative spectral distribution of radiation power; b) the color position of the source in standard color coordinates MK-31

### Опытная эксплуатация

Пилотные образцы изделия АППС-С находятся в опытной эксплуатации на ВЛ 330 кВ Копорская –Пулковская МРСК Северо-запада начиная с октября 2018 года. В течение полу- годового периода использования данных маркеров не отмечалось как выхода их и строя, так и изменения визуальных характеристик светимости. Изделия АППС-С поставляются на ЛЭП 750, 500,330, 220,110 Кв и прошли аттестацию по основным параметрам в сертифицированных лабораториях НТЦ ФСК.

## Выводы

В кооперации специалистов промышленности и науки разработана первая российская система автономной подсветки (маркировки) проводов высокого напряжения АППС-С, состоящая исключительно из компонент и узлов отечественного производства. Система обладает рядом преимуществ по сравнению с зарубежным аналогом, заключающимися в меньших электрических потерях, массогабаритных показателях и более высоких светотехнических характеристиках.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] Маркеры воздушных линий электропередач. СТО 34.01-2.2-016-2016 ПАО РОССЕТИ 02.11.2016.
- [2] РУЭСТОП ГА-95 Руководство по электросветотехническому обеспечению полетов в гражданской авиации Российской Федерации. Департамент воздушного транспорта Российской Федерации.
- [3] Руководство по проектированию аэродромов. Часть 4. Глава 14. Визуальные средства. ИКАО. Издание четвертое – 2004.
- [4] Информация о случаях столкновения воздушных судов с проводами линий электропередачи. Федеральное агентство воздушного транспорта. – М., 2013.
- [5] Конвенция о международной гражданской авиации. Приложение 14. Аэродромы. Том 1 Проектирование и эксплуатация аэродромов. Глава 6. Визуальные средства для обозначения препятствий. Издание 5 2009 г.
- [6] Интернет ресурс: obsta.ru, 04.05.2020.
- [7] **Титков В.В., Халилов Ф.Х.** Молниезащита // Спб: «Лань», 2012.
- [8] **Кучинский Г.С., Кизеветтер В.Е., Пинталь Ю.С.** Изоляция установок высокого напряжения // М.: Энергоатомиздат, 1987.
- [9] **Гуревич М.М.** Фотометрия // Л.: Энергоатомиздат, 1983.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ИВАНОВ Иван Олегович** – доцент, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, канд. техн. наук.  
E-mail: ivanov.eicc@yandex.ru

**МОНАСТЫРСКИЙ Александр Евгеньевич** – внс, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, канд. техн. наук.  
E-mail: monalex2008@yandex.ru

**РЕЗНИК Александр Сергеевич** – доцент, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, канд. техн. наук.  
E-mail: alexreznik85@gmail.com

**ТИТКОВ Василий Васильевич** – профессор, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, д-р техн. наук.  
E-mail: titkovprof@yandex.ru

**ГРЕБЦОВ Андрей Олегович** – гл. инженер, Красный квадрат, без степени.  
E-mail: grebtsov@gmail.com

**ФЕДОРЕНКО Геннадий Николаевич** – технический директор, ООО «Системы светодиодного света», канд. техн. наук.  
E-mail: fedorenkogn@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 12.05.2020

## REFERENCES

- [1] Markers for overhead power lines. corporate standart 34.01-2.2-016-2016 PJSC ROSSETI 02.11.2016.
- [2] The Guide to electrical and lighting equipment flights in the civil aviation of the Russian Federation. Air transport Department of the Russian Federation, 1995.
- [3] Aerodrome design guide. Visual AIDS of ICAO. Fourth edition-2004.
- [4] Information on the incidents of collision of aircraft with the wires power lines. Federal air transport Agency. – Moscow, 2013.
- [5] Convention on international civil aviation. Annex 14 Airfields. Volume 1 Design and operation of airfields. Chapter 6 Visual means for marking obstacles. Edition 5 2009.
- [6] Online resource: obsta.ru, 04.05.2020.
- [7] **V.V. Titkov, F.H. Khalilov**, Lightning Protection // Saint Petersburg: LAN, 2012.
- [8] **G.S. Kuchinsky, V.E. Kiesevetter, Yu.S. Pintal**, Isolation of high-voltage installations // Moscow: Energoatomizdat, 1987.
- [9] **M.M. Gurevich**, Photometry // L.: Energoatomizdat, 1983.

## THE AUTHORS

**IVANOV Ivan O.** – *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.*  
E-mail: ivanov.eicc@yandex.ru

**MONASTYRSKIY Aleksandr E.** – *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.*  
E-mail: monalex2008@yandex.ru

**REZNIK Aleksandr S.** – *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.*  
E-mail: alexreznik85@gmail.com

**TITKOV Vasilij V.** – *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.*  
E-mail: titkovprof@yandex.ru

**GREBTSOV Andrey O.** – *Red sqwere.*  
E-mail: grebtsov@gmail.com

**FEDORENKO Gennadiy N.** – *LLC "LED Light Systems".*  
E-mail: fedorenkogn@gmail.com

**Received: 12.05.2020**



DOI: 10.18721/JEST.26203  
УДК 621.311.6

*Е.А. Орел*

Акционерное общество "Научно-исследовательский институт "Вектор",  
Санкт-Петербург, Россия

## **СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ВЫСОКОВОЛЬТНОГО ИСТОЧНИКА ВТОРИЧНОГО ПИТАНИЯ, РАБОТАЮЩЕГО НА ИМПУЛЬСНУЮ НАГРУЗКУ**

Рассматриваются особенности разработки высоковольтного источника питания постоянного тока, предназначенного для импульсной нагрузки с временем работы единицы-десятки микросекунд при периоде повторения в десятки-сотни микросекунд. Описаны основные сложности, возникающие в изделиях, где основной задачей источника является заряд выходного ёмкостного накопителя в перерывах между импульсами включения нагрузки. Показаны сдерживающие факторы и ограничения, влияющие на длительность переходного процесса заряда накопителя. Перечислены пути их преодоления и предложен новый способ, заключающийся в разделении исходного источника на два взаимодополняющих, каждый из которых реализует свой, строго определённый набор функций, позволяя оптимизировать размеры всего устройства, уменьшить стоимость и вес разработки. Приведены осциллограммы выходного напряжения и переходных процессов, вызванных изменением нагрузки, описаны особенности построения системы управления, отвечающей предложенному способу построения высоковольтного источника питания. Приведён физический макет и показаны результаты его работы.

*Ключевые слова:* высоковольтный источник питания постоянного тока, импульсная нагрузка, холостой ход, обратная связь, переходный процесс, обратногоходовой преобразователь, мощность, управление.

*Ссылка при цитировании:*

Орел Е.А. Совершенствование высоковольтного источника вторичного питания, работающего на импульсную нагрузку // Материаловедение. Энергетика. 2020. Т. 26, № 2. С. 31–40. DOI: 10.18721/JEST.26203

Это статья открытого доступа, распространяемая по лицензии CC BY-NC 4.0 (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

*Е.А. Орел*

NII Vector, St. Petersburg, Russia

## **IMPROVEMENT OF A HIGH-VOLTAGE POWER SUPPLY OPERATING ON A PULSE LOAD**

The paper considers the features of developing high-voltage power supplies that operate on a pulse load with operating time of tens of microseconds and repetition period of tens to hundreds of microseconds. We describe the main difficulties that arise in products where the basic task of the power supply source is to charge the output storage capacitor during the intervals between the load switching pulses. We show constraints and restrictions that affect the duration of the transient process of the storage device charge. After listing the ways to overcome them, we propose a new method, which consists in dividing the initial power supply into two complementary ones. Each of the supplies implements its own strictly defined functions, allowing to optimize the efficiency and size of the entire device, reduce the cost and weight of development. We present waveforms of output voltage and transient processes

caused by load changes. We describe construction features of a control system that meets the proposed method for building a high-voltage power supply, its physical layout and the results of its operation.

**Keywords:** DC-DC high-voltage power supply, pulse load, open-circuit voltage, voltage feedback, transient response time, flyback converter, power, control.

**Citation:**

E.A. Orel, Improvement of a high-voltage power supply operating on a pulse load, Materials Science. Power Engineering, 26 (02) (2020) 31–40, DOI: 10.18721/JEST.26203

This is an open access article under the CC BY-NC 4.0 license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

**Введение.** Высоковольтные источники вторичного питания находят применение во многих областях специальной радиоэлектронной техники. Нередко работа источников ведётся в условиях импульсного характера изменения нагрузки (рис. 1), причем время её работы может составлять единицы-десятки микросекунд при периоде повторения в десятки-сотни микросекунд, налагая дополнительные требования на обеспечиваемую источниками мгновенную выходную мощность, стабильность выходного напряжения, размах пульсаций, электрическую прочность и целый ряд других параметров. Примером таких условий работы является электропитание усилителей мощности (УМ) на базе ламп бегущей волны (ЛБВ) [1], используемых в специальной радиоаппаратуре отечественной военной техники. В последнее время наблюдается тенденция к увеличению мощности источников при сохранении или уменьшении их габаритных размеров [2, 3], способствующая постоянному поиску новых решений в процессе разработки высоковольтных схем.

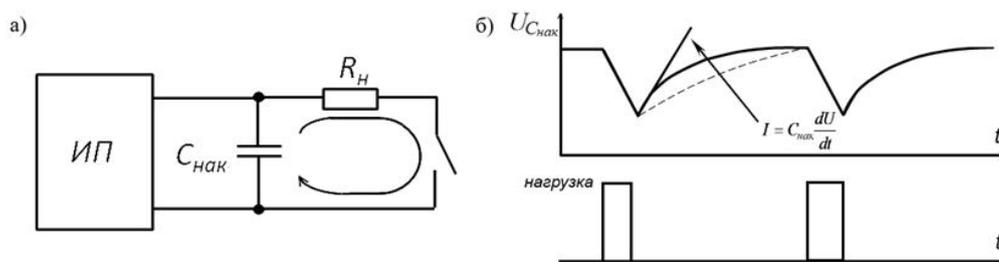


Рис. 1. Принцип работы источника питания на импульсную нагрузку (а) и форма напряжения на выходном ёмкостном накопителе (б)

Fig. 1. а – Principle of operation of the power supply on a pulse load, б – voltage waveform on the output capacitive storage

Распространённым вариантом схемы, используемой в качестве основы высоковольтных источников питания (ИП), является обратноходовой преобразователь напряжения (англ. Flyback converter) [4–7], обладающий такими преимуществами как отсутствие накопительного дросселя во вторичной цепи трансформатора, усиление защитных качеств за счёт разнесения во времени процессов отбора мощности от первичного источника и передачи её в нагрузку, возможность снижения коэффициента трансформации, осуществляемая уменьшением скважности управляющих импульсов силового транзистора, минимальные размеры и стоимость схемы, простота её реализации [8]. Однако, предельная мощность, на которой обратноходовой преобразователь за счёт своих качеств превосходит другие схемы, ограничена величиной 65-130 Вт [9, 10], поэтому для достижения более высоких её значений используют параллельное по входу и последовательное по выходу включение нескольких обратноходовых преобразователей [11, 12]. Сигнал обратной связи (ОС) из-за высокого напряжения на нагрузке и особенностей формы

кривой напряжения на обмотках трансформатора обратногоходовой схемы [13] часто снимают введением дополнительной трансформаторной обмотки в противовес использованию делителя на выходе источника. Для этого необходимо обеспечить достаточную электроизоляцию между обмотками с целью исключения пробоя, а для получения высоких значений КПД – максимально уменьшать индуктивность рассеяния силовых трансформаторов [14–16].

### Существующие проблемы

Для обеспечения нормальной работы ИП в условиях часто меняющейся импульсной нагрузки переходные процессы при её переключении должны происходить максимально быстро, чтобы гарантировать возможность накопления энергии при заряде выходного ёмкостного накопителя в промежутке между интервалами его разряда на потребителя. Нередко с целью обеспечения электромагнитной совместимости (ЭМС) на время работы нагрузки ИП отключается. Основная работа ИП в таких случаях сводится к обеспечению заряда накопителя в перерывах между импульсами нагрузки. Скорость нарастания напряжения на ёмкостном накопителе пропорциональна выходному току источника. Для идеального ИП, работающего на импульсную нагрузку, во время переходного процесса, вызванного её изменением, должны выполняться следующие условия: коэффициент усиления в цепи обратной связи  $K_{yc} \rightarrow \max$ , ток заряда выходного ёмкостного накопителя  $I = \max = \text{const}$ , длительность переходного процесса  $t_{\text{пт}} \rightarrow 0$ . При незначительном «провале» выходного напряжения в момент скачкообразного изменения нагрузки кривая выходного тока источника по форме повторяет кривую отбираемой из источника мощности:  $P \equiv I$ . За время переходного процесса ток должен зарядить выходной ёмкостный накопитель, компенсируя спад напряжения и нём. Для идеального случая, при котором длительность «провала» минимальна, отбираемая из источника мощность должна быть максимально возможной и не уменьшаться на протяжении всего времени восстановления выходного напряжения ИП.

Реальный источник не может обеспечить такой характеристики. Выдаваемая им мощность в момент наброса нагрузки не сохраняет максимального значения и снижается по экспоненциальному закону. При необходимости увеличения отбираемой от источника мощности схема претерпевает ряд существенных изменений. «Броски» мощности потребуют введения дополнительных требований к входному фильтру источника ввиду образования больших импульсов тока в моменты переключения нагрузки. Возрастут наводки на схему управления и потребителей, что требует обеспечения более качественной конструкции ИП и, скорее всего, повлечёт за собой принятие специальных мер по экранировке отдельных узлов изделия. Силовые транзисторы и диоды должны выбираться, исходя из работы ИП на максимальную, а не среднюю мощность, при этом ужесточатся требования к напряжению сток-исток  $U_{\text{си}}$  силовых транзисторов из-за характерных «выбросов» в моменты их переключения. Выходной накопитель должен заряжаться большим током ИП. Схема управления должна максимально быстро открывать силовые транзисторы.

Таким образом, подход, связанный с сокращением времени выхода на режим между импульсами нагрузки за счёт оптимальной настройки контура обратной связи и увеличения мощности ИП, приводит к необходимости проектирования источника, исходя не средней её величины  $P_{\text{ср}}$ , а с учётом пиковых «бросков»  $P_{\text{max}}$ , создаваемых ИП в момент начала заряда ёмкостного накопителя, и способствует увеличению размеров и стоимости всего изделия.

Другой подход, вызывающий увеличение выходного тока источника на время переходного процесса, заключается в искусственном поднятии уровня холостого хода (ХХ) выходного напряжения. Время, за которое напряжение на ёмкостном накопителе достигнет своего первоначального уровня, сократится за счёт большей величины тока, однако полный выход на режим до нового уровня ХХ потребует дополнительного промежутка  $t_{\text{дон}}$ . Подъём выходного напряже-

ния осложнит работу схемы управления источника и потребует дополнительной проработки силовых высоковольтных трансформаторов.

### Предлагаемый метод

Цель настоящей работы – показать, что желаемого результата – обеспечения нормальной, согласованной работы ИП и высокочастотной импульсной нагрузки – можно добиться качественно иным методом: исключением работы цепи ОС источника на интервале сброса нагрузки. В этом случае при сохранении длительности переходного процесса и постоянстве уровня холостого хода выходного напряжения мощность источника можно значительно сократить (рис. 2, а). Все проблемы при работе ИП на импульсную нагрузку связаны с корректирующим звеном в цепи ОС. Даже при удачной его настройке изменение выходного напряжения источника будет определяться экспоненциальным законом, где каждому значению выходного напряжения соответствует своё значение выходного тока. Экспоненциальная зависимость определяется логикой работы схемы управления ИП – реакцией на изменение  $\Delta U_{\text{вых}}$  петли ОС источника.

При исключении ОС в момент сброса нагрузки работа ИП осуществляется с неизменным током, ограничиваемым лишь мощностью имеющегося источника, однако при этом необходимо, чтобы в момент достижения выходным напряжением своего номинального уровня происходило обратное «включение» схемы ОС с целью защиты нагрузки от перенапряжения. Ток заряда выходного ёмкостного накопителя будет ограничиваться только номинальной мощностью ИП  $P_{\text{ип}}$ , которая меньше «броска» мощности, вызываемого работой петли ОС. Вместе с тем, пропадает и экспоненциальная зависимость заряда выходного накопителя, характерная для типовых структур ИП (рис. 2, б).

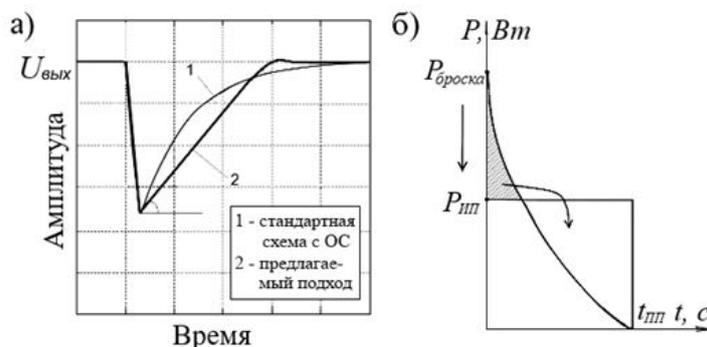


Рис. 2. Экспоненциальный и линейный законы нарастания напряжения на выходном ёмкостном накопителе (а) и отбираемая при этом от источника мощность (б)

Fig. 2. а – Exponential and linear increase of voltage on the output capacitive storage, б – output power taken from the power supply device

### Реализация метода

Для реализации предлагаемого принципа необходимо использовать разницу между текущим значением выходного напряжения ИП и пороговым напряжением переключения. Если  $U_{\text{вых}} < U_{\text{порог}}$ , ОС не работает. Схема управления следит за уровнем выходного напряжения, и в момент достижения  $U_{\text{вых}} = U_{\text{порог}}$  срабатывает переключатель, который производит включение цепи ОС. Для разных уровней  $U_{\text{порог}}$  момент включения будет отличаться, но отбираемый от источника ток – всегда имеет одно и то же значение. На время работы нагрузки с целью обеспечения ЭМС работа ИП при помощи соответствующего синхроимпульса управления прекращается, обеспечивая задержку.

Реализация такой структуры управления на одном высоковольтном ИП возможна, однако, влечёт определённые трудности с точки зрения более тщательной проработки конструкции трансформаторов (для уменьшения «выбросов» напряжения на силовых транзисторах) и обеспечения минимальной задержки в момент переключения между режимами. В схеме могут возникнуть проблемы в режиме малых импульсных токов. Также к недостаткам можно отнести необходимость строгого отслеживания порогового уровня переключения и напряжения нагрузки. Сложность реализации предлагаемого варианта упрощается введением второго, маломощного источника, отвечающего за работу на холостом ходу. Примем следующее обозначение источников питания.

ИП1 (МИП) – мощный источник питания, отвечающий за заряд выходного накопителя  $C_{нак}$  после наброса импульсной нагрузки и работающий на максимальном токе для обеспечения минимальной длительности переходного процесса,  $P_{ИП1} = P_{max}$ .

ИП2 (ММИП) – маломощный источник питания, обеспечивающий стабилизацию выходного напряжения в режиме холостого хода.

Силовую схему МИП следует разбить на несколько одинаковых частей ( $N$  трансформаторов,  $N$  транзисторов) с первичными обмотками, включенными параллельно и вторичными обмотками, включенными последовательно (рис. 3, а). В результате такого включения, помимо увеличения мощности, сокращаются потери на силовых транзисторах, уменьшается предельное напряжение пробоя для выходных высоковольтных выпрямительных диодов, что позволяет упростить их выбор, а также поднять КПД источника. Для маломощного источника следует воспользоваться тем же преимуществом и, если одного силового транзистора для ИП вполне достаточно, то вторичная обмотка разбивается на несколько обмоток, включенных последовательно (рис. 3, б). Выходные части источников включаются параллельно друг относительно друга и соединяются с выходным накопителем.

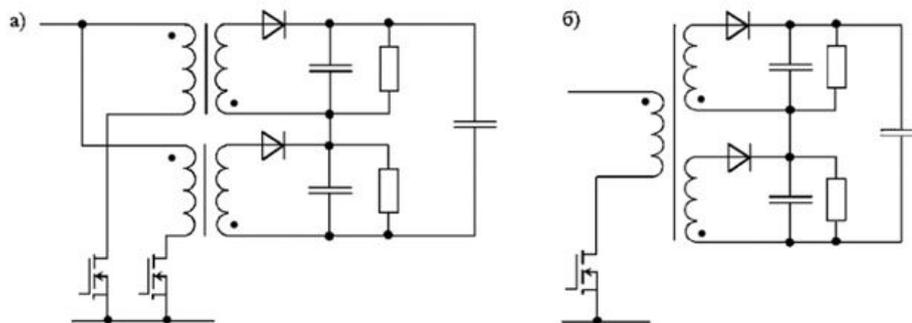


Рис. 3. Силовая схема МИП (а) и ММИП (б)

Fig. 3. Power circuit of high-power (a) and low-power (b) supply device

Использование двух источников не приводит к увеличению размеров всего устройства, поскольку даже увеличение количествамоточных изделий компенсируется уменьшением их размеров. Функции, реализуемые источниками, приведены в табл. 1. Помимо сокращения длительности переходного процесса, такое их распределение позволяет оптимизировать КПД, размеры, уменьшить стоимость и вес разработки. Основное преимущество получается из возможности использования максимума мощности ИП (МИП) при заряде ёмкостного накопителя и последующего переключения по достижению определенного порогового уровня  $U_{вых}$  в маломощный режим с работой с ОС по напряжению (ММИП).

Таблица 1

Параметр	МИП		ММИП	
	Основное назнач.	Доп. сервис	Основное назнач.	Доп. сервис
Работа на макс. мощность	+			
Стабилизация вых. напряж.			+	
Ограничение превышения вых. напряж.		+		
Защита по превышению тока		+		+

Для обеспечения переключения между источниками необходимо сформировать соответствующий управляющий сигнал. Следить за уровнем  $U_{вых}$  при помощи трансформаторной обмотки нельзя, т.к. сигнал с неё не всегда будет соответствовать напряжению на выходном ёмкостном накопителе устройства. При импульсной нагрузке, где принцип работы высоковольтного ИП заключается в заряде выходного накопителя на коротком промежутке между импульсами нагрузки, фиксация этого уровня с обмоток трансформатора труднореализуема. Для организации сигнала переключения можно воспользоваться напряжением  $U_H n$ , снимаемым со стока силового транзистора МИП, где  $U_H$  – напряжение нагрузки,  $n$  – коэффициент трансформации, которое после масштабирования на коэффициент  $K$  сравнивается с помощью компаратора с некоторым опорным напряжением, ответственным за порог переключения с МИП на ММИП. Для исключения из сигнала составляющей входного напряжения питания источника  $E_{П}$ , на инверсном входе компаратора к опорному сигналу введена соответствующая поправка. Схема формирования сигнала переключения между МИП и ММИП приведена на рис. 4.

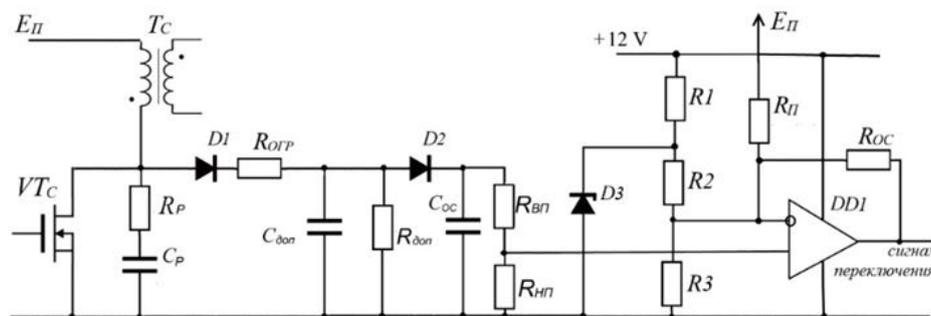


Рис. 4. Схема переключения с МИП на ММИП

Fig. 4. Switching scheme from high-power to low-power supply device

Сигнал на выходе компаратора  $DD1$  инициирует переключение между преобразователями МИП и ММИП за счёт включения (выключения) драйверов их силовых транзисторов. Из-за паразитных параметров высоковольтного трансформатора в напряжении на стоке силового транзистора присутствует высокочастотный (в/ч) выброс, препятствующий достижению высокой стабильности работы схемы. Исключить его поможет введение вместо резистора  $R_{дон}$  разрядной цепочки  $R_d$  и  $VT_p$  (рис. 5, а), работа которой осуществляется в момент открытия силового транзистора  $VT_c$  (рис. 5, б). Разрядный резистор  $R_d$  определяет скорость разряда конденсатора  $C_{дон}$ , обеспечивая уменьшение выброса напряжения в двух режимах работы ИП: холостого хода и нагрузки.

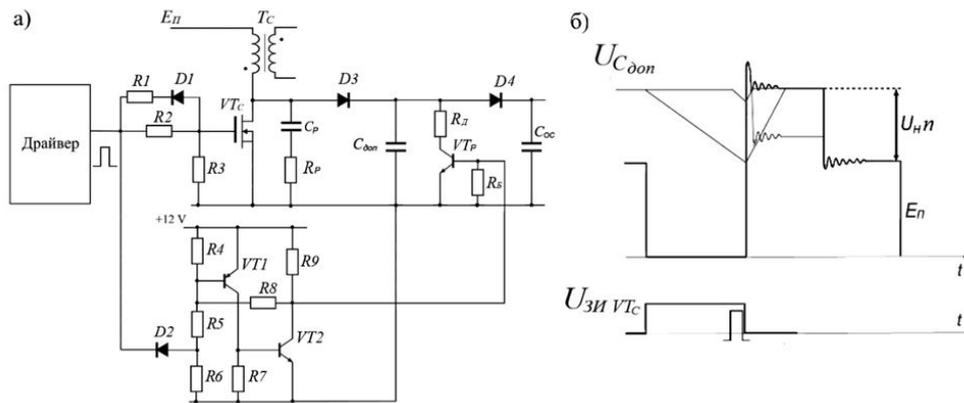


Рис. 5. Схема исключения высокочастотного выброса из сигнала переключения (а) и принцип её работы (б)  
 Fig. 5. а – Schematic diagram of high-frequency voltage peak elimination in switching signal, б – principle of its operation

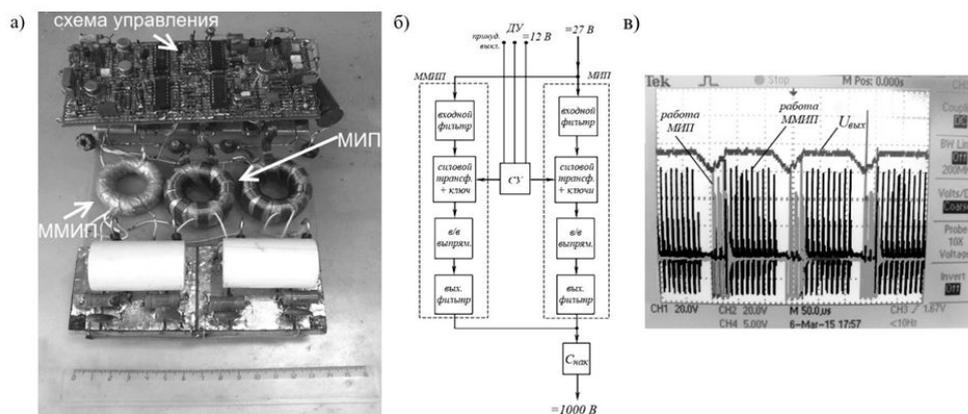


Рис. 6. Макет источника, габаритные размеры: 200мм x 140мм x 30мм (а), структурная схема источника (б), осциллограмма напряжения на выходном ёмкостном накопителе и напряжения сток-исток силовых транзисторов МИП и ММИП при работе ИП на импульсную нагрузку (в)  
 Fig. 6. Model of the power supply, а – overall dimensions: 200mm x 140mm x 30mm, б – block diagram of the power supply, в – oscillogram of the voltage on the output capacitive storage and the drain-source voltage of power transistors in high-power and low-power supply devices

### Результаты

Для проверки всех предложенных принципов был создан физический макет с выходным напряжением 1 кВ (рис. 6, а). Длительности импульсов нагрузки составляет 20мкс с периодом повторения 100мкс. МИП работает в режиме преобразователя с отсутствием регулировки выходного напряжения на требуемом для нагрузки уровне. Обратная связь по напряжению МИП используется лишь для организации дополнительной защиты по превышению выходного напряжения и выставлена на уровне 1,3...1,4 кВ. С помощью МИП происходит заряд выходного накопителя  $C_{нак}$  до заданного уровня ( $\approx 1$ кВ) максимальным током преобразователя. При достижении этого уровня МИП выключается и включается ММИП, который поддерживает выходное напряжение на уровне 1кВ. Оба преобразователя работают на частоте  $f = 100$  кГц. Структурная схема макета представлена на рис. 6, б.

По результатам эксперимента время включения МИП после окончания импульса нагрузки составило не более 10 мкс, время переключения между МИП и ММИП составило единицы микросекунд (рис 6, в). При входном токе 9 А, входном напряжении 27 В и выходном токе 0,2 А, выходном напряжении 1 кВ КПД источника составил 82%.

### Заключение

Представленный принцип построения источника электропитания предназначен для использования в изделиях с импульсной нагрузкой, время работы которой лежит в диапазоне единиц-десятков микросекунд при периоде повторения в десятки-сотни микросекунд. Основная задача источника в таких условиях заключается в заряде выходного ёмкостного накопителя в промежутках между импульсами нагрузки. Принцип разделения источника на два взаимодополняющих: мощного и маломощного, не требуя значительных затрат, позволяет уменьшить суммарную мощность ИП по сравнению с другими преобразователями, работающими в аналогичном режиме. Мощность источника исходит из средней мощности потребления нагрузки с учётом выключения ИП в момент импульса нагрузки. Всё это позволяет оптимизировать КПД и размеры всего устройства, уменьшить стоимость и вес разработки.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] **Белов Л.** Мощные усилители сверхвысоких частот, *Электроника: Наука, Технология, Бизнес*, 6 (2006) 66–70.
- [2] **Kitamura T., Yamada M., Harada S., Koyama M.** Development of High-Power Density Interleaved DC/DC Converter with SiC Devices, 196. (2016) 22–29.
- [3] **Butler S.** Enabling a Powerful Decade of Changes [Flyback]. *IEEE Power Electronics Magazine*, 6 (2019) 18–26.
- [4] **Pesce C., Riedemann J., Pena R., Jara W., Maury C., Villalobos R.** A Modified Step-Up DC-DC Flyback Converter with Active Snubber for Improved, *Energies*, 12 (2019) 1–17.
- [5] **Ravi V., Lakshminarasamma N.** Steady state voltage gain of flyback converters for high voltage low power applications, 2016 IEEE International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES), (2016) 1–6.
- [6] **Barsoum N., Stanley G.** Design of High Voltage Low Power Supply Device, *Universal Journal of Electrical and Electronic Engineering*, 3 (1) (2015) 6–12.
- [7] **Владимиров Е., Ланцов В., Лебедева О.** Высоковольтный импульсный источник питания большой мощности с управлением от микропроцессора. Часть 2, *Современная электроника*, 1 (2008) 42–47.
- [8] **Chen W., Ruan X., Yan H., Tse C.K.** DC/DC Conversion Systems Consisting of Multiple Converter Modules: Stability, Control, and Experimental Verifications, *IEEE Transactions on Power Electronics*, 6 (24) (2009) 1463–1474.
- [9] **Keogh B., Long B., Leisten J.** Design improvements for Primary-Side-Regulated high-power flyback converters in Continuous-Conduction-Mode, 2015 IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC), (2015) 492–497.
- [10] **Ravi V., Lakshminarasamma N.** Modeling, Analysis and Implementation of High Voltage Low Power Flyback Converter Feeding Resistive Loads, *IEEE Transactions on Industry Applications*, 5 (54) (2018) 4682–4695.
- [11] **Hyeok-Jin Y.** High-Voltage Input and Low-Voltage Output Power Supply for Modular Multi-Level Converter, 2016 IEEE Transportation Electrification Conference and Expo, Asia-Pacific (ITEC Asia-Pacific), (2016) 157–162.

[12] Davari P., Zare F., Ghosh A. Parallel and Series Configurations of Flyback Converter for Pulsed Power Applications, 2012 7th IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA), (2012) 1517–1522.

[13] Zelnik R., Prazenica M. Multiple Output Flyback Converter Design, Transactions on Electrical Engineering, 8 (3) (2019) 32–39.

[14] Leuenberger D., Biela J. Accurate and Computationally Efficient Modeling of Flyback Transformer Parasitics and their Influence on Converter Losses, 17th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'15 ECCE-Europe), (2015) 1–10.

[15] Bielskis E., Baskys A., Sapurov M. Impact of Transformer Design on Flyback Converter Voltage Spikes, Elektronika ir Elektrotechnika, 22(5) (2016) 58–61.

[16] Bielskis E., Šapurov M., Platakis A. Investigation of Flyback Transformer Flux Leakage Reduction Ways, Mokslas – Lietuvos ateitis, 9(3) (2017) 312–317.

### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ОРЕЛ Евгений Александрович** – инженер, Акционерное общество "Научно-исследовательский институт "Вектор", без степени.

E-mail: orel.geny@yandex.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 16.05.2020

### REFERENCES

[1] L. Belov, Moshchnyye usiliteli sverkhvysokikh chastot, Elektronika: Nauka, Tekhnologiya, Biznes, 6 (2006) 66–70.

[2] T. Kitamura, M. Yamada, S. Harada, M. Koyama, Development of High-Power Density Interleaved DC/DC Converter with SiC Devices, 196. (2016) 22–29.

[3] S. Butler, Enabling a Powerful Decade of Changes [Flyback]. IEEE Power Electronics Magazine, 6 (2019) 18–26.

[4] C. Pesce, J. Riedemann, R. Pena, W. Jara, C. Maury, R. Villalobos, A Modified Step-Up DC-DC Flyback Converter with Active Snubber for Improved, Energies, 12 (2066) (2019) 1–17.

[5] V. Ravi, N. Lakshminarasamma, Steady state voltage gain of flyback converters for high voltage low power applications, 2016 IEEE International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES), (2016) 1–6.

[6] N. Barsoum, G. Stanley, Design of High Voltage Low Power Supply Device, Universal Journal of Electrical and Electronic Engineering, 3 (1) (2015) 6–12.

[7] Ye. Vladimirov, V. Lantsov, O. Lebedeva, Vysokovoltnyy impulsnyy istochnik pitaniya bolshoy moshchnosti s upravleniyem ot mikroprotsessora. Chast 2, Sovremennaya elektronika, 1 (2008) 42–47.

[8] W. Chen, X. Ruan, H. Yan, C.K. Tse, DC/DC Conversion Systems Consisting of Multiple Converter Modules: Stability, Control, and Experimental Verifications, IEEE Transactions on Power Electronics, 6 (24) (2009) 1463–1474.

[9] B. Keogh, B. Long, J. Leisten, Design improvements for Primary-Side-Regulated high-power flyback converters in Continuous-Conduction-Mode, 2015 IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC), (2015) 492–497.

[10] V. Ravi, N. Lakshminarasamma, Modeling, Analysis and Implementation of High Voltage Low Power Flyback Converter Feeding Resistive Loads, IEEE Transactions on Industry Applications, 5 (54) (2018) 4682–4695.

[11] Y. Hyeok-Jin, High-Voltage Input and Low-Voltage Output Power Supply for Modular Multi-Level Converter, 2016 IEEE Transportation Electrification Conference and Expo, Asia-Pacific (ITEC Asia-Pacific), (2016) 157–162.

[12] **P. Davari, F. Zare, A. Ghosh**, Parallel and Series Configurations of Flyback Converter for Pulsed Power Applications, 2012 7th IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA), (2012) 1517–1522.

[13] **R. Zelnik, M. Prazenica**, Multiple Output Flyback Converter Design, Transactions on Electrical Engineering, 8 (3) (2019) 32–39.

[14] **D. Leuenberger, J. Biela**, Accurate and Computationally Efficient Modeling of Flyback Transformer Parasitics and their Influence on Converter Losses, 17th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'15 ECCE-Europe), (2015) 1–10.

[15] **E. Bielskis, A. Baskys, M. Sapurov**, Impact of Transformer Design on Flyback Converter Voltage Spikes, Elektronika ir Elektrotechnika, 22(5) (2016) 58–61.

[16] **E. Bielskis, M. Šapurov, A. Platakis**, Investigation of Flyback Transformer Flux Leakage Reduction Ways, Mokslas – Lietuvos ateitis, 9(3) (2017) 312–317.

### THE AUTHORS

**OREL Evgeniy A.** – *NII Vector*.

E-mail: orel.geny@yandex.ru

**Received: 16.05.2020**

DOI: 10.18721/JEST.26204  
УДК 62-97

*К.В. Осинцев, С.В. Алюков*

Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия

## **МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РАЗРЫВНЫХ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ТЕЧЕНИЙ С ПРИМЕНЕНИЕМ НОВОГО МЕТОДА АППРОКСИМАЦИИ**

Показано, что в настоящее время используются стандартные методы аппроксимации при использовании метода конечных объемов в задачах разрывных газодинамических течений. Кроме того, актуальность темы связана с разработкой методологии теоретических и практических исследований газодинамики и теплообмена при течении газа в трубе на основе математической модели с использованием новых методов аппроксимации разрывных функций. Приводится описание схемы С.К. Годунова, основанной на аппроксимации потоков на границах ячеек разностной сетки с помощью точного решения задачи Римана о распаде газодинамического разрыва. Авторы указывают на серьезную погрешность в расчетах при аппроксимации с использованием рядов Фурье, появление эффекта Гиббса. Впервые представлена схема аппроксимации профессора С.В. Алюкова в применении к разрывному газодинамическому течению. Анализ точных решений и расчетных данных авторов показал расхождение между ними 4–5%. Подтверждена возможность использования нового методологического подхода к решению задач газодинамики разрывных потоков при их математическом моделировании и использовании разностных схем.

*Ключевые слова:* разрывные газодинамические течения, ударные волны, контактные разрывы, новые методы аппроксимации, численная проверка.

*Ссылка при цитировании:*

Осинцев К.В., Алюков С.В. Математическое моделирование разрывных газодинамических течений с применением нового метода аппроксимации // Материаловедение. Энергетика. 2020. Т. 26, № 2. С. 41–55. DOI: 10.18721/JEST.26204

Это статья открытого доступа, распространяемая по лицензии CC BY-NC 4.0 (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

*K.V. Osintsev, S.V. Aliukov*

South Ural State University, Chelyabinsk, Russia

## **MATHEMATICAL MODELING OF DISCONTINUOUS GAS-DYNAMIC FLOWS USING A NEW APPROXIMATION METHOD**

The paper shows researchers currently apply standard approximation methods when using the finite volume method in problems of discontinuous gas-dynamic flows. In addition, the topic is relevant due to development of a methodology for theoretical and practical studies of gas dynamics and heat transfer during gas flow in a pipe based on a mathematical model using new methods for approximating discontinuous functions. The paper describes S.K. Godunov's circuit, based on the approximation of flows at the cells boundaries of the difference grid using the exact solution of the Riemann problem of the gas-dynamic discontinuity decay. The authors point out a serious error in the calculations during approximation using Fourier series, as the Gibbs effect occurs. The paper presents Professor S.V. Alyukov's approximation

scheme applied to a discontinuous gas-dynamic flow for the first time. The authors' analysis of the exact solutions and calculated data showed a difference of 4–5% between them. The results confirm the possibility of using a new methodological approach to solving the problems of gas dynamics of discontinuous flows in their mathematical modeling and use of difference schemes.

*Keywords:* discontinuous gas-dynamic flows, shock waves, contact discontinuities, new approximation methods, numerical verification.

*Citation:*

K.V. Osintsev, S.V. Aliukov, Mathematical modeling of discontinuous gas-dynamic flows using a new approximation method, *Materials Science. Power Engineering*, 26 (02) (2020) 41–55, DOI: 10.18721/JEST.26204

This is an open access article under the CC BY-NC 4.0 license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

**Введение.** Создание математического аппарата для описания процессов распространения пламени в замкнутом пространстве начались в первой половине XX века. Самые первые модели по теории экзотермического скачка основаны на условии Чепмена-Жуге [1] возникновения детонационных волн и описываются алгебраическими соотношениями. Модель Зельдовича-Неймана-Дёринга [2] в теории применима для системы координат экзотермического скачка, использует одномерную стационарную систему обыкновенных дифференциальных уравнений с учетом реакций и начальных условий. При интегрировании этой системы уравнений можно обнаружить связь с параметрами Чепмена-Жуге за экзотермическим скачком. Явление детонации в газе невозможно описать без учета поперечных волн [3], создающих ячеистую структуру [4] фронта пламени при детонации. Учесть протекающие химические реакции в газе при детонации можно по упрощенным моделям, например Коробейникова-Левина [5], или более сложным с детальным [6] и глобальным [7] кинетическим механизмом горения. Все современные компьютерные программы основаны на математических трехмерных моделях [8] процесса горения и детонации газа с учетом волн детонации. Современные исследования в областях, связанных с ударными волнами [9, 10] и использованием производных при математическом описании процесса [11, 12] связаны с визуализацией течений газов и повышением точности вычислений. Следует отметить работы L. Laguarda и Y. Tao с соавторами о несимметричной задаче течения [13, 14]. Также интересны исследования о пограничном слое при течении газа [15] и влиянии угла отражения ударной волны [16]. A. Sharma и R. García-Mayoral проводят математическое моделирование турбулентных течений [17, 18]. Аналогичные работы проводятся другими исследователями [19, 20], в том числе при обтекании тел сложной формы в каналах [21]. 3. Обычно аппроксимации проводятся не только обобщенными функциями, которые можно, но и другими типа функций, что значительно затрудняет процесс аппроксимации, снижает точность расчетов. Не все основные функции параметров течения для  $k$ - $\omega$  компьютерного моделирования могут быть аппроксимированы существующими методиками. Полученные приближения описывают исходную функцию. В работах [17, 18] выдвигаются предложения по улучшению математического аппарата стандартной модели  $k$ - $\omega$ , однако существенно это не улучшает качественные и количественные характеристики процесса математического описания газодинамических течений.

Однако, даже в современных программах существует ряд нерешенных проблем. При рассмотрении дифференциальной краевой задачи используют разностную схему с определенным заранее порядком точности или определенный порядок аппроксимации. Наиболее распространенным в области газовой динамики является метод конечных объемов.

Разрывные течения, ударные волны и скачки уплотнений встречаются при дозвуковом и сверхзвуковом течении газа. В этом случае вводится понятие контактных поверхностей разрыва между двумя газами, которые остаются по обе стороны поверхности и не перемешиваются. Ос-

цилляции появляются при рассмотрении разрывных течений газов в совокупности с использованием центрально-разностных методов, рис. 1.

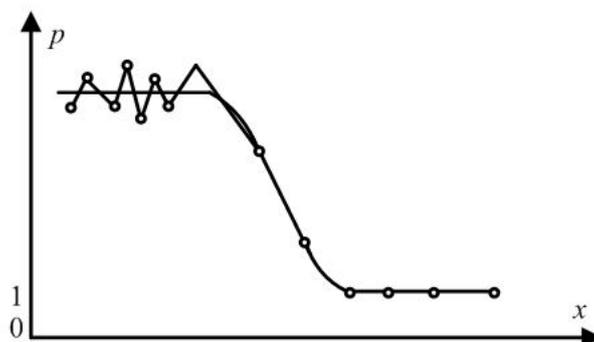


Рис.1. Пример осцилляции давления  
Fig. 1. Example of pressure oscillation

Такое явление в математике принято называть явление Гиббса [22], которое появляется только при разложении в ряд Фурье, особенно это наглядно для разрывных функций, описывающих газодинамические процессы. Разложение функции в ряды является неустойчивым, поэтому необходимо снижать осцилляции в подобных задачах, например в задаче Сода. Подобные задачи – модельные, а для повышения устойчивости при математическом моделировании используется вместо обычной искусственная вязкость.

Актуальность работы. В случае центрально-разностных схем с искусственной вязкостью применяется высокий порядок аппроксимации, что не всегда способствует качеству математического описания и затрачивает много времени на проведение расчетов и построение графиков. Для повышения точности расчетов и снижения осцилляций необходимо использовать новые методы аппроксимации. В данной работе предлагается новый методологический подход к решению задач газодинамики разрывных потоков при их математическом моделировании и использовании разностных схем.

Цель работы – внедрение новых методов аппроксимации при математическом моделировании разрывных газодинамических течений, а также оценка погрешности аппроксимации методом С.В. Алюкова.

### Методы и материалы

Дифференциальные уравнения газовой динамики с учетом химических реакций интегрируются по каждому объему. В основу метода конечных объемов положено уравнение в частных производных:

$$\frac{\partial u}{\partial t} + \operatorname{div}(f) = g(u), \quad (1)$$

$$\operatorname{div}(f) = \frac{\partial f_1}{\partial x_1} + \frac{\partial f_2}{\partial x_2}, \quad (2)$$

причем в формулах (1) и (2)  $f = (f_1, f_2)$  – вектор-функция.

Далее уравнение (1) интегрируется по произвольному объему  $V$ :

$$\int_V \frac{\partial u}{\partial t} dV + \int_V \operatorname{div}(f(u)) dV = \int_V g(u) dV. \quad (3)$$

По теореме Остроградского-Гаусса интеграл по объему  $\text{div}(f)$  равен интегралу по поверхности объема:

$$\int_V \text{div}(f(u))dV = \oint_{\partial V} (f \cdot n) dS, \quad (4)$$

где  $\partial V$  – поверхность объема  $V$ ,  $n$  – единичный вектор внешней нормали к поверхности  $\partial V$ , а выражение  $\oint_{\partial V} (f \cdot n) dS$  – поток векторного поля  $f$  через поверхность  $\partial V$ .

В результате получим интегральный закон сохранения:

$$\int_V \text{div}(f(u))dV + \oint_{\partial V} (f \cdot n) dS = \int_V g(u)dV. \quad (5)$$

Таким образом, скорость изменения величины  $u$  в объеме  $V$  равна сумме потока этой величины через границу объема  $V$  и мощности источника внутри объема  $V$ .

Однако возникает проблема отыскания потока через грань, в первую очередь, связанная с использованием систем уравнений с разрывом первого рода.

Стандартные схемы аппроксимации потоков через грань при использовании метода конечных объемов. Предположим, что решение уравнения (5) известно – это функция непрерывного аргумента  $u$ . Для каждой  $i$ -той ячейки определяется средняя по объему величину  $u$ :

$$\bar{u}_i = \frac{1}{V_i} \int_{V_i} u dV. \quad (6)$$

После ряда преобразований можно получить разностную схему метода конечных объемов:

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{1}{V_i} \sum_{\alpha=1}^N f_{\alpha} \cdot n_{\alpha} \cdot S_{\alpha} = g(\bar{u}_i), \quad (7)$$

где  $S_{\alpha}$  – площадь грани  $\alpha$ ,  $n_{\alpha}$  – единичная внешняя нормаль к грани  $\alpha$ ,  $f_{\alpha}$  – значение вектора  $f$  в центре грани  $\alpha$ . В этом случае остается только конкретизировать способ вычисления  $f_{\alpha}$  через значения искомой переменной  $\bar{u}_i$  в центрах ячеек, а также способ аппроксимации производной по времени.

Рассмотрим способы аппроксимации  $f_{\alpha}$  на примере сетки, рис. 2.

Предположим, что  $g(\bar{u}_i) = 0$ , тогда при аппроксимации производной по времени  $\tau$  разностью вперед получим:

$$\frac{\bar{u}_{ij}^{n+1} - \bar{u}_{ij}^n}{\tau} + \frac{1}{V_{ij}} \left[ (f \cdot S)_{i+1/2} - (f \cdot S)_{i-1/2} - (f \cdot S)_{j+1/2} - (f \cdot S)_{j-1/2} \right]. \quad (8)$$

Способы вычисления численных потоков  $(f \cdot S)_{i\pm 1/2}$  и  $(f \cdot S)_{j\pm 1/2}$  различны.

Например, можно использовать центрально-разностную схему, о недостатках которой в случае разрывных газодинамических течений было сказано ранее, тогда получим:

$$\frac{\partial \bar{u}_{ij}}{\partial t} + a_1 \frac{\bar{u}_{i+1,j} - \bar{u}_{i-1,j}}{2h_1} + a_2 \frac{\bar{u}_{i,j+1} - \bar{u}_{i,j-1}}{2h_2} = 0, \quad (9)$$

где  $a_1$  и  $a_2$  – постоянные коэффициенты.

Или можно использовать противопотоковую схему 1 порядка аппроксимации:

$$f_{i+1/2} = \begin{cases} f_i, & \text{если } a_{i+1/2} \geq 0 \\ f_{i+1}, & \text{если } a_{i+1/2} < 0 \end{cases} \quad (10)$$

где

$$a_{i+1/2} = \left( \frac{\partial f_1}{\partial u}(u_{i+1/2}), \frac{\partial f_2}{\partial u}(u_{i+1/2}) \right) \cdot n_{i+1/2}. \quad (11)$$

В случае применения противопотоковой схемы для системы уравнений разрывного газодинамического течения необходимо перейти к инвариантам Римана и обратно.

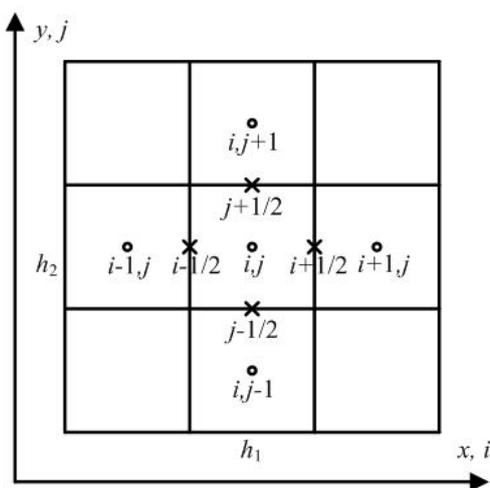


Рис. 2. Разностная сетка с шагами  $h_1$  и  $h_2$

Fig. 2. Difference grid with steps  $h_1$  and  $h_2$

Сравнение с наиболее близкими аналогами.

Наиболее близкой по точности расчетов является схема С.К. Годунова [25]. Рассмотренная схема является противопотоковой и относится к стандартным схемам. Начальные условия на границе разрыва задаются кусочно-линейными функциями.

Кусочно-линейные функции. Методы аппроксимации с использованием рядов Фурье, появление эффекта Гиббса.

Кусочно-линейные функции представляют собой отрезки на каждом участке, соответственно решение может быть получено при использовании теории линейных систем.

Наверное, самым известным способом аппроксимации является разложение в ряд Фурье.

$$f = \sum_{k=1}^{\infty} c_k \cdot \varphi_k, \quad (12)$$

где  $\{\varphi_1, \varphi_2, \dots, \varphi_n, \dots\}$  представлена как ортогональная система в функциональном гильбертовом пространстве  $L_2[-\pi, \pi]$  измеримых функций с интегрируемыми по Лебегу квадратами,  $f \in L_2[-\pi, \pi], c_k = (f_k \cdot \varphi_k) / \|\varphi_k\|^2$ . Используется тригонометрическая система  $2\pi$ -периодических функций  $\{1, \sin nx, \cos nx, n \in N\}$  в качестве ортогональной.

Покажем, что использование рядов Фурье для аппроксимации кусочно-линейных функций приводит к появлению достаточно высокой погрешности вычислений при аппроксимации. Кроме того, выделим специфические скачкообразные волны аппроксимирующей функции в окрестности точек разрыва  $O_\delta = (x_0)$ . Для таких точек

$$\sup_{x \in O_\delta / \{x_0\}} |f(x) - S_n(x)| \xrightarrow{n \rightarrow \infty} A \neq 0, \quad (13)$$

где  $S_n(x)$  – частичная сумма ряда Фурье [22]. Например, для функции

$$f_0(x) = \text{sign}(\sin x) \quad (14)$$

с прямоугольными импульсами точка  $x = \pi/m$ , где  $m = 2[(n+1)/2]$  и  $[A]$  – целая часть числа  $A$ , является точкой максимума частичной суммы  $S_n(f_0)$  ряда Фурье [24],

$$S_n(f_0, \pi/m) \xrightarrow{n \rightarrow \infty} \frac{2}{\pi} \int_0^\pi \frac{\sin t}{t} dt \approx 1,17898, \quad (15)$$

абсолютная погрешность равна

$$\left| f_0(\pi/m) - \lim_{n \rightarrow \infty} S_n(f_0, \pi/m) \right| > 0,178, \quad (16)$$

а относительная погрешность составит более 17% [25].

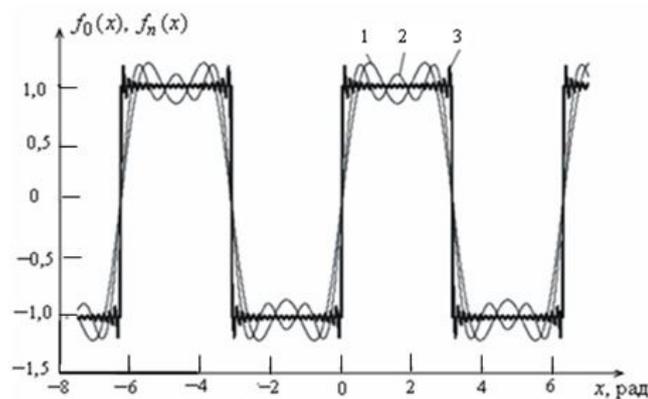


Рис. 3. Погрешности аппроксимации с помощью разложения в ряд Фурье  
Fig. 3. Approximation errors using Fourier series expansion

На рис. 3 кривая 3 соответствует графику аппроксимирующей функции

$$f_n(x) = \sum_{n=1}^{20} c_n \cdot \varphi_n, \quad (17)$$

показывает высокую погрешность аппроксимации, здесь отчетливо виден эффект Гиббса [25].

Для функций имеющих ограниченную вариацию на отрезке  $[a, b]$ , с изолированной точкой разрыва  $x_0 \in (a, b)$  выполняется условие [25]:

$$\lim_{n \rightarrow \infty} S_n(f, x_0 + \pi/m) = f(x_0, 0) + \frac{d}{2} \left( \frac{2}{\pi} \int_0^\pi \frac{\sin t}{t} dt - 1 \right), \quad (18)$$

где  $d = f(x_0 + 0) - f(x_0 - 0)$ .

Покажем, что  $\Delta = \Delta(x)$ ,  $\delta = \delta(x)$  – абсолютная и относительная погрешности аппроксимации соответственно не имеют предела увеличения.

И на самом деле получим, что

$$\begin{aligned} \lim_{n \rightarrow \infty} \Delta(x_0 + \pi/m) &= \lim_{n \rightarrow \infty} |S_n(f, x_0 + \pi/m) - f(x_0 + \pi/m)| = \\ &= \left| \lim_{n \rightarrow \infty} S_n(x_0 + \pi/m) - \lim_{n \rightarrow \infty} f(x_0 + \pi/m) \right| = \\ &= \left| f(x_0 + 0) + \frac{d}{2} \left( \frac{2}{\pi} \int_0^\pi \frac{\sin t}{t} dt - 1 \right) - f(x_0 + 0) \right| = \\ &= \left| \frac{d}{2} \left( \frac{2}{\pi} \int_0^\pi \frac{\sin t}{t} dt - 1 \right) \right| = \Delta(d), \end{aligned} \quad (19)$$

Причем функция  $\Delta(d)$  – бесконечно большая величина, поскольку

$$\begin{aligned} \forall M > 0 \exists d = d^*(M) > 0 \forall d : |d| > d^* \Rightarrow \\ \Rightarrow \Delta(d^*) &= \left| \frac{d^*}{2} \left( \frac{2}{\pi} \int_0^\pi \frac{\sin t}{t} dt - 1 \right) \right| > M, \end{aligned} \quad (20)$$

Можно взять  $d^*$ , например,

$$\left[ 2M\pi / \left( \frac{2}{\pi} \int_0^\pi \frac{\sin t}{t} dt - \pi \right) \right] + 1. \quad (21)$$

Доказательство такое же и для относительной погрешности  $\delta(x) = \Delta(x) / |f(x)|$ . При постоянном значении  $d > R$  ( $d \neq 0$ ) и для любого  $M > 0$  подбирается функция  $f(x) \in L_2[a, b]$ , для которой  $\delta(x_0 + 0, d) = \Delta(x_0 + 0, d) / |f(x_0 + 0)| > M$ . В качестве подобной функции возьмем функцию, у которой  $|f(x_0 + 0)| < \Delta(x_0 + 0, d) / M, f(x_0 + 0) \neq 0$ .

### Результаты

Новая схема аппроксимации профессора С.В. Алюкова.

Ступенчатая функция может быть аппроксимирована рекурсивными функциями [25]

$$\{f_n(x) | f_n(x) = \sin((\pi/2)f_{n-1}(x)), f_1(x) = \sin(x); n - 1 \in N\} \subset C^\infty[-\pi, \pi]. \quad (22)$$

Форма записи (22) базируется на использовании тригонометрических выражений в форме вложений.

Получим, что в этом случае график функции примет вид согласно рис. 4. Также на этом рисунке показаны графики четырех последовательных приближений.

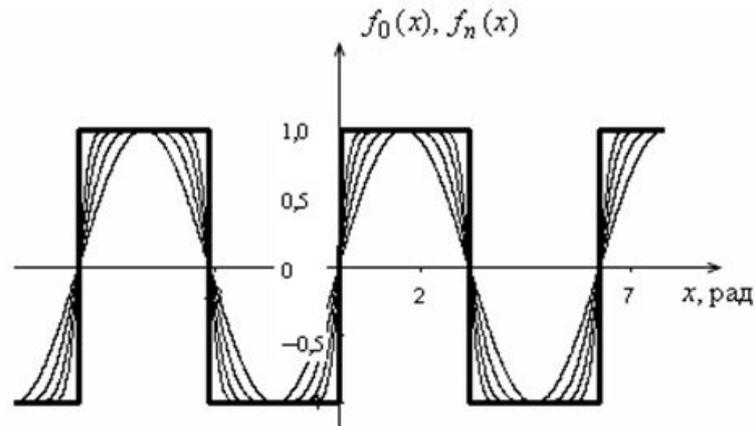


Рис. 4. Графики ступенчатой функции и четырех ее последовательных приближений с помощью вложенных функций

Fig. 4. Graphs of a step function and its four consecutive approximations using nested functions

Необходимо учитывать, что при рассмотрении данного алгоритма (22) действий даже при небольших значениях  $n$  графики исходной и аппроксимирующей функций очень близко сходятся. Кроме того, колебаний на прямолинейных участках практически нет, что соответственно приводит к снижению влияния эффекта Гиббса на процесс аппроксимации исходной функции.

Сходимость и погрешность аппроксимации.

Далее рассмотрим актуальные для методов аппроксимации и математического моделирования моменты относительно сходимости функций и погрешности. С точки зрения внедрения нового метода на практике, необходимо повысить точность, устойчивость и скорость решения при аппроксимации кусочно-линейных функций.

Ранее авторами в [25] доказано, что последовательность аппроксимирующих функций сходится по норме к исходной функции, причем это утверждение справедливо для пространств  $L_1[0, \pi/2]$  и  $L_2[0, \pi/2]$ .

Приведем последовательность доказательства этого утверждения в сокращенном виде, полное описание можно найти в работе [25].

При использовании последовательности минорантных относительно последовательности  $f_n(x)$  функций, получим

$$\{\varphi_n(x) \mid \varphi_n(x) = 1 - \exp(-(\pi/2)^{n-1} \cdot x), n \in N\} \subset C^\infty [0, \pi/2]. \quad (23)$$

Доказывается, что  $f_n(x) \geq \varphi_n(x), \forall n \in N, \forall x \in [0, \pi/2]$ . Мера множества точек разрыва функции  $f_0(x)$  равна нулю. Тогда, учитывая знаконеотрицательность и ограниченность функций  $f_n(x)$  и  $\varphi_n(x)$  на рассматриваемом отрезке, в пространстве  $L_1[0, \pi/2]$  получим

$$\|f_0(x) - f_n(x)\|_{L_1[0, \pi/2]} = \int_0^{\pi/2} (1 - f_n(x)) dx \leq \int_0^{\pi/2} (1 - \varphi_n(x)) dx =$$

$$= (2/\pi)^{n-1} \left(1 - \exp\left(-(\pi/2)^n\right)\right). \quad (24)$$

Так как

$$\lim_{n \rightarrow \infty} (2/\pi)^{n-1} \left(1 - \exp\left(-(\pi/2)^n\right)\right), \quad (25)$$

то

$$\|f_0(x) - f_n(x)\|_{L_1[0, \pi/2]} \xrightarrow{n \rightarrow \infty} 0. \quad (26)$$

В функциональном гильбертовом пространстве  $L_2[0, \pi/2]$  с метрикой

$$\rho(x, y) = \left( \int_0^{\pi/2} (x(t) - y(t))^2 dt \right)^{1/2}. \quad (27)$$

имеем

$$\begin{aligned} \|f_0(x) - f_n(x)\|_{L_2[0, \pi/2]} &= \left( \int_0^{\pi/2} (1 - f_n(x))^2 dx \right)^{1/2} \leq \left( \int_0^{\pi/2} (1 - \varphi_n(x))^2 dx \right)^{1/2} = \\ &= \left( \frac{(2/\pi)^{n-1}}{2} \left(1 - \exp\left(-2(\pi/2)^n\right)\right) \right)^{1/2}. \end{aligned} \quad (28)$$

Учитывая, что

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \left( \frac{(2/\pi)^{n-1}}{2} \left(1 - \exp\left(-2(\pi/2)^n\right)\right) \right)^{1/2} = 0. \quad (29)$$

получим, что и в этом пространстве

$$\|f_0(x) - f_n(x)\|_{L_2[0, \pi/2]} \xrightarrow{n \rightarrow \infty} 0. \quad (30)$$

Последовательность (22) сходится в среднем к исходной функции.

Таким образом, последовательность  $f_n(x)$  (22) в пространствах  $L_1[-\pi, \pi]$  и  $L_2[-\pi, \pi]$  – фундаментальная, а в пространстве  $C[-\pi, \pi]$  последовательность  $f_n(x)$  не фундаментальна.

Численная проверка погрешности вычислений по новой схеме аппроксимации.

Для оценки погрешности аппроксимации воспользуемся соотношением  $\varphi_n(x) \leq f_n(x) \leq \Psi_n(x)$  (рис. 6), где  $\Psi_n(x) = (\pi/2)^{n-1} \cdot x$ ,  $x \in [0, \pi/2]$ ,  $n \in \mathbb{N}$ . Функции  $\varphi_n(x)$  и  $\Psi_n(x)$  построены из условия равенства производных в нуле  $\varphi'_n(0) = \Psi'_n(0) = f'_n(0)$ , что позволяет получить узкий интервал для оценки погрешности аппроксимации.

В пространстве  $L_1[0, \pi/2]$  оценки для абсолютной и относительной погрешности соответственно равны

$$\frac{(2/\pi)^{n-1}}{2} \leq \|f_0(x) - f_n(x)\|_{L_1[0, \pi/2]} \leq (2/\pi)^{n-1} \left(1 - \exp\left(-(\pi/2)^n\right)\right), \quad (31)$$

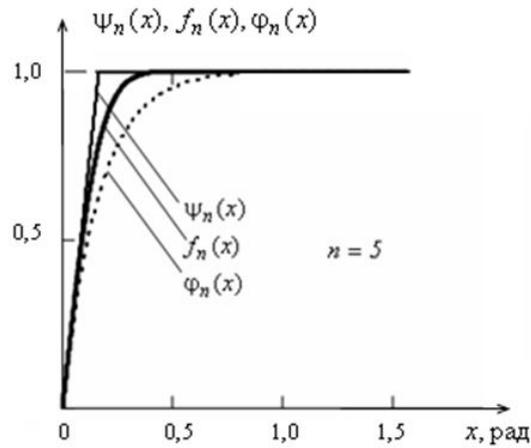


Рис. 5. Графики ограничивающих функций  
Fig. 5. Charts of boundary function

$$\frac{(2/\pi)^n}{2} \leq \|f_0(x) - f_n(x)\|_{L_1[0, \pi/2]} \leq (2/\pi)^n \left(1 - \exp\left(-(\pi/2)^n\right)\right), \quad (32)$$

Для пространства  $L_2[0, \pi/2]$  эти оценки принимают соответственно вид

$$\left(\frac{(2/\pi)^{n-1}}{3}\right)^{1/2} \leq \|f_n(x) - f_0(x)\|_{L_2[0, \pi/2]} \leq \left(\frac{(2/\pi)^{n-1}}{2} \left(1 - \exp\left(-(\pi/2)^n\right)\right)\right)^{1/2}, \quad (33)$$

$$\left(\frac{(2/\pi)^{n-1}}{3}\right)^{1/2} \leq \left(\|f_n(x) - f_0(x)\|_{L_2[0, \pi/2]}\right) / (\pi/2)^{1/2} \leq \left(\frac{(2/\pi)^n}{2} \left(1 - \exp\left(-(\pi/2)^n\right)\right)\right)^{1/2}. \quad (34)$$

Графики верхних и нижних оценок относительной погрешности  $\delta$  в зависимости от  $n \in N$  для пространства  $L_1[0, \pi/2]$  (кривые 1) и пространства  $L_2[0, \pi/2]$  (кривые 2) изображены на рис. 6.

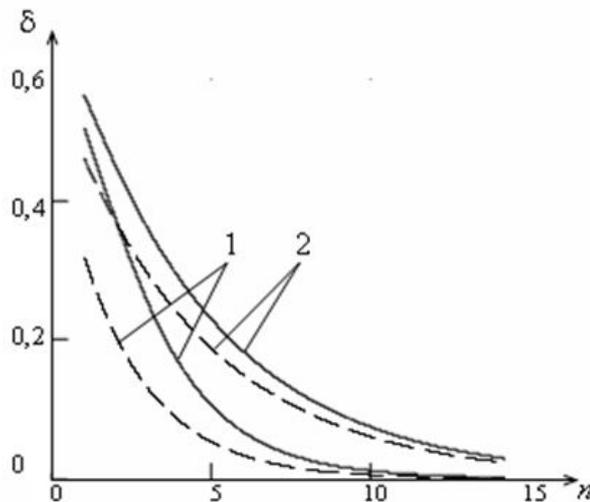


Рис. 6. Графики оценок относительной погрешности  
Fig. 6. Graphs of estimates of relative error

Таким образом, для устойчивости разностной схемы, аппроксимирующей уравнение газодинамики необходимо, чтобы норма погрешности на  $(n+1)$  шаге по времени не превосходила погрешности на  $(n)$  шаге. Данное утверждение для нового метода аппроксимации доказано вычислениями (23)-(30). Кроме того, согласно предлагаемому методу аппроксимации, как показано на рис. 6, при итерации  $(n)=5$  относительная погрешность главного члена при решении уравнений газодинамики  $\delta \approx 0,05$  и при увеличении числа итераций  $(n)$  продолжает снижаться. Например, при введении искусственной вязкости и использовании метода контрольных объемов и противопоточной схемы  $\delta \approx 0,048$  при итерации  $(n)=5$ .

### Обсуждение

Решение актуальных задач в области динамики газов основано, в первую очередь, на использовании математического описания процессов, протекающих в движущихся средах. Разработка новых методов аппроксимации позволяет уменьшить погрешность, сократить время расчета. Кроме того, при реализации на практике результатов математического моделирования повышается эффективность устройств, за счет более точно спрогнозированных параметров течения газов.

Следует отметить, что движущаяся среда — газ или смесь газов, а также смесь газов и твердых частиц, последнее касается случая горения топливно-воздушной смеси, например, частиц твердого топлива и воздуха или другого окислителя.

На практике, импульсное изменение величины практически не встречается, однако разработанный математический аппарат может применяться не только для подобного вида газодинамических течений, но и для аппроксимации кусочно-линейных функций, описывающих схожие процессы в технике.

Научная новизна методов исследования. Разработан новый методологический подход к решению задач газодинамики разрывных потоков при их математическом моделировании и использовании разностных схем, применяемые авторами методы аппроксимации кусочно-линейных функций рекурсивными функциями позволяют снизить погрешность вычислений и избежать появления эффекта Гиббса.

Практическая значимость исследований. При проектировании новых технологических устройств, в которых наблюдаются разрывные газодинамические течения, необходимо проводить предварительное математическое моделирование протекающих динамических процессов. В связи с этим разработка новых методов аппроксимации существенно сократит время расчетов и снизить погрешность вычислений, что позволит более достоверно проводить математическое моделирование газодинамических течений.

Новый методологический подход к решению задач газодинамики разрывных потоков при их математическом моделировании и использовании разностных схем позволяет без разложения в ряды Фурье, а только при использовании стандартных тригонометрических функций повысить сходимость исходной и аппроксимирующей функций, а также снизить погрешность расчетов.

Кроме того, применяемые новые методы аппроксимации полностью отвечают реализуемым на практике динамическим и скачкообразным процессам, что наиболее полно решает существующие научные проблемы в технике высоких температур, течений газов и распространения волновых возмущений в пространстве.

Разрывные газодинамические функции, в том числе кусочно-линейные, не соответствуют условиям теорем Вейерштрасса, поэтому при аппроксимации таких функций возникают проблемы, вызывающие отрицательные последствия при решении задач. Для устранения недостатков предлагается использовать новые методы аппроксимации кусочно-линейных функций, основанные так же, как и ряды Фурье, на применении тригонометрических выражений, но в виде рекурсивных функций. Математическая основа новых методов такая же, как и у рядов Фурье, однако имеет особенность — исходная ступенчатая функция аппроксимируется последовательностью

рекурсивных периодических функций, причем функции должны быть нечетными и периодическими с периодом  $2\pi$ .

Авторы подчеркивают, что полученные результаты математического описания могут быть применены для газодинамических течений, например в компьютерной среде ANSYS CFD, что приведет к повышению устойчивости и сходимости расчетов. Как было сказано ранее погрешность предлагаемой методики расчета с применением аппроксимирующих функций вместо рядов Фурье, делает теоретический расчет более корреляционным по отношению к полученным в ходе результатам по другим известным методикам. Кроме того, погрешность при математическом моделировании снижается по причине использования специфических сеток и моделей, применяемых только при течении однородных газов и смесей или гетерогенной смеси.

Кроме того, представим рекомендации по дальнейшему использованию и расширению диапазона применения полученных результатов при компьютерном моделировании процессов горения в факеле и распространению фронта пламени в высокотемпературных установках. Основные функции параметров для  $k$ - $\omega$  компьютерного математического моделирования, например в ANSYS CFD топливно-воздушного потока могут быть аппроксимированы с использованием разработок авторов.

### Выводы

Полученные по итогам исследования результаты полностью соответствуют поставленной цели, отражают новые научные методы и практическую значимость работы.

1. На основе новых методов аппроксимации кусочно-линейных функций рекурсивными функциями разработан методологический подход к решению задач газодинамики разрывных потоков при их математическом моделировании и использовании разностных схем.

2. При предварительном математическом моделировании протекающих в динамических процессах в технологических устройствах новые методы аппроксимации сокращают время расчетов и снижают погрешность вычислений.

3. Аппроксимация проводится обобщенными функциями, которые можно дифференцировать и находить их производные любого порядка. Таким образом, основные функции параметров для  $k$ - $\omega$  компьютерного моделирования топливно-воздушного потока могут быть аппроксимированы новым методом.

4. Полученные приближения более точно описывают исходную функцию. Предложения по улучшению математического аппарата стандартной модели  $k$ - $\omega$  помогут исследователям развить теорию приближения рекурсивными функциями доктора С.В. Алюкова. Полученные результаты позволят решить одну из важных задач моделирования на данном этапе его разработки, а именно: сократить время расчета и адекватность построенной модели для аналогичных установок и устройств.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

[1] **Williams F.A.** Combustion theory, second ed., Benjamin/Cummings Menlo Park CA, Westview Press, 1985. 704 p.

[2] **Гендугов В.М.** Обобщенная модель стационарной газовой детонации Зельдовича–Неймана–Деринга // Вестник Московского университета. Серия 1. Математика. Механика. 2010. № 5. С. 40–46 .

[3] **Селиванов В.В., Соловьев В.С., Сысоев Н.Н.** Ударные и детонационные волны. Методы исследования. М.: Изд-во МГУ, 1990. 256 с.

[4] **Митрофанов В.В.** Детонация однородных и гетерогенных систем. Новосибирск: Издательство Института гидродинамики им. М. А. Лаврентьева СО РАН, 2003. 200 с.

- [5] **Коробейников В.П., Левин В.А.** Сильный взрыв в горючей смеси газов // Известия АН СССР. Механика жидкости и газа, 1969. № 6. С. 48–51.
- [6] **Медведев С.Н., Сметанюк В.А., Фролов С.М., Шамшин И.О.** Методы ускорения многомерных газодинамических расчетов с детальными кинетическими механизмами окисления и горения моторных топлив // Горение и взрыв. 2013. Том 6. № 6. С. 45–50.
- [7] **Басевич В.Я., Беляев А.А., Медведев С.Н., Посвянский В.С., Фролов С.М.** Кинетические детальный и глобальный механизмы для суррогатного топлива // Горение и взрыв. 2015. Том 8. № 1. С. 21–28.
- [8] **Батулин О.В., Батулин Н.В., Матвеев В.Н.** Расчет течений жидкостей и газов с помощью универсального программного комплекса Fluent. Самара: Изд-во Самар. гос. Аэро-косм. ун-та, 2009. 151 с.
- [9] **Shi C., Han W., Deiterding R., Zhu C.** You Second-order curved shock theory, Journal of Fluid Mechanics, 891 (2020) A21.
- [10] **Surujhhal D., Skews B.W.** Two-dimensional supersonic flow over concave surfaces, Shock Waves, 28 (2018) 1199–1205.
- [11] **Emanuel G.** Derivatives on the downstream side of a moving, curved shock, Journal of Engineering Mathematics, 117 (2019) 79–105.
- [12] **Chernyshov M.V., Gvozdeva L.G.** Differential characteristics of the overexpanded gas jet flow field in the vicinity of the nozzle edge, Technical Physics, 64(4) (2019) 441–448.
- [13] **Laguarda L., Hickel S., Schrijer F., Van B.** Oudheusden Dynamics of unsteady asymmetric shock interactions, Journal of Fluid Mechanics, 888 (2020) A18.
- [14] **Tao Y., Liu W., Fan X., Xiong B., Yu J., Sun M.** A study of the asymmetric shock reflection configurations in steady flows, Journal of Fluid Mechanics, 825 (2017) 1–15.
- [15] **Grossman I., Bruce P.** Confinement effects on regular–irregular transition in shock-wave–boundary-layer interactions, Journal of Fluid Mechanics, 853 (2018) 171–204.
- [16] **Wang H., Zhai Z., Luo X., Yang J., Lu X.** A specially curved wedge for eliminating wedge angle effect in unsteady shock reflection, Physics of Fluids, 29(8) (2017) 086103.
- [17] **Sharma A., García-Mayoral R.** Scaling and dynamics of turbulence over sparse canopies, Journal of Fluid Mechanics, 888 (2020) A1.
- [18] **Sharma A., García-Mayoral R.** Turbulent flows over dense filament canopies, Journal of Fluid Mechanics, 888 (2020) A2.
- [19] **Müller J., Lückhoff F., Paredes P., Theofilis V., Oberleithner K.** Receptivity of the turbulent precessing vortex core: Synchronization experiments and global adjoint linear stability analysis, Journal of Fluid Mechanics, 888 (2020) A3.
- [20] **Liu Y., Dong M., Wu X.** Generation of first Mack modes in supersonic boundary layers by slow acoustic waves interacting with streamwise isolated wall roughness, Journal of Fluid Mechanics, 888 (2020) A10.
- [21] **Fomin V.M., Nalivaychenko D.G.** Gas dynamics of the body flight in the channel, Journal of Physics, 1404 (2019) 012078.
- [22] **Helmbert G.** The Gibbs phenomenon for Fourier interpolation // J. Approx. Theory, 78 (1994) 41–63.
- [23] Сафронов А.В., Фомин Ю.В. Метод численного решения уравнений газодинамики с помощью соотношений на разрывах // Труды МФТИ. Прикладная механика, динамика жидкости и газа. 2010. Том 2. № 2. С. 137–148.
- [24] **Жук В.В., Натансон Г.И.** Тригонометрические ряды Фурье и элементы теории аппроксимации. Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1983. – 188 с.
- [25] **Алюков С.В.** Аппроксимация ступенчатых функций в задачах математического моделирования // Математическое моделирование. 2011. Т. 23. № 3. С. 75–88.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ОСИНЦЕВ Константин Владимирович** – *Заведующий кафедрой промышленной теплоэнергетики, Южно-Уральский государственный университет, канд. техн. наук.*  
E-mail: osintsev2008@yandex.ru

**АЛЮКОВ Сергей Викторович** – *профессор кафедры автомобильного транспорта, Южно-Уральский государственный университет, д-р техн. наук.*  
E-mail: alysergey@gmail.com

**Дата поступления статьи в редакцию: 27.04.2020**

## REFERENCES

- [1] **F.A. Williams**, Combustion theory. Second Edition. – Benjamin / Cummings, Menlo Park, CA: Westview Press, 1985.
- [2] **V.M. Gendugov**, A generalized model of stationary gas detonation Zeldovich – Neumann – Dering, Bulletin of Moscow University. Series I. Mathematics. Mechanics, 5 (2010) 40–46.
- [3] **V.V. Selivanov, V.S. Soloviev, N.N. Sysoev**, Shock and detonation waves. Research Methods. M.: Publishing House of Moscow State University, 1990.
- [4] **V.V. Mitrofanov**, Detonation of homogeneous and heterogeneous systems / V.V. Mitrofanov. Novosibirsk: Publishing House of the Institute of Hydrodynamics, 2003.
- [5] **V.P. Korobeinikov, V.A. Levin**, Sil'nyĭ vzryv v goriucheĭ smesi gazov [Strong explosion in a combustible mixture of gases], Bulletin of the USSR Academy of Sciences. The mechanics of fluid and gas, 6 (1969) 48–51.
- [6] **S.N. Medvedev, V.A. Smetanyuk, S.M. Frolov, I.O. Shamshin**, Methods of accelerating multidimensional gas-dynamic calculations with detailed kinetic mechanisms of oxidation and combustion of motor fuels, Combustion and Explosion, 6(6) (2013) 45–50.
- [7] **V.Ya. Basevich, A.A. Belyaev, S.N. Medvedev, V.S. Posvyanskiy, C.M. Frolov**, Kinetic detailed and global mechanisms for surrogate fuel, Combustion and Explosion, 8(1) (2015) 21–28.
- [8] **O.V. Baturin, N.V. Baturin, V.N. Matveev**, Calculation of flows of liquids and gases using the universal software package Fluent. Samara: Samara University Publishing house, 2009.
- [9] **C. Shi, W. Han, R. Deiterding, C. Zhu, Y. You**, Second-order curved shock theory, Journal of Fluid Mechanics, 891 (2020) A21.
- [10] **D. Surujhlah, B.W. Skews**, Two-dimensional supersonic flow over concave surfaces, Shock Waves, 28 (2018) 1199–1205.
- [11] **G. Emanuel**, Derivatives on the downstream side of a moving, curved shock, Journal of Engineering Mathematics, 117 (2019) 79–105.
- [12] **M.V. Chernyshov, L.G. Gvozdeva**, Differential characteristics of the overexpanded gas jet flow field in the vicinity of the nozzle edge, Technical Physics, 64(4) (2019) 441–448.
- [13] **L. Laguarda, S. Hickel, F. Schrijer, B. Van**, Oudheusden Dynamics of unsteady asymmetric shock interactions, Journal of Fluid Mechanics, 888 (2020) A18.
- [14] **Y. Tao, W. Liu, X. Fan, B. Xiong, J. Yu, M. Sun**, A study of the asymmetric shock reflection configurations in steady flows, Journal of Fluid Mechanics, 825 (2017) 1–15.
- [15] **I. Grossman, P. Bruce**, Confinement effects on regular–irregular transition in shock-wave–boundary-layer interactions, Journal of Fluid Mechanics, 853 (2018) 171–204.
- [16] **H. Wang, Z. Zhai, X. Luo, J. Yang, X. Lu**, A specially curved wedge for eliminating wedge angle effect in unsteady shock reflection, Physics of Fluids, 29(8) (2017) 086103
- [17] **A. Sharma, R. García-Mayoral**, Scaling and dynamics of turbulence over sparse canopies, Journal of Fluid Mechanics, 888 (2020) A1.

- [18] **A. Sharma, R. García-Mayoral**, Turbulent flows over dense filament canopies, *Journal of Fluid Mechanics*, 888 (2020) A2.
- [19] **J. Müller, F. Lückhoff, P. Paredes, V. Theofilis, K. Oberleithner**, Receptivity of the turbulent precessing vortex core: Synchronization experiments and global adjoint linear stability analysis, *Journal of Fluid Mechanics*, 888 (2020) A3.
- [20] **Y. Liu, M. Dong, X. Wu**, Generation of first Mack modes in supersonic boundary layers by slow acoustic waves interacting with streamwise isolated wall roughness, *Journal of Fluid Mechanics*, 888 (2020) A10.
- [21] **V.M. Fomin, D.G. Nalivaychenko**, Gas dynamics of the body flight in the channel, *Journal of Physics*, 1404 (2019) 012078.
- [22] **G. Helmborg**, The Gibbs phenomenon for Fourier interpolation // G. Helmborg, *Journal of Approximation Theory*, 78 (1994) 41–63.
- [23] **A.V. Safronov, Yu.V. Fomin**, The method of numerical solution of gas dynamics equations using relations at discontinuities, *Transactions of MIPT. Applied mechanics, fluid and gas dynamics*, 2(2) (2010) 137–148.
- [24] **V.V. Beetle, G.I. Nathanson**, *Trigonometricheskie riady Fur'e i elementy teorii approksimatsii* [Trigonometric Fourier series and elements of approximation theory]. – L.: Leningrad Publishing house. University, 1983.
- [25] **S.V. Alyukov**, Approximation of step functions in mathematical modeling problems, *Mathematical Modeling*, 23(3) (2011) 75–88.

#### THE AUTHORS

**OSINTSEV Konstantin V.** – *South Ural State University*.  
E-mail: osintsev2008@yandex.ru

**ALIUKOV Sergey V.** – *South Ural State University*.  
E-mail: alysergey@gmail.com

**Received: 27.04.2020**

DOI: 10.18721/JEST.26205  
УДК 621.762.2 + 661.878

*Д.И. Балахонов<sup>1</sup>, И.А. Макаров<sup>1</sup>,  
Н.С. Коновалова<sup>2</sup>, В.О. Крутикова<sup>2</sup>*

<sup>1</sup>Дальневосточный государственный университет путей сообщения, Хабаровск, Россия

<sup>2</sup>Институт тектоники и геофизики им. Ю.А. Косыгина Дальневосточного отделения  
Российской академии наук, Москва, Россия

### **ПЛАЗМОХИМИЧЕСКИЙ СИНТЕЗ БОРИДОВ ВОЛЬФРАМА ИЗ МНОГОКОМПОНЕНТНОГО ОКСИДОСОДЕРЖАЩЕГО КОНЦЕНТРАТА**

Статья посвящена изучению химико-физических свойств боридов вольфрама системы W-B, полученных из вольфрамсодержащего многокомпонентного минерального сырья Дальневосточного региона, методом локального высокоэнергетического воздействия – потоком ионизированной плазмы, с удельной мощностью 10–100 кВт/см<sup>2</sup>. Рассмотрены вопросы связанные с изучением природы процессов и свойств получаемых материалов в ходе высокотемпературного плазменного синтеза. Определен химический и фазовый состав продуктов синтеза, включающих в себя соединения системы W-B, изучена морфология образования и формирования кристаллов боридов. Для идентификации использованы методы рентгенофазового и спектрального микроанализа, а также сканирующая электронная микроскопия. В ходе лабораторных испытаний проб экспериментального синтезированного материала, подтверждено наличие боридов вольфрама системы W-B и установлено наличие соединений фаз – WB, WB<sub>2</sub> и W<sub>2</sub>B.

*Ключевые слова:* шеелитовый концентрат, борид вольфрама, плазма, плазмохимический синтез, энергия высокой плотности.

*Ссылка при цитировании:*

Балахонов Д.И., Макаров И.А., Коновалова Н.С., Крутикова В.О. Плазмохимический синтез боридов вольфрама из многокомпонентного оксидосодержащего концентрата // *Материаловедение. Энергетика.* 2020. Т. 26, № 2. С. 56–65. DOI: 10.18721/JEST.26205

Эта статья открытого доступа, распространяемая по лицензии CC BY-NC 4.0 (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

*D.I. Balakhonov<sup>1</sup>, I.A. Makarov<sup>1</sup>,  
N.S. Konovalova<sup>2</sup>, V.O. Krutikova<sup>2</sup>*

<sup>1</sup>Far Eastern State Transport University, Khabarovsk, Russia

<sup>2</sup>Yu. A. Kosygin Institute of Tectonics and Geophysics Far Eastern Branch,  
Russian Academy Of Sciences, Moscow, Russia

### **PLASMA-CHEMICAL SYNTHESIS OF TUNGSTEN BORIDES FROM MULTICOMPONENT OXIDE-CONTAINING CONCENTRATE**

The article is devoted to the study of the chemical-physical properties of tungsten borides of the W-B system obtained from tungsten-containing multicomponent mineral raw materials of the Far East region by local high-energy exposure using an ionized plasma flow with a specific power of 10–100 kW/cm<sup>2</sup>. The authors study the nature of processes and properties of the materials obtained during high-temperature plasma synthesis. We determined the chemical

and phase composition of the synthesis products, including compounds of the W-B system, and studied the morphology of the formation and growth of boride crystals. For identification purposes, we used X-ray phase and spectral microanalysis methods, as well as scanning electron microscopy. By means of laboratory sample tests, we confirmed the experimental synthesized material contains W-B system tungsten borides and established the presence of phase compounds: WB, WB<sub>2</sub>, and W<sub>2</sub>B.

*Keywords:* scheelite concentrate, tungsten boride, plasma, plasma chemical synthesis, high-density energy.

*Citation:*

D.I. Balakhonov, I.A. Makarov, N.S. Konovalova, V.O. Krutikova, Plasma-chemical synthesis of tungsten borides from multicomponent oxide-containing concentrate, *Materials Science. Power Engineering*, 26 (02) (2020) 56–65, DOI: 10.18721/JEST.26205

This is an open access article under the CC BY-NC 4.0 license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

**Введение.** В машиностроительной и горно-обогатительной отраслях широко распространено применение синтезированных материалов на основе тугоплавких металлов в соединении с неметаллами. Так, синтез металлов W, Ti или Zr с бором или углеродом позволяет получить прочные, сверхпрочные и твердые соединения, сплавы и керметы. Например, в различных исследованиях представлены результаты получения боридов тугоплавких металлов из W, Mo или Ti [1]. Карбиды и бориды указанных металлов используют при изготовлении твердосплавных материалов, применяемых при производстве металлообрабатывающего инструмента, оснастки для горного инструмента [2], узлов штампов, деталей машин, подверженных быстрому износу.

При выборе материалов, применяемых при изготовлении твердых и сверхтвердых соединений на основе боридов или карбидов тугоплавких материалов, особое внимание уделяют высокой чистоте, размерности и морфологической структуре кристаллов материала. Кроме того, в народнохозяйственном комплексе страны немаловажен вопрос ценообразования получаемых на основе боридов и карбидов твердых сплавов.

Вопрос получения боридов тугоплавких металлов широко изучен как отечественными, так и зарубежными учеными [3–7]. Основной акцент в их исследованиях направлен на получение высокочистых и структурно определенных материалов – боридов, для конкретных производственных нужд и целей. Основными качественными параметрами являются размер фракции, морфологическая структура кристаллов, и химико-физические свойства материала.

Целью проводимых исследований является обоснование перспективности получения боридов вольфрама системы W-B из многокомпонентного минерального вольфрамсодержащего концентрата и материала с содержанием бора методом плазмохимического синтеза. Также результаты исследований затрагивают проблему эффективного и рационального использования рудного сырья Дальневосточного региона [8, 9].

### Методика и материалы

В работе предложен способ получения боридов вольфрама системы W-B из минерального многокомпонентного вольфрамсодержащего концентрата методом локального высокоэнергетического воздействия – потоком ионизированной плазмы удельной мощностью  $10^4$ – $10^5$  Вт/см<sup>2</sup>.

Под воздействием высокой температуры плазменного потока генерируемым плазмотроном косвенного действия от высокочастотного инвертора, подаваемая в камеру реактора шихта, состоящая из концентрата и борсодержащего материала, претерпевает следующие структурные изменения: нагрев → плавление → деструктуризацию → быстрое охлаждение. В результате последнего структурного преобразования протекают химические реакции с обра-

зованием зародышевых фаз, в данном случае боридов, вдали от равновесия термодинамической и физической системы. Важно отметить, что все указанные процессы протекают в один технологический цикл.

Нагрев осуществлялся ионизированной плазмой, температура которой достигала 9 тыс. К. Кроме того, в качестве материала был выбран не традиционно чистый (без посторонних примесей) триоксид вольфрама  $WO_3$ , а многокомпонентный минеральный концентрат – шеелит Дальневосточного месторождения (Лермонтовский ГОК). Состав концентрата исследовался, результаты сведены в табл. 1.

Таблица 1

**Фазовый состав концентрата**

Table 1

**Phase structure of a concentrate**

Шеелитовый концентрат								
SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	FeO	MnO	CaO	MgO	Na <sub>2</sub> O	K <sub>2</sub> O
7,96	0,78	5,29	0,72	0,02	19,8	2,45	0,18	0,17
P <sub>2</sub> O <sub>5</sub>	As	TiO <sub>2</sub>	WO <sub>3</sub>	SO <sub>3</sub>	H <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> O <sup>+</sup>	CO <sub>2</sub>	–
4,9	0,45	0,25	55,4	0,1	0,68	1,56	0,43	–

Шихта подавалась в область высокотемпературного нагрева совместно с потоком газа (рис. 1). Такой способ доставки материала позволил сконцентрировать его в самой нагретой области плазменного потока – на выходе из сопловой области.

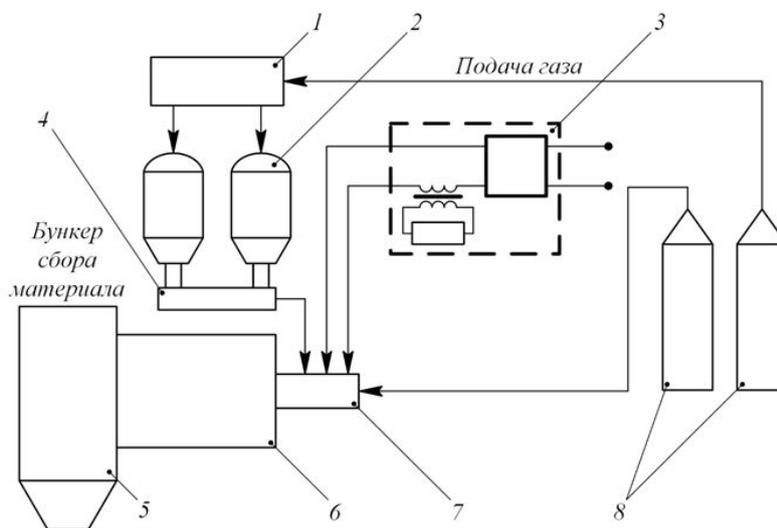


Рис. 1. Принципиальная схема системы плазмохимического синтеза:  
 1 – устройство распределения газа; 2 – бункеры с материалом; 3 – ВЧ инвертор;  
 4 – смеситель; 5 – бункер сбора материала; 6 – реактор плазмохимического синтеза;  
 7 – плазмотрон; 8 – газовое оборудование

Fig. 1. Schematic diagram of plasma chemical synthesis system:  
 1 – device gas distribution; 2 – bunkers with a concentrate; 3 – high-frequency inverter;  
 4 – mixer; 5 – bunker of collecting material; 6 – reactor of plasmochimical synthesis; 7 – plasmatron; 8 – gas equipment

Кроме того, процесс подготовки шихты сопровождался ее механоактивацией при смешивании двух компонентов в следующем соотношении: концентрат – 50...90 %, борсодержащий материал – 10...50 %.

Фазовый анализ продуктов синтеза проводился с использованием энергодисперсионного спектрометра «X-Max 80» (Oxford Instruments) сканирующего электронного микроскопа «VEGA 3 LMH» (TESCAN). Поиск микровключений проводился на полученных снимках на основе контраста по среднему атомному числу с помощью детектора отраженных электронов (BSE-детектор) – фазы с более высоким средним атомным числом на снимках имеют более высокую яркость по сравнению с фазами, у которых среднее атомное число меньше.

Состав шлака и синтезированного продукта изучался с использованием рентгеновского дифрактометра «MiniFlex II Rigaku» (Япония) с трубкой из Cu, мощность 0,45 кВт, минимальный шаг  $2\theta = 0,01^\circ$ .

### Результаты и их обсуждение

В процессе высокотемпературного нагрева шихты, состоящей из концентрата и борсодержащего материала (например, борная кислота  $H_3BO_3$  или тетраборат натрия  $Na_2B_4O_7$ ), и дальнейшем охлаждении продуктов синтеза, получены образцы легко дробящегося твердого раствора.

Образцы состоят преимущественно из шлака, твердых частиц системы W-B, и частиц, представленных соединениями бора и попутных химических элементов (Fe, Si, Ca, Mg и др.) или их сплавов.

Результаты спектрального анализа полученных продуктов синтеза представлены на рис. 2, *a* и *b*.

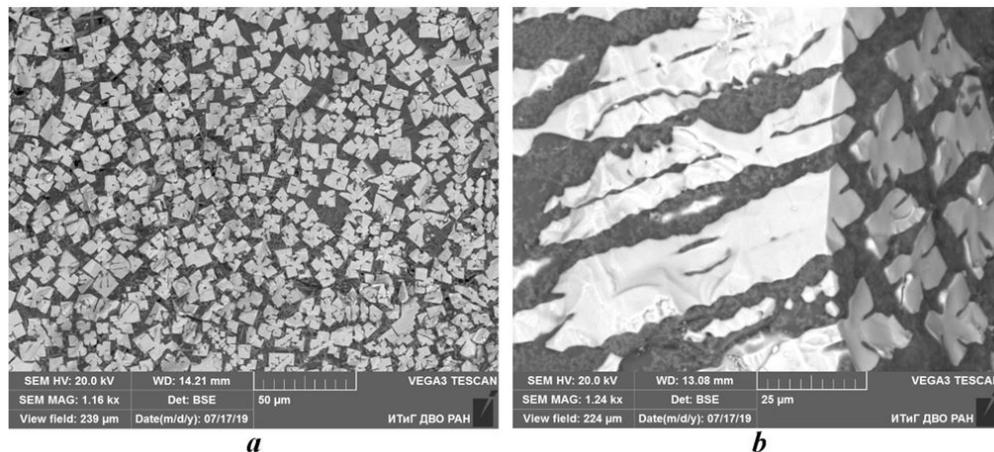


Рис. 2. Результат спектрального анализа образцов, полученных в ходе плазмохимического синтеза шихты на основе шеелитового концентрата и борсодержащего материала: *a* – поперечное сечение; *b* – продольное сечение  
 Fig. 2. Results of spectral analysis of samples obtained during plasma-chemical synthesis of charge based on sheelite concentrate and boron-containing material:  
*a* – cross section; *b* – longitudinal section

В процессе изучения и анализа формы и структуры кристаллов боридов вольфрама системы W-B, полученных методом плазмохимического синтеза (рис. 3 *a* и *b*), предположено, что особенностью их формирования, является высокая скорость охлаждения, диспергированное состояние и скорость формирования зародышевой фазы. Это позволило создать условия для дендритной кристаллизации (рис. 3 *a* начало кристаллизации) с образованием кристаллов дендритной структуры (рис. 3 *b* поперечное сечение кристалла) [10].

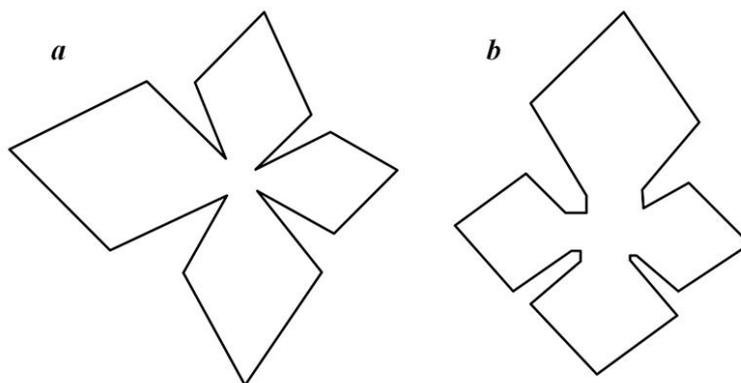


Рис. 3. Анализ строения и морфологические различия кристаллов боридов вольфрама, полученных в процессе плазмохимического синтеза: *a* – начало формирования; *b* – поперечное сечение сформированного кристалла

Fig. 3. Structure analysis and morphological differences of tungsten boride crystals obtained during plasma chemical synthesis: *a* – beginning of formation; *b* – Cross section of the formed crystal

Общеизвестно, что процесс формирования зародышевой фазы проходит вдали от равновесного состояния [11, 12]. По мере изменения температуры плазменного потока и выхода зародышевой фазы в более холодные области реактора, продукты синтеза находятся в сконденсированном состоянии в виде диспергированных капель.

Такое состояние синтезированного материала позволяет будущим кристаллам свободно расти с той определенной морфологической особенностью, которая наиболее характерна для их состояния и химического состава при определенном внешнем воздействии.

Важно отметить, что формирование кристаллов в реакторе происходит на более холодных стенках в жидкой ванне, образованной скоплением расплавленного материала, выбрасываемого из плазменного потока.

Для доказательства теории о наличии структур системы W-B помимо структурного анализа были проведены исследования с использованием рентгеноспектрального и энергодисперсионного методов.

В ходе спектрального измерения сканирующим электронным микроскопом испытуемых образцов (рис. 2, *a*), получены результаты химического и фазового анализов, представленные в табл. 2.

Таблица 2

**Химический состав образца**

Table 2

**Chemical composition of a sample**

Спектр	Хим. элемент масс. %							
	B	Na	Si	Ca	Mn	Fe	W	Прочие
1	6,21	0,01	1,2	0,18	-	0,01	92,38	0,01
2	5,18	0,03	1,1	0,21	-	0,03	93,44	0,01
3	16,11	7,52	6,33	22,38	1,73	18,45	24,72	2,76
4	5,94	0,04	0,56	0,24	-	0,02	93,18	0,02
5	6,17	0,02	0,87	0,17	-	0,01	92,75	0,01
6	15,44	8,13	4,15	29,2	1,1	17,63	21,2	3,15

Химический анализ образцов показал в кристаллической структуре (светлая область спектра) наличие вольфрама W до 94,13 масс. % (до 50 ат. %), бора B до 5,87 масс. % (до 50 ат. %), фаза борид вольфрама – WB.

Спектрограмма боридов вольфрама системы W-B отдельных спектров представлена на рис. 4.

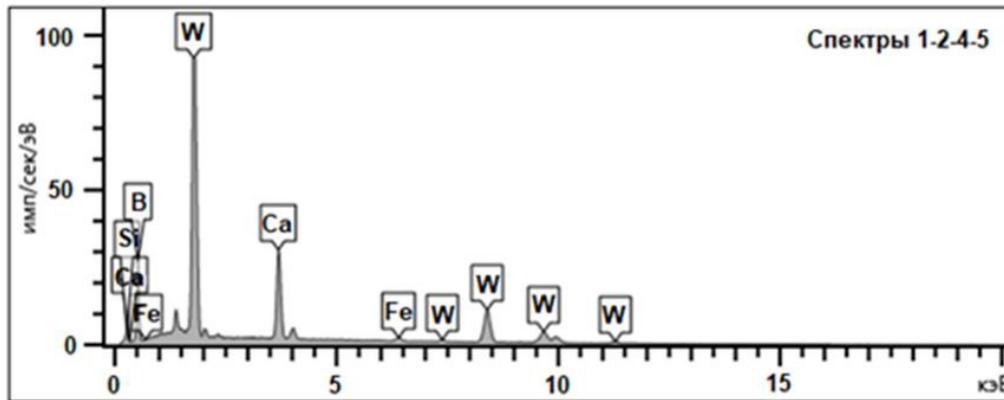


Рис. 4. Спектрограмма образцов системы W-B в продуктах синтеза (рис. 2. a)

Fig. 4. Spectrogram of samples of system W-B in synthesis products (fig. 2. a)

Важно отметить, что в процессе анализ химического состава полученных образцов, идентифицированных как соединения WB, попутно выявлено наличие соединений  $W_2B$  с содержанием W до 94,82 масс. % (до 70 ат. %), B до 5,87 масс. % (до 30 ат. %), а также соединение диборид вольфрама  $WB_2$ , с содержанием W до 91,56 масс. % (до 30 ат. %), B до 8,44 масс. % (до 70 ат. %). Предполагается, что различия структур боридов вольфрама обусловлено неравновесным состоянием химических процессов в камере синтеза в момент образования зародышевых фаз и их дальнейшего охлаждения.

Общеизвестно, что бор является неметаллом и имеет очень малую атомную массу [13]. Также бор имеет более десятка различных аллотропных модификаций, которые зависят от температурных показателей, при которых протекают процессы его получения как отдельно, так и в соединении с другими химическими элементами [13, 14].

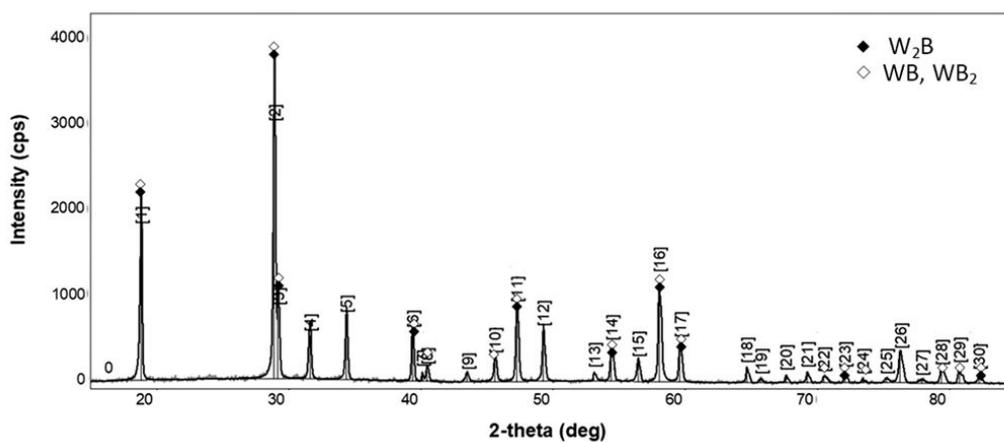


Рис. 5. Рентгенофазовый анализ продуктов синтеза с выделенными пиками боридов вольфрама W-B

Fig. 5. X-ray phase analysis of synthesis products with isolated tungsten boride peaks W-B

Наряду с этим, существуют определенные сложности с его точным количественным определением в соединениях с вольфрамом. По этой причине дополнительно проведены исследования с применением рентгенофазового метода, результаты которого представлены в виде рентгенограммы (рис. 5), согласно которому установлено наличие боридов вольфрама  $W_2B$ ,  $WB$  и диборида вольфрама  $WB_2$ . Пики, фиксирующие  $W_2B$ ,  $WB$  и  $WB_2$  помечены отдельными маркерами.

В ходе изучения структуры и свойств полученных кристаллов боридов вольфрама W-B установлено, что они имеют кубическую структуру кристаллической решетки преимущественно двух модификаций: с  $\beta$ -WB с ромбической сингонией и параметрами ячейки  $a = 0,3124 - 0,319$  нм,  $b = 0,84 - 0,8445$  нм,  $c = 0,306 - 0,307$  нм, и  $\delta$ -WB тетрагональной сингонией атомов кристаллической решетки [15]. Также, было обнаружено незначительное наличие кристаллов с гексагональной сингонией, пространственная группа  $P6_3$ , где  $a = 0,3129 - 0,3131$  нм,  $c = 0,3989$  нм [14].

Общая чистота полученных боридов вольфрама составляет в среднем порядка 98,6 масс. %. Среднее содержание бора в соединении с различными попутными химическими элементами, входящими в состав шеелитового концентрата в среднем, достигает порядка 16 масс. %.

Согласно предварительной оценке формы и структуры полученных кристаллов боридов, можно предположить, что она близка по морфологическим признакам структурам легированных жаростойких сплавов в состав которых входят кристаллы карбидов и боридов тугоплавких металлов W или Ti.

### Заключение

– получение боридов вольфрама системы W-B из шихты на основе вольфрамсодержащего концентрата и борсодержащего материала производилось в одну технологическую стадию методом плазмохимического синтеза в диапазоне удельной мощности  $10^4 - 10^5$  Вт/см<sup>2</sup>, при температуре плазмы до 9000 К. Полученные мелкодисперсные кристаллы боридов вольфрама достигают чистоты порядка 98,6 масс.% и состоят преимущественно из боридов  $W_2B$ ,  $WB$  и  $WB_2$ ;

– предварительная механоактивация компонентов смеси концентрата и борсодержащего материала (например, борной кислоты  $H_3BO_3$  или тетрабората натрия  $Na_2B_4O_7$ ) позволяет существенно повысить интенсивность плазмохимического синтеза боридов вольфрама системы W-B, независимо от доли основного оксида металла в шихте.

В целом, полученные результаты исследований показывают перспективность метода плазмохимического синтеза боридов вольфрама из вольфрамсодержащих минеральных концентратов. Результаты работы, могут позволить уйти от гидрометаллургических и химических способов переработки сырья и энергозатратных длительных способов получения боридов вольфрама.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

[1] Смирнягина Н.Н., Халтанова В.М., Дашеев Д.Э., Белоусов А.Н. СВС синтез боридов и карбидов хрома, молибдена и вольфрама и электронно-лучевая наплавка для поверхностного упрочнения легированных углеродистых сталей // III Байкальский материаловедческий форум: Материалы всероссийской научной конференции с международным участием. Улан-Удэ: Изд-во Бурятского научного центра Сибирского отделения РАН, 2018. С. 211–212.

[2] Каледа В.Н., Звижинский А.И. Упрочнение рабочих органов землеройных и дорожно-строительных машин электрошлаковой наплавкой боридов вольфрама // Актуальные вопросы в научной работе и образовательной деятельности. Сборник научных трудов по материалам Международной научно-практической конференции: в 10 томах. Т. 2. Тамбов: Изд-во ООО «Консалтинговая компания Юком», 2015. С. 73–76.

[3] Сизяков В.М., Бажин В.Ю., Виленская А.В., Федоров С.Н. Способ получения порошка диборида титана. Пат. 2684381 Российская Федерация, МПК С 01 В 35/04, С 01 G 23/00, В 22 F 9/18.; заявитель и патентообладатель федеральное государственное бюджетное образовательное

учреждение высшего образования «Санкт-Петербургский горный университет». № 2018100505; заявл. 09.01.18; опубл. 08.04.19, Бюл. № 10. 7 с.

[4] **Буякова С.П., Кульков С.Н., Севостьянова И.Н., Савченко Н.Л., Бурлаченко А.Г., Гусев А.Ю., Мировой Ю.А., Пшеничный А.Д.** Способ получения наноразмерного порошка диборида циркония. Пат. 2601340 Российская Федерация, МПК С 01 В 35/04, В 22 F 9/00, В 82 В 3/00.; заявитель и патентообладатель Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт физики прочности и материаловедения Сибирского отделения Российской академии наук (ИФПМ СО РАН). № 2015125930/05; заявл. 29.06.15; опубл. 10.11.2016, Бюл. № 31. 8 с.: ил.

[5] **Takahiko Kikuchi, Yoshinori Koyama, Yusuke Oysi.** Titanium boride-containing powder, method for producing the same, and method for producing sintered metal. JP6450670B2, Int. C1: В 22 F 1/00, В 22 F 9/04, С 22 С 33/02.; patent holder Nippon Denko Corporation. Application granted 2019-01-09; Publication of JP6450670B2 2019-01-09.

[6] **Tang Zhu Xing, Tan Hui Hui.** Preparation method of tungsten boride powder. CN102285661B, Int. C1: С 01 В 35/04.; patent holder Shandong University of Technology. Application granted 2013-02-13; Publication of CN102285661B 2013-02-13.

[7] **Takuji Nabe, Tadaji Keita, Kin Nishisada, Hiroshi Yanagi, Shishitada Hiroshi, Yanashita Taiichi, Kuni Sadayasu.** Zirconium boride and method for producing the same. JP6648161B2, Int. C1: С 04 В 35/58, С 01 В 35/04; patent holder Daiichi Rare Element Chemical Industry Co. Application granted 2020-02-14; Publication of JP6648161B2 2020-02-14.

[8] **Гордиенко П.С., Пашнина Е.В., Ярусова С.Б., Иванников С.И., Жевтун И.Г., Зарубина Н.В.** Комплексная переработка ильменитового концентрата // Химическая технология. 2019. № 14. С. 657–661.

[9] **Гостищев В.В.** Получение металлов и композитных материалов с использованием минерального сырья Дальнего востока: монография / В.В. Гостищев, Хосен Ри, А.В. Шекин, Г.С. Дзюба; под редакцией проф. С.Н. Химухина. – Хабаровск: Изд-во ТОГУ, 2019 – 230 с.

[10] **Мирющенко Н.И., Малибашев А.В.** Моделирование влияния разных форм анизотропии кристалла на рост дендритных кристаллов // Экологический вестник научных центров черноморского экономического сотрудничества. 2018. Т. 15. № 4. С. 93–97. DOI: 10.31429/vestnik-15-4-93-97

[11] **Туманов Ю.Н.** Плазменные, высокочастотные, микроволновые и лазерные технологии в микро-металлургических процессах: монография / Ю.Н. Туманов. – Москва: Физматлит, 2010. – 968 с.

[12] **Метастабильные и неравновесные сплавы.** / Под ред. Ефимов Ю.В., Варлимонт Г., Мухин Г.Г. и др. – Москва: Металлургия, 1988. – 383 с.

[13] **Благов А.Е., Васильев А.Л., Дмитриев В.П., Иванова А.Г., Куликов А.Г., Марченков Н.В., Попов П.А., Пресняков М.Ю., Просеков П.А., Писаревский Ю.В., Таргонский А.В., Черная Т.С., Чернышов Д.Ю.** Исследование особенностей микроструктуры монокристаллического бора // Кристаллография. 2017. Т. 62. № 5. С. 716–726.

[14] **Ноздрин И.В.** Разработка научных основ и технологии плазмометаллургического производства нанопорошков бориды и карбида хрома: дисс. на соискание уч. степ. доктора тех. наук: 05.16.06: защищена 11 февраля 2016 г.: утв. 17.02.2016. Красноярск, 2016. 323 с. Библиогр.: С. 260–295.

[15] **Иванов О.К.** Кристаллы: равновесные и неравновесные и причины изменчивости их форм // Уральский геологический журнал, 2016, № 2 (110). С. 3–237.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**БАЛАХОНОВ Денис Игоревич** – старший преподаватель, Дальневосточный государственный университет путей сообщения, канд. техн. наук.  
E-mail: karoxar@mail.ru

**МАКАРОВ Иван Александрович** — преподаватель, Дальневосточный государственный университет путей сообщения, без степени.

E-mail: i.a.makarov@mail.ru

**КОНОВАЛОВА Наталья Сергеевна** — младший научный сотрудник, Институт тектоники и геофизики им. Ю.А. Косыгина Дальневосточного отделения Российской академии наук, без степени.

E-mail: turtle@mail.ru

**КРУТИКОВА Валерия Олеговна** — младший научный сотрудник, Институт тектоники и геофизики им. Ю.А. Косыгина Дальневосточного отделения Российской академии наук, без степени.

E-mail: nm32697@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 12.03.2020

## REFERENCES

- [1] N.N. Smirnyagina, V.M. Khaltanova, D.E. Dasheyev, A.N. Belousov, SVS sintez boridov i karbidov khroma, molibdena i volframa i elektronno-luchevaya naplavka dlya poverkhnostnogo uprochneniya legirovannykh uglerodistykh staley [Self-propagating high-temperature synthesis of borides and carbides of chromium, molybdenum and tungsten and electron beam surfacing for surface hardening of alloyed carbon steels], III Baykalskiy materialovedcheskiy forum: Materialy vserossiyskoy nauchnoy konferentsii s mezhdunarodnym uchastiyem. Ulan-Ude: Izd-vo Buryatskogo nauchnogo tsentra Sibirskogo otdeleniya RAN [Baikal Materials Science Forum: Materials of the All-Russian scientific conference with international participation. Ulan-Ude: Publishing House of the Buryat Scientific Center of the Siberian Branch of the RAS]. (2018) 211–212.
- [2] V.N. Kaleda, A.I. Zvizhinskiy, Uprochneniye rabochikh organov zemleroynykh i dorozhno-stroitelnykh mashin elektroshtakovoy naplavkoy borida volframa [Hardening of the working bodies of earthmoving and road-building machines by electroslag surfacing of tungsten boride], Aktualnyye voprosy v nauchnoy rabote i obrazovatelnoy deyatel'nosti. Sbornik nauchnykh trudov po materialam Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii: v 10 tomakh [Actual issues in scientific work and educational activities. Collection of scientific papers on the materials of the International scientific-practical conference: in 10 volumes]. 2 (2015) 73–76.
- [3] V.M. Sizyakov, V.Yu. Bazhin, A.V. Vilenskaya, S.N. Fedorov, Sposob polucheniya poroshka diborida titana [A method of obtaining a powder of titanium diboride]. Patent RF, no. 2684381. (2019).
- [4] S.P. Buyakova, S.N. Kulkov, I.N. Sevostyanova, N.L. Savchenko, A.G. Burlachenko, A.Yu. Gusev, Yu.A. Mirovoy, A.D. Pshenichnyy, Sposob polucheniya nanorazmernogo poroshka diborida tsirkoniya [The method of obtaining nanosized powder of zirconium diboride]. Patent RF, no. 2601340. (2016).
- [5] Takahiko Kikuchi, Yoshinori Koyama, Yusuke Oysi, Titanium boride-containing powder, method for producing the same, and method for producing sintered metal. JP6450670B2, Int. C1: B 22 F 1/00, B 22 F 9/04, C 22 C 33/02.; patent holder Nippon Denko Corporation. Application granted 2019-01-09; Publication of JP6450670B2 2019-01-09.
- [6] Tang Zhu Xing, Tan Hui Hui, Preparation method of tungsten boride powder. CN102285661B, Int. C1: C 01 B 35/04.; patent holder Shandong University of Technology. Application granted 2013-02-13; Publication of CN102285661B 2013-02-13.
- [7] Takuji Nabe, Tadaji Keita, Kin Nishisada, Hiroshi Yanagi, Shishitada Hiroshi, Yanashita Taiichi, Kuni Sadayasu, Zirconium boride and method for producing the same. JP6648161B2, Int. C1: C 04 B 35/58, C 01 B 35/04; patent holder Daiichi Rare Element Chemical Industry Co. Application granted 2020-02-14; Publication of JP6648161B2 2020-02-14.
- [8] P.S. Gordiyenko, Ye.V. Pashnina, S.B. Yarusova, S.I. Ivannikov, I.G. Zhevtun, N.V. Zarubina, Kompleksnaya pererabotka ilmenitovogo kontsentrata [Complex processing of ilmenite concentrate], Khimicheskaya tekhnologiya [Chemical Technology]. 14 (2019) 657–661.

[9] **V.V. Gostishchev, Khosen Ri, A.V. Shchekin, G.S. Dzyuba**, Polucheniye metallov i kompozitnykh materialov s ispolzovaniyem mineralnogo syrya Dalnego vostoka [Obtaining metals and composite materials using mineral raw materials of the Far East], Monograph. (2019) 230 p.

[10] **N.I. Miryushchenko, A.V. Malibashev**, Modelirovaniye vliyaniya raznykh form anizotropii kristalla na rost dendritnykh kristallov [Modeling the effect of various forms of crystal anisotropy on the growth of dendritic crystals], *Ekologicheskiy vestnik nauchnykh tsentrov chernomorskogo ekonomicheskogo sotrudnichestva* [Ecological Bulletin of Scientific Centers of the Black Sea Economic Cooperation]. 15 (4) (2018) 93–97.

[11] **Yu.H. Tumanov**, Plazmennyye, vysokochastotnyye, mikrovolnovyye i lazernyye tekhnologii v khimiko-metallurgicheskikh protsessakh [Plasma, high-frequency, microwave and laser technologies in chemical and metallurgical processes], Monograph. (2010) 968 p.

[12] **Yu.V. Yefimov**, Metastabilnyye i neravnovesnyye splavy [Metastable and nonequilibrium alloys], *Metallurgiya* [Metallurgy]. (1988) 383 p.

[13] **A.Ye. Blagov, A.L. Vasilyev, V.P. Dmitriyev, A.G. Ivanova, A.G. Kulikov, N.V. Marchenkov, P.A. Popov, M.Yu. Presnyakov, P.A. Prosekov, Yu.V. Pisarevskiy, A.V. Targonskiy, T.S. Chernaya, D.Yu. Chernyshov**, Issledovaniye osobennostey mikrostruktury monokristallicheskogo bora [Study of the features of the microstructure of single-crystal boron], *Kristallografiya* [Crystallography]. (2017) 62 (5) 716–726.

[14] **I.V. Nozdrin**, Razrabotka nauchnykh osnov i tekhnologii plazmometallurgicheskogo proizvodstva nanoporoshkov borida i karbida khroma [Development of scientific foundations and technology for the plasma-metallurgical production of boride and chromium carbide nanopowders]. Doctoral (Tech.) Dissertation. (2016) 323 p.

[15] **O.K. Ivanov**, Kristally: ravnovesnyye i neravnovesnyye i prichiny izmenchivosti ikh form [Crystals: equilibrium and nonequilibrium and the causes of the variability of their forms], *Uralskiy geologicheskiy zhurnal* [Ural Geological Journal]. 2 (110) (2016) 3–237.

## THE AUTHORS

**BALAKHONOV Denis I.** – *Far Eastern State Transport University.*

E-mail: karoxar@mail.ru

**MAKAROV Ivan A.** – *Far Eastern State Transport University.*

E-mail: i.a.makarov@mail.ru

**KONOVALOVA Natalya S.** – *Yu.A. Kosygin Institute of Tectonics and Geophysics Far Eastern Branch, Russian Academy Of Sciences.*

E-mail: turtle@mail.ru

**KRUTIKOVA Valeria O.** – *Yu.A. Kosygin Institute of Tectonics and Geophysics Far Eastern Branch, Russian Academy Of Sciences.*

E-mail: nm32697@gmail.com

**Received: 12.03.2020**



DOI: 10.18721/JEST.26206  
УДК 621.74.011:669.1.017:669.018.44

*М.Д. Фукс, М.А. Фролов,  
Е.В. Святышева, А.В. Цеменко*

НИЦ «Курчатовский институт» — ЦНИИ КМ «Прометей»,  
Санкт-Петербург, Россия

## **ОСОБЕННОСТИ МИКРОСТРУКТУРЫ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ЖАРОПРОЧНЫХ АУСТЕНИТНЫХ СПЛАВОВ**

Экспериментально исследованы микроструктура и фазовый состав сварного соединения центробежнолитых труб из аустенитных жаропрочных сплавов на основе системы Fe-25Cr-35Ni-0,45C. Выполнен анализ макро- и микроструктуры сварного соединения с использованием световой и электронной микроскопии. Установлена выраженная неоднородность структуры в различных участках сварного соединения и образование интерметаллидной фазы в зоне термического влияния. Выявлен сложный характер изменения микротвердости сплава в разных участках сварного соединения. Изучены закономерности перераспределения легирующих элементов в зоне сварного соединения при сварке труб из сплава Fe-25Cr-35Ni-0,45C. Установлено, что характер структуры сплава в разных участках соединения значительно различается по степени дисперсности, анизотропии, морфологии эвтектики и размерам карбидных включений, причем объемная доля эвтектики в металле шва возрастает по сравнению с основным металлом. Предположен характер влияния установленных особенностей формирования структуры сварного соединения исследованного сплава на его механические свойства.

*Ключевые слова:* жаропрочные аустенитные сплавы, микроструктура, фазовый состав, сварное соединение, работоспособность.

*Ссылка при цитировании:*

Фукс М.Д., Фролов М.А., Святышева Е.В., Цеменко А.В. Особенности микроструктуры сварных соединений жаропрочных аустенитных сплавов // *Материаловедение. Энергетика.* 2020. Т. 26, № 2. С. 66–87. DOI: 10.18721/JEST.26206

Это статья открытого доступа, распространяемая по лицензии CC BY-NC 4.0 (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

*M.D. Fuks, M.A. Frolov,  
E.V. Svyatysheva, A.V. Tcemenko*

NRC "Kurchatov Institute" — CRISM "Prometey", St. Petersburg, Russia

## **FEATURES OF THE MICROSTRUCTURE OF WELDED JOINT HEAT-RESISTANT AUSTENITIC ALLOYS**

The paper experimentally studied the microstructure and phase composition of the welded joint of centrifugally cast pipes made of austenitic heat-resistant alloys based on the Fe-25Cr-35Ni-0.45C system. We analyzed the macro- and microstructure of the welded joint using light and electron microscopy. There was a significant heterogeneity of the structure in various zones of the welded joint, intermetallic phase forms in the heat-affected zone. We revealed complex nature of the change in the alloy microhardness in different zones of the welded joint and studied the redistribution patterns of alloying elements in the weld joint during welding of Fe-25Cr-35Ni-0.45C alloy pipes. We established that the nature of the alloy structure in different zones of the welded joint varies significantly in dispersion degree, anisotropy, eutectic morphology and carbide inclusions sizes, and the volume fraction of eutectic in the weld metal

increases compared to the base metal. The paper assumed the ways the revealed formation features of the welded joint structure of the alloy affects its mechanical properties.

*Keywords:* heat-resistant austenitic alloys; microstructure; phase composition; welded joint; workability.

*Citation:*

M.D. Fuks, M.A. Frolov, E.V. Svyatysheva, A.V. Tcemenko, Features of the microstructure of welded joint heat-resistant austenitic alloys, *Materials Science. Power Engineering*, 26 (02) (2020) 66–87, DOI: 10.18721/JEST.26206

This is an open access article under the CC BY-NC 4.0 license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

**Введение.** Жаропрочные аустенитные сплавы на основе системы Fe-25Cr-35Ni, модифицированные ниобием и титаном, (HP40NbTi), являются основными материалами в нефтехимической, химической и металлургической промышленности для изготовления труб, фланцев, коллекторов и катушек в пиролизных печах, передающих линиях, нагревателях [1–2]. Основными методами изготовления литых заготовок из сплавов HP40NbTi являются статическое литье в песчаную форму (для фасонных деталей) и центробежное литье (для трубных заготовок). Литые детали свариваются при изготовлении промышленного оборудования. Сплавы имеют удовлетворительные характеристики длительной прочности и ползучести, стойкость к окислению и коррозии при высоких температурах. Сплавы работают в чрезвычайно сложных условиях одновременного воздействия высоких температур (800–1000 °С, с локальным перегревом до 1150 °С), внешних нагрузок (5–10 МПа) и агрессивной среды (окисление и науглероживание). Оборудование, изготовленное из этих сплавов, как правило, рассчитано на срок службы 100 000 ч, но из-за повреждений компонентов реальный срок службы варьируется от 30 000 до 60 000 ч [3–7]. При длительной эксплуатации в таких тяжелых условиях микроструктура сплавов претерпевает значительные непрерывные изменения [8–16], которые влияют на сопротивление ползучести и срок службы нагруженных компонентов оборудования [17–26]. В сварных соединениях микроструктура сварного шва и основного металла состоит из одинаковых фаз. В процессе эксплуатации в этих участках соединения протекают одинаковые фазовые превращения [25–30]. Однако изменение структуры и фазового состава в металле шва и зоне термического влияния может начинаться уже во время сварки и, как следствие, при эксплуатации протекать с большей скоростью по сравнению с основным металлом. Вследствие этого, а также из-за неоднородности свойств, температурного градиента, высоких скоростей охлаждения и напряжений, возникающих в процессе сварки, сварное соединение считается потенциальным местом разрушения [31–35]. Однако результаты опубликованных исследований не позволяют сделать вывод, что при длительной эксплуатации разрушение оборудования из литых сплавов HP40NbTi происходит преимущественно в сварных зонах. В связи с этим, необходимы дальнейшие исследования микроструктуры сварных соединений сплавов HP40NbTi и выявление особенностей ее формирования при сварке.

Целью настоящего исследования является детальный экспериментальный анализ структуры сварного соединения из жаропрочного сплава HP40NbTi на макро- и микро- уровнях.

### Материал и методика исследования

Для исследования использовали центробежнолитые трубы диаметром 137 мм, с толщиной стенки 9 мм и длиной 3 м из сплава HP40NbTi. Сварку трубных секций выполняли методом MIG/MAG с использованием электрода диаметром 2 мм. Химический состав материала труб и присадочного металла приведен в табл. 1.

На рис. 1 показана схема разделки кромок труб под сварку: использовалось одностороннее стыковое соединение с V-образной фаской с углом скоса  $\beta = 37^\circ$  и зазором  $b = 2$  мм. Параметры сварки были стандартными для промышленного применения: напряжение и ток составляли

12 В и 100 А соответственно. В качестве защитного и поддерживающего сварочную дугу газа использовали аргон с чистотой 99,9% с расходом 12 л/мин. Для заполнения шва применяли два прохода, промежуток времени между проходами составлял 10 мин. Температура между проходами во время сварки измерялась термопарой К-типа и составляла 150 °С. Проверку герметичности сварного шва проводили методом капиллярной дефектоскопии после корневого прохода.

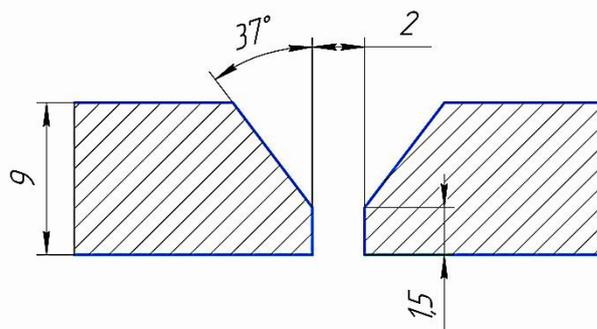


Рис. 1. Схема разделки кромок труб под сварку  
Fig. 1. The scheme of cutting the edges of the pipes for welding

Таблица 1

**Фактический химический состав металла труб и присадочного материала**

Table 1

**The actual chemical composition of the metal pipe and filler material**

Материал	Содержание химических элементов, масс.%											
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Nb	W	Mo	V	Ti	P3M	Fe
Труба	0,43	1,80	0,91	25,60	35,92	1,73	0,34	0,28	0,10	0,24	≤0,5	Bal.
Присадка	0,41	1,75	1,34	26,10	31,60	1,64	0,31	0,16	0,05	0,32	≤0,3	Bal.

Образцы размером 10 × 10 × 15 мм для исследования структуры и измерения микротвердости сплава вырезали с помощью высокоскоростного лезвия из различных участков вдоль и поперек оси трубы (рис. 2).

Металлографические исследования и рентгеновское картирование проводили с использованием светового микроскопа Carl Zeiss Axiovert 40; сканирующего электронного микроскопа (СЭМ) TESCAN VEGA 2 LM, оборудованного полевой эмиссионной пушкой; энергодисперсионного рентгеновского спектрометра Inca X-Max-50. Относительная погрешность рентгено-спектрального микроанализа (РСМА) при определении концентрации химических элементов в фазах в структуре сплава составляла: 3% для Fe, Ni, Cr, Si, Nb, Mo, W, Ti; 20% для С. Для анализа макроструктуры шлифованные темплеты травили в 60% водном растворе соляной кислоты, для выявления микроструктуры применяли электролитическое травление в 10% водном растворе щавелевой кислоты длительностью 30 с.

Микротвердость сплава измеряли на твердомере Виккерса Durascan-20 G5 при нагрузке 10 кгс с интервалом 1 мм между измерениями вдоль оси трубы в середине толщины стенки, а также вблизи наружной и внутренней поверхностей трубы (рис. 3). Профиль измерения микротвердости сварной трубы включал основной металл (ОМ), зону термического влияния (ЗТВ) и металл шва (МШ).

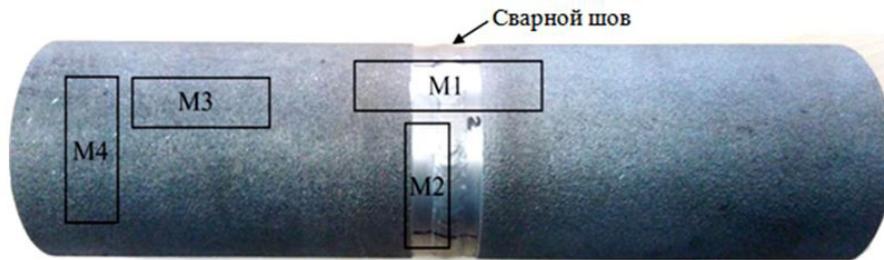


Рис. 2. Участки вырезки образцов из трубного сварного соединения для металлографического анализа и измерения микротвердости сплава

Fig. 2. Plots for cutting samples from a pipe weld for metallographic analysis and microhardness measurements of the alloy

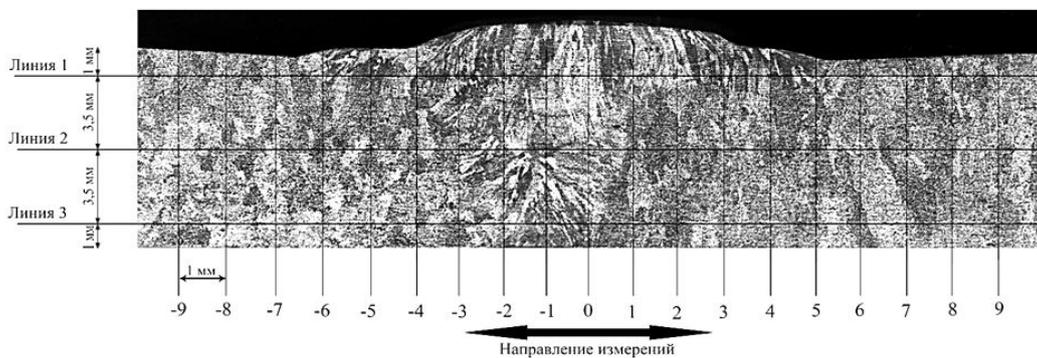


Рис. 3. Схема распределения участков для измерения микротвердости сплава в поперечном сечении трубного сварного соединения

Fig. 3. The distribution scheme of the sites for measuring the microhardness of the alloy in the cross section of the pipe weld

Исследование структуры и измерение твердости сварного соединения на участках ОМ, ЗТВ и МШ проводили после сварки труб в литом состоянии без термической обработки.

### Экспериментальные результаты и их обсуждение

Анализ макроструктуры сплава выявил характерные участки сварного соединения: металл шва, зона термического влияния, основной металл (рис. 4, *a-b*). Нарушения сплошности сварного соединения (поры, трещины, несплавление, включения и др.) не обнаружены. Двухслойный сварной шов V-образной формы (от внутренней поверхности трубы к внешней) состоит из четырех участков: первый (корневой) валик, второй валик и два участка усиления сварного шва (рис. 4, *в*). Для обоих валиков характерна выраженная направленность структуры, обусловленная процессом ориентированной кристаллизации. В первом валике столбчатые кристаллы ориентированы в горизонтальном направлении от границы сварной шов/ЗТВ к центру сварочной ванны, во втором валике – в вертикальном направлении вглубь от внешней поверхности трубы. Размер кристаллитов в структуре второго валика в ~ 2 раза больше, чем в первом валике.

Микроструктура сплава во всех участках сварного соединения состоит из дендритов матричного  $\gamma$ -твердого раствора и эвтектических колоний  $\gamma$ -фазы и карбидов  $Me_xC_y$ . Однако характер структуры сплава в разных участках соединения значительно различается по степени дисперсности, анизотропии, морфологии эвтектики и размерам карбидных включений, причем объемная доля эвтектики в металле шва возрастает по сравнению с основным металлом (табл. 2).

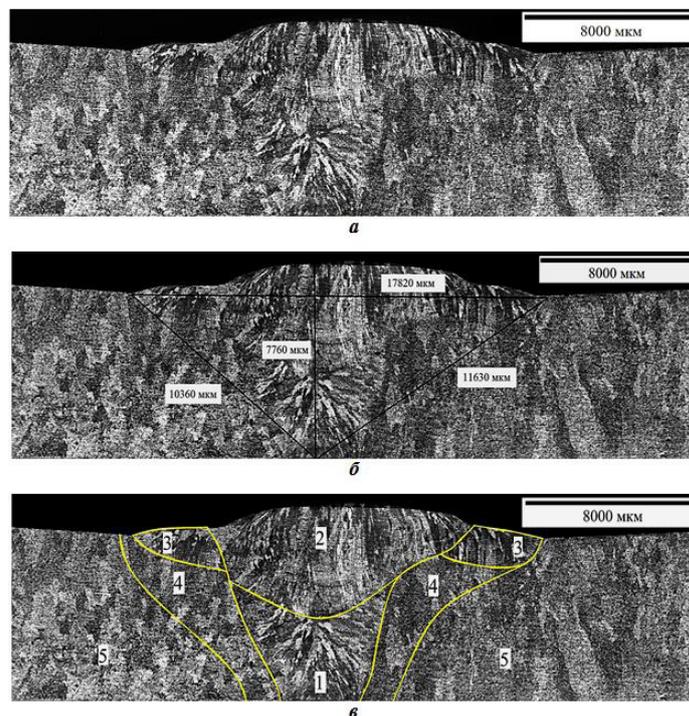


Рис. 4. Макроструктура сплава в поперечном сечении трубного сварного соединения: *a* – общий вид; *b* – вид с размерами металла шва; *c* – вид с выделенными границами различных участков сварного соединения: 1 – первый (корневой) валик, 2 – второй валик, 3 – участок усиления шва, 4 – зона термического влияния, 5 – основной металл

Fig. 4. The macrostructure of the alloy in the cross section of the pipe welded joint: *a* – general view; *b* – view with dimensions of the weld metal; *c* – view with marked boundaries of different sections of the welded joint: 1 – first (root) bead, 2 – second bead, 3 – weld reinforcement, 4 – heat affected zone, 5 – base metal

Таблица 2

**Соотношение структурных составляющих в сплаве HP40NbTi в различных участках сварного соединения**

Table 2

**The ratio of structural components in the HP40NbTi alloy in various sections of the welded joint**

Участок сварного соединения		Содержание структурных составляющих, объемн. %	
		γ-твердый раствор	эвтектика и карбиды
Основной металл		75-79	21-25
Металл шва	1-ый валик	68-70	30-32
	2-ой валик	64-68	32-36

В табл. 3 приведены средние значения размера аустенитного зерна в различных участках сварного соединения (рис. 5). Наименьший размер зерна формируется в первом валике, кристаллизующемся и охлаждающемся с максимальной скоростью вследствие контакта малого объема жидкого металла с основным металлом свариваемых труб. Наибольший размер зерна γ-твердого раствора наблюдается во втором валике металла шва, что объясняется его замедленным охлаждением после кристаллизации за счет теплопередачи от первого валика и зоны усиления. Размеры зерна γ-фазы в основном металле и зоне усиления имеют близкие значения. В зоне термического влияния наблюдается существенная разнотернистость структуры. В ЗТВ вблизи границы с металлом шва,

особенно 1-го валика, происходит резкое измельчение аустенитного зерна, вероятно, вследствие рекристаллизации за счет больших внутренних напряжений, возникающих при послесварочном охлаждении сплава. При удалении от границы МШ/ЗТВ размер  $\gamma$ -зерна в ЗТВ постепенно увеличивается и при приближении к границе ЗТВ/ОМ достигает величины зерна в ОМ.

Таблица 3

**Средние размеры зерна  $\gamma$ -твердого раствора в структуре сплава HP40NbTi в различных участках сварного соединения**

Table 3

**The average grain size of the  $\gamma$ -solid solution in the structure of the HP40NbTi alloy in various sections of the welded joint**

Участок сварного соединения		Средний размер зерна $\gamma$ -фазы, мкм	
		Длина	Ширина
Основной металл		580	270
ЗТВ		210-460	110-230
Металл шва	1-ый валик	350	170
	2-ой валик	800	270
Зона усиления		570	160

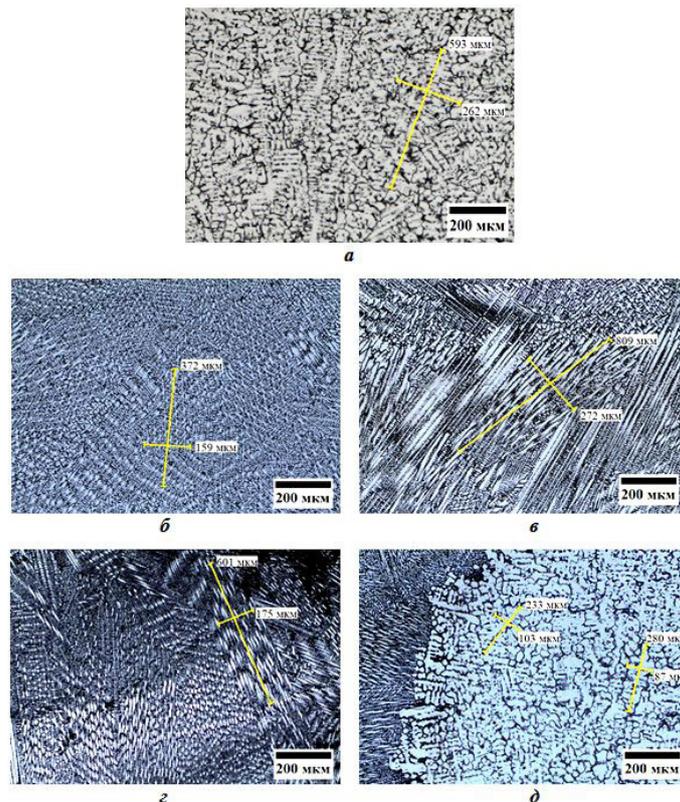


Рис. 5. Размер зерна аустенита в структуре сплава HP40NbTi в различных участках сварного соединения: основной металл (а), МШ 1-го валика (б) и 2-го валика (в), зона усиления (г), граница металла шва 1 валика и ЗТВ (д)

Fig. 5. The austenite grain size in the structure of the HP40NbTi alloy in different sections of the welded joint: the base metal (a), MB of the 1st roll (b) and the 2nd roll (c), the reinforcement zone (d), the weld metal border of 1 roll and HAZ (e)

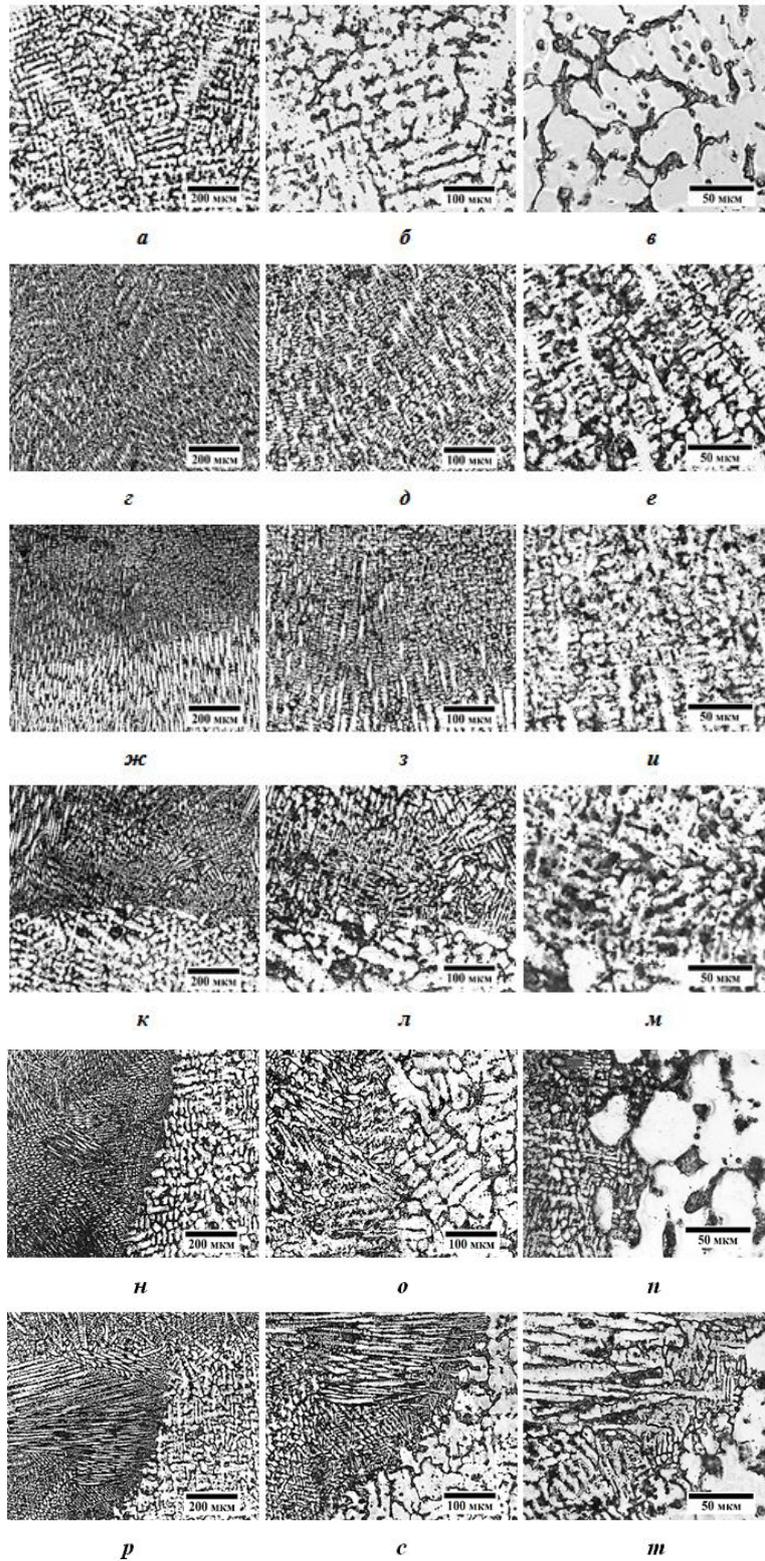


Рис. 6. Микроструктура сплава HP40NbTi в различных участках сварного соединения: основной металл (а-в), МШ 1-го валика (г-е), МШ 2-го валика (ж-и), граница зоны усиления и ЗТВ (к-м), граница МШ 1 валика и ЗТВ (н-п), граница МШ 2 валика и ЗТВ (р-т)

Fig. 6. Microstructure of the HP40NbTi alloy in various sections of the welded joint: base metal (a-c), MB of the 1st roller (d-f), MB of the 2nd roller (g-i), boundary of the gain zone and HAZ (j-l), the boundary of the MB 1 roller and HAZ (m-o), the boundary of the MB 2 roller and HAZ (p-r)

Морфология и размеры дендритов в структуре сплава HP40NbTi также значительно различаются в разных участках сварного соединения (рис. 6). Наиболее крупные дендриты наблюдаются в основном металле. Средний линейный размер дендритной ячейки (дендритных ветвей), измеренный методом случайных секущих, в основном металле составляет 100-130 мкм. В 1-м и 2-м валиках металла шва структура сплава наиболее дисперсная по сравнению с другими участками сварного соединения, причем практически одинаковая в обоих валиках. В металле шва твердый раствор  $\gamma$ -фазы приобретает менее выраженное ячеистое строение, оси дендритов первого и, особенно, второго порядка «размываются», однако структура сплава имеет выраженную направленность в одном направлении. Размер дендритной ячейки МШ составляет 30-50 мкм. Структура сплава в зоне усиления сварного соединения значительно грубее, чем в валиках, но мельче, чем в основном металле; ее направленность практически не выявляется. Размер дендритной ячейки зоны усиления значительно больше, чем участков 1-го и 2-го валиков МШ и составляет 5060 мкм. Структура сплава в ЗТВ по общему характеру и морфологии структурных составляющих близка к основному металлу, но неоднородная по размеру дендритной ячейки, который изменяется в интервале 80-120 мкм, постепенно укрупняясь в направлении от металла шва к основному металлу.

Измерение микротвердости сплава вдоль оси трубы показало, что наибольшие значения 250-260 HV имеет металл шва, микротвердость основного металла и ЗТВ составляют ~ 220 HV и 230-240 HV соответственно (рис. 7). Это согласуется с более высоким содержанием эвтектики (табл. 2) и большей дисперсностью структуры сплава (рис. 6-7) в МШ. При этом максимальные значения микротвердости имеет МШ 1 валика, скорость кристаллизации которого наибольшая.

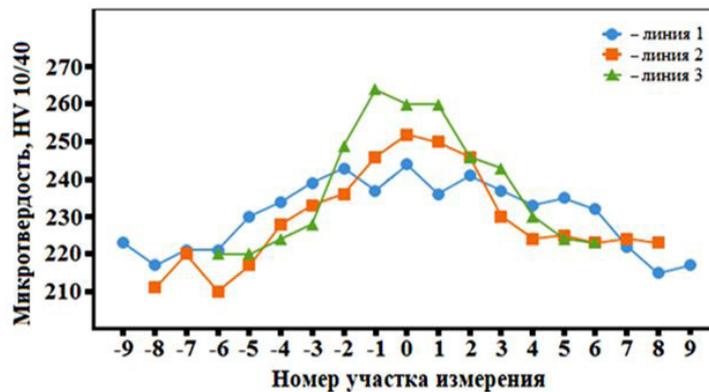


Рис. 7. Изменение микротвердости сплава HP40NbTi вдоль оси сварного трубного соединения. Номера участков и линий измерения – по рис. 3

Fig. 7. Change in microhardness of the HP40NbTi alloy along the axis of the welded pipe joint. The numbers of sections and measurement lines are according to Fig. 3

Исследование микроструктуры сплава с использованием СЭМ подтвердило его качественно одинаковый фазовый состав и существенное различие морфологии эвтектики в разных участках сварного соединения (рис. 8). В структуре основного металла и ЗТВ наблюдается скелетная эвтектика, а в обоих валиках металла шва и зоне усиления – эвтектика типа китайских иероглифов. Эти различия объясняются значительно более высокой скоростью кристаллизации сплава в металле шва по сравнению с основным металлом трубы при литье [36–40], поскольку при сварке образуется малый объем расплавленного металла.

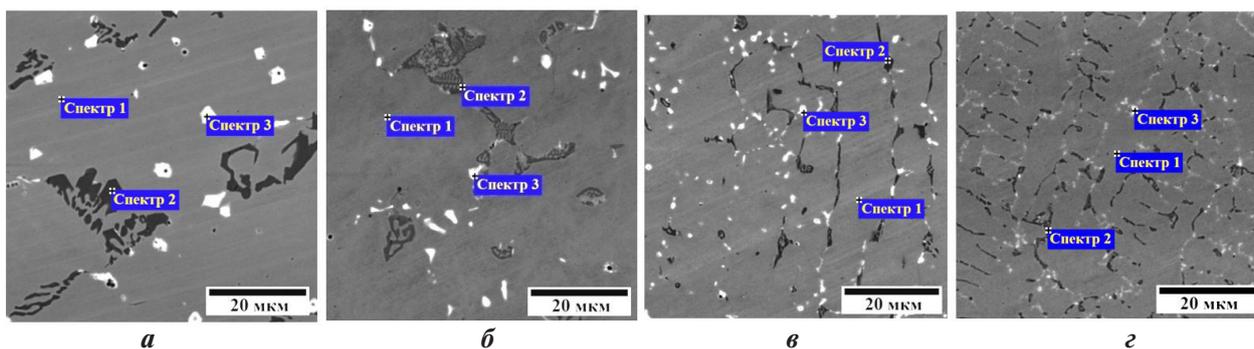


Рис. 8. Микроструктура и химический состав фаз сплава HP40NbTi в различных участках сварного соединения: *a* – основного металла, *б* – ЗТВ, *в* – МШ 1 валика, *г* – МШ 2 валика

Fig. 8. The microstructure and chemical composition of the phases of the HP40NbTi alloy in various sections of the welded joint: *a* – base metal, *b* – HAZ, *c* – MB 1 roller, *d* – MB 2 roller

Спектр №	Фаза	Содержание химических элементов, масс. % ( <i>a</i> )										
		Si	Ti	Cr	Fe	Ni	Nb	W	Mn	Mo	V	C
1	$\gamma$	1.93	0.06	25.86	34.72	35.60	0.15	0.33	1.03	0.26	0.03	н.о.
2	$Cr_m C_n$	0.04	0.01	79.14	8.35	1.53	0.02	1.30	0.11	0.54	0.02	8.94
3	NbC	0.08	1.15	1.67	0.61	0.66	85.20	0.15	0.03	0.09	0.06	10,30

Примечание. н.о. – содержание элемента не определялось.

Спектр №	Фаза	Содержание химических элементов, масс. % ( <i>б</i> )										
		Si	Ti	Cr	Fe	Ni	Nb	W	Mn	Mo	V	C
1	$\gamma$	1.26	0.02	25.58	36.23	34.54	0.49	0.23	1.37	0.23	0.02	н.о.
2	$Cr_m C_n$	0.03	0.01	78.24	9.14	2.15	0.02	1.05	0.10	0.54	0.02	8.70
3	NbC	0.13	0.53	0.24	0.42	0.56	87.55	0.18	0.03	0.14	0.07	10,15

Примечание. н.о. – содержание элемента не определялось.

Спектр №	Фаза	Содержание химических элементов, масс. % ( <i>в</i> )										
		Si	Ti	Cr	Fe	Ni	Nb	W	Mn	Mo	V	C
1	$\gamma$	1.46	0.03	26.55	35.64	33.67	0.43	0.47	1.46	0.24	0.02	н.о.
2	$Cr_m C_n$	0.07	0.02	63.70	15.23	10.65	0.41	0.43	0.15	0.75	0.04	8.55
3	NbC	0.29	2.14	8.32	3.63	5.14	70.25	0.20	0.09	0.16	0.13	9,65

Примечание. н.о. – содержание элемента не определялось.

Спектр №	Фаза	Содержание химических элементов, масс. % ( <i>г</i> )										
		Si	Ti	Cr	Fe	Ni	Nb	W	Mn	Mo	V	C
1	$\gamma$	1.52	0.04	26.43	34.86	34.66	0.27	0.38	1.57	0.22	0.02	н.о.
2	$Cr_m C_n$	0.25	0.07	64.50	12.67	11.85	0.78	0.32	0.13	0.54	0.04	8.82
3	NbC	0.43	2.56	6.14	4.95	3.32	72.23	0.16	0.06	0.11	0.07	9,94

Примечание. н.о. – содержание элемента не определялось.

Результаты РСМА выявили различие химического состава  $\gamma$ -фазы и карбидов в структуре сплава HP40NbTi в разных участках сварного соединения.

Анализ состава  $\gamma$ -фазы в структуре сплава проводили вдоль оси трубы посередине ее толщины (рис. 9). На рис. 10 показано изменение содержания химических компонентов сплава в ма-

тричном  $\gamma$ -твердом растворе в области сварного соединения, включающей основной металл, зону термического влияния и металла шва. Видно, что концентрация основных легирующих элементов – Fe, Ni, Cr в  $\gamma$ -фазе практически одинаковая во всех участках сварного соединения, как и тугоплавких элементов – Ti, V, Mo. Однако содержание Si, Nb, Mn в разных участках различается в 1,5-2 раза. Концентрация Nb и Mn минимальная в ОМ, возрастает в ЗТВ и максимальная в МШ. Концентрация Si изменяется в противоположном направлении: максимальная в ОМ и минимальная в МШ.

Установленные закономерности изменения концентрации Si и Nb в  $\gamma$ -твердом растворе в разных участках сварного соединения невозможно объяснить различиями в химическом составе металла трубы и сварочной проволоки. Если концентрация Mn в сварочной проволоке, действительно, несколько больше, чем в металле трубы, то концентрация Nb – меньше, а Si – практически одинаковая (табл. 1). Таким образом, полученные результаты показывают, что при сварке труб, в сплаве HP40NbTi в ЗТВ и металле шва протекают процессы, вызывающие обеднение матричной  $\gamma$ -фазы кремнием и обогащение ниобием.

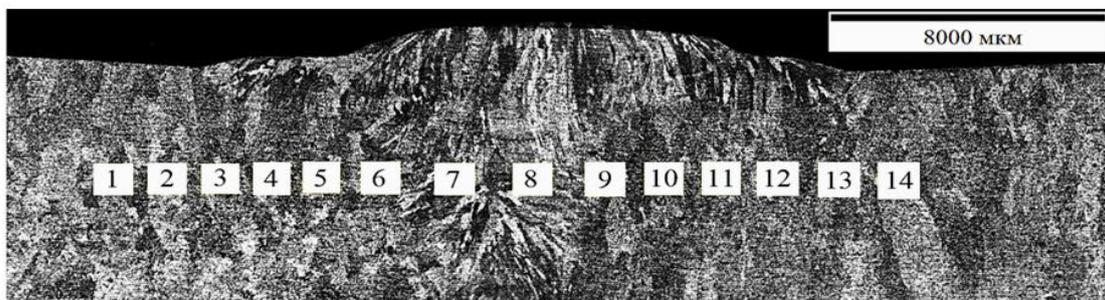


Рис. 9. Расположение участков анализа химического состава  $\gamma$ -твердого раствора в структуре сплава HP40NbTi вдоль оси трубного сварного соединения

Fig. 9. The location of the sections of the analysis of the chemical composition of the  $\gamma$ -solid solution in the structure of the HP40NbTi alloy along the axis of the pipe weld

Химический состав карбидов хрома и карбидов ниобия также различается в разных участках сварного соединения. В металле шва состав карбидов более неоднороден: часть основных карбидообразующих элементов – Nb и Cr замещена Fe и Ni (рис. 8).

Элементный анализ состава фаз выявил еще одну характерную особенность распределения химических элементов в структуре сплава HP40NbTi. Сравнение карт распределения химических элементов в структуре сплава в различных участках сварного соединения показывает существенное различие в характере распределения Si в  $\gamma$ -фазе (рис. 11–13). Если в основном металле кремний равномерно распределен в твердом растворе, то в металле шва и, особенно, в ЗТВ наблюдается явно выраженная сегрегация Si вблизи карбидов ниобия и хрома.

Особенность структуры зоны термического влияния сварного соединения не ограничивается наличием локальных сегрегаций кремния. Использование РЭМ позволило выявить образование светло-серых включений в структуре сплава HP40NbTi в ЗТВ. Наибольшее количество включений присутствует в участках ЗТВ, расположенных вблизи границы с металлом шва (рис. 14). Они располагаются в  $\gamma$ -фазе вблизи с первичными карбидами или на межфазных границах карбид/матрица и сопоставимы по размеру с включениями карбидных фаз. РСМА светло-серых включений в структуре сплава показал, что эта фаза обогащена кремнием, никелем и ниобием, а также содержит хром, железо и титан (рис. 15).

Известно, что в процессе выдержки при температурах 800-950 °C в структуре сплава HP40NbTi происходит превращение карбида NbC с образованием интерметаллидной G-фазы с формулой Nb<sub>6</sub>Ni<sub>16</sub>Si<sub>7</sub> [41–45]. Однако при кратковременной выдержке фазовый переход может не завер-

шаться и, в этом случае, часть никеля и ниобия в интерметаллиде будет замещена хромом и титаном соответственно. Подобные структуры наблюдали в [46–49]. Из полученных результатов следует, что температуры и длительность нагрева сплава HP40NbTi при сварке труб являются достаточными для развития процесса образования G-фазы в его структуре в зоне термического влияния.

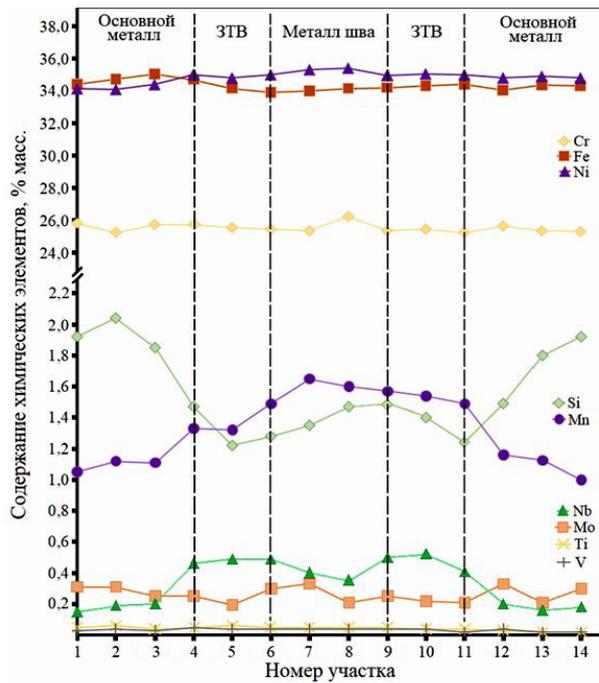


Рис. 10. Изменение содержания химических элементов в  $\gamma$ -твердом растворе в структуре сплава HP40NbTi вдоль оси трубного сварного соединения. Номера участков исследования – по рис. 9

Fig. 10. Change in the content of chemical elements in the  $\gamma$ -solid solution in the structure of the HP40NbTi alloy along the axis of the pipe weld. The numbers of the study sites are according to Fig. 9

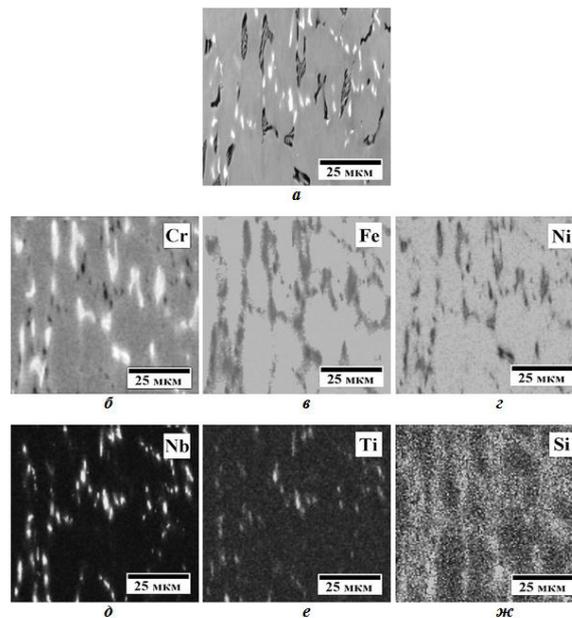


Рис. 11. Микроструктура сплава HP40NbTi в 1-м валике металла шва сварного соединения в обратно-рассеянных электронах (а) и карты распределения Cr (б), Fe (в), Ni (г), Nb (д), Ti (е), Si (ж)  
 Fig. 11. The microstructure of the HP40NbTi alloy in the 1st roll of the weld metal in back-scattered electrons (a) and the distribution map Cr (b), Fe (c), Ni (d), Nb (e), Ti (f), Si (g)

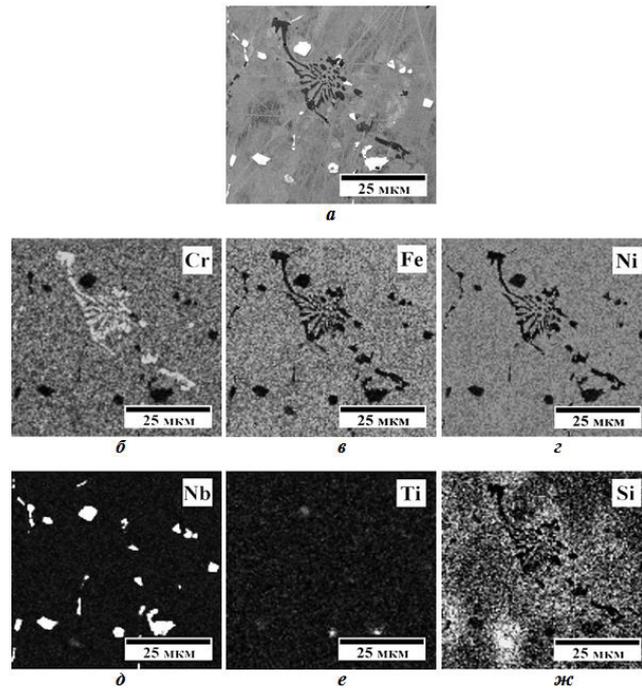


Рис. 12. Микроструктура сплава HP40NbTi в ЗТВ вблизи 1-го валика металла шва сварного соединения в обратно-рассеянных электронах (а) и карты распределения Cr (б), Fe (в), Ni (г), Nb (д), Ti (е), Si (ж)

Fig. 12. Microstructure of the HP40NbTi alloy in the HAZ near the 1st roll of the weld metal in backscattered electrons (a) and the distribution map Cr (b), Fe (c), Ni (d), Nb (e), Ti (f), Si (g)

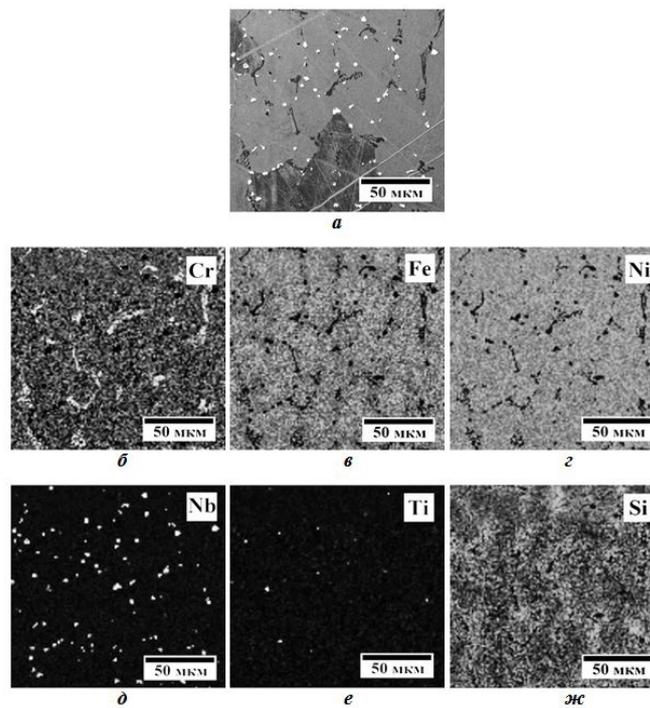


Рис. 13. Микроструктура сплава HP40NbTi в ЗТВ вблизи 2-го валика металла шва сварного соединения в обратно-рассеянных электронах (а) и карты распределения Cr (б), Fe (в), Ni (г), Nb (д), Ti (е), Si (ж)

Fig. 13. Microstructure of the HP40NbTi alloy in the HAZ near the 2nd roll of the weld metal in backscattered electrons (a) and the distribution map Cr (b), Fe (c), Ni (d), Nb (e), Ti (f), Si (g)

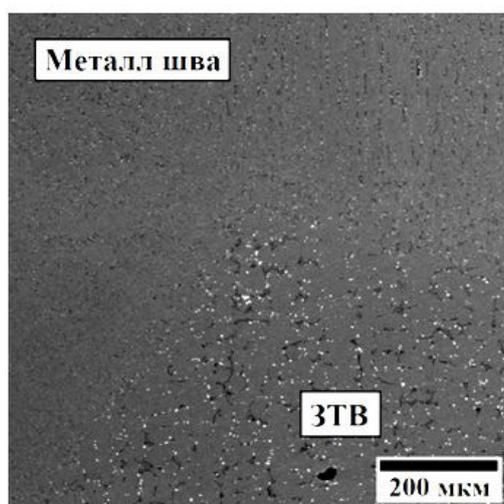


Рис. 14. Микроструктура сплава HP40NbTi в области границы ЗТВ/1-ый валик МШ сварного соединения  
 Fig. 14. Microstructure of the HP40NbTi alloy in the region of the HAZ boundary / 1st welded joint roll

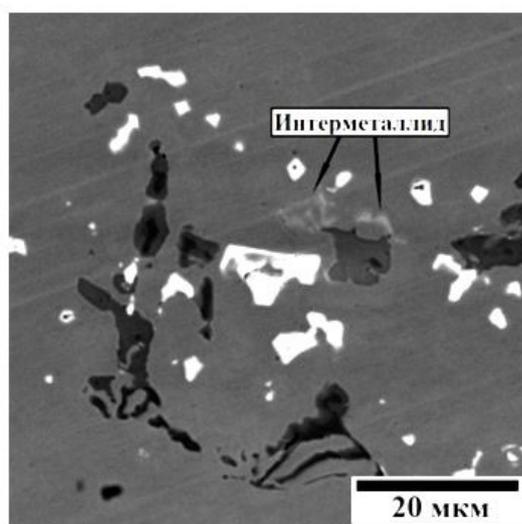


Рис. 15. Микроструктура сплава HP40NbTi в обратно-отраженных электронах в ЗТВ вблизи 2-го валика металла шва сварного соединения и химический состав интерметаллидной фазы

Fig. 15. Microstructure of the HP40NbTi alloy in back-reflected electrons in the HAZ near the 2nd roll of the weld metal and the chemical composition of the intermetallic phase

Фаза	Содержание химических элементов, масс. %					
	Si	Ti	Cr	Fe	Ni	Nb
Интерметаллид	8,02	0,05	23,41	8,19	31,20	29,13

Таким образом, исследование выявило выраженную структурно-фазовую неоднородность сварного соединения центробежнолитых труб из сплава HP40NbTi. Микроструктура металла шва значительно дисперснее и содержит большее количество карбидной фазы по сравнению с основным металлом. Состав карбидов на основе Nb и Cr в этом участке соединения также более неоднородный и содержит, кроме основных карбидообразующих элементов, большее количество других металлических элементов состава сплава. Матричная  $\gamma$ -фаза в металле шва и ЗТВ содержит меньшее количество кремния и большее – ниобия и марганца по сравнению с основным

металлом. Повышенное содержание марганца в  $\gamma$ -фазе в этих участках обусловлено существенно большей его концентрацией в сварочной проволоке (табл. 1). Однако изменение содержания Si и Nb связано с диффузионными процессами в сплаве, провоцируемыми нагревом при сварке труб. Элементное картирование выявило характерную особенность распределения кремния в структуре ЗТВ. Кремний образует значительные сегрегации по границам первичных зерен  $\gamma$ -фазы, концентрируясь вблизи эвтектических карбидов ниобия и хрома (рис. 11–13). Следствием этого является развитие процесса формирования G-фазы, включения которой располагаются вблизи первичных карбидов в структуре сплава в зоне термического влияния сварного соединения (рис. 14–15). Следовательно, нагрев ЗТВ сплава HP40NbTi до температур 600–900 °C при двухпроходной сварке провоцирует протекание превращения NbC  $\rightarrow$  G-фаза. Вероятно, этим объясняется уменьшение концентрации Si и увеличение содержания Nb в  $\gamma$ -фазе в ЗТВ и металле шва, определяемое РСМА (рис. 9–10).

Значительная неоднородность структуры и ускоренное образование G-фазы в ЗТВ при сварке труб из сплава HP40NbTi должны приводить к неоднородности механических свойств сварного соединения [6, 50–59]. Это подтверждается существенным различием в уровне микротвердости сплава в разных участках сварного соединения. Вследствие такой неоднородности возникает неопределенность участка разрушения сварных труб при эксплуатации и невозможность прогнозирования ресурса оборудования. Анализ влияния структуры на механические свойства сварного соединения центробежнолитых труб из сплава HP40NbTi является целью дальнейших исследований.

### Заключение

Структура сварного соединения центробежнолитых труб из сплава Fe-25Cr-35Ni-0.45C имеет выраженную неоднородность и значительно различается дисперсностью, соотношением и составом фаз в различных участках: основном металле, зоне термического влияния и металле шва. После сварки труб из сплава Fe-25Cr-35Ni-0.45C в зоне термического влияния сварного соединения выявляется локальная повышенная концентрация кремния и образование интерметаллидной фазы вблизи эвтектических карбидов ниобия и хрома. Микротвердость сплава также существенно различается в металле шва, зоне термического влияния и основном металле, что свидетельствует о неоднородности механических свойств трубного сварного соединения и может оказывать отрицательное влияние на его ресурс при эксплуатации.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] **Garbiak M., Jasinski W., Piekarski B.** Materials for reformer furnace tubes. History of evolution // Archives of Foundry Engineering. 2011. V. 11. Is. 2. P. 47-52.
- [2] **Tawancy H.M., Ul-Hamid A., Mohammed A.I., Abbas N.M.** Effect of materials selection and design on the performance of an engineering product – An example from petrochemical industry // Materials & Design. 2007. V. 28. Is. 2. P.686-703.
- [3] **Ghatak A., Robi P.S.** High-temperature tensile properties and creep life assessment of 25Cr35NiNb micro-alloyed steel // Journal of Materials Engineering and Performance. 2016. V. 25. Is. 5. P. 2000-2007.
- [4] **Ul-Hamid A., Tawancy H.M., Mohammed A-R.I., Abbas N.M.** Failure analysis of furnace radiant tubes exposed to excessive temperature // Engineering Failure Analysis. 2006. V. 13. Is. 6. P. 1005-1021.
- [5] **Bonaccorsi L., Guglielmino E., Pino R., Servetto C., Sili A.** Damage analysis in Fe-Cr-Ni centrifugally cast alloy tubes for reforming furnaces // Engineering Failure Analysis. 2014. V. 36. P. 65-74.
- [6] **Alvino A., Lega D., Giacobbe F., Mazzocchi V., Rinaldi A.** Damage characterization in two reformer heater tubes after nearly 10 2020s of service at different operative and maintenance conditions // Engineering Failure Analysis. 2010. V. 17. Iss. 7-8. P. 1526-1541.

- [7] **Alessio D., Gonzalez G., Fernandez Pirrone V., Iurman L., Moro L.** Variation of creep properties in HP steel by influence of temperature // *Procedia Materials Science*. 2012. V. 1. P. 104-109.
- [8] **Kenik E.A., Maziasz P.J., Swindeman R.W., Cervenka J., May D.** Structure and phase stability in cast modified-HP austenite after long-term ageing // *Scripta Materialia*. 2003. V. 49. Is. 2. P. 117-122.
- [9] **Рудской А.И., Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Фукс М.Д., Петров С.Н.** Особенности структуры и длительная прочность литого жаропрочного сплава 45X26H33C2B2 // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2013. № 4 (694). С. 42-47.
- [10] **Borjali S., Allahkaram S.R., Khosravi H.** Effects of working temperature and carbon diffusion on the microstructure of high pressure heat-resistant stainless steel tubes used in pyrolysis furnaces during service condition // *Materials & Design*. 2012. V. 34. P. 65-73.
- [11] **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Орыщенко А.С., Фукс М.Д., Петров С.Н.** Трансформация структуры жаропрочного сплава 0,45С – 26Cr – 33Ni – 2Si – 2Nb при длительной высокотемпературной выдержке // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2013. № 10 (700). С. 7-14.
- [12] **Рудской А.И., Анастасиади Г.П., Кондратьев С.Ю., Орыщенко А.С., Фукс М.Д.** Влияние фактора числа электронных вакансий на кинетику образования, роста и растворения фаз при длительных высокотемпературных выдержках жаропрочного сплава 0.45C-26Cr-33Ni-2Si-2Nb // *Физика металлов и материаловедение*. 2014. Т. 115. № 1. С. 3-13.
- [13] **Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Фукс М.Д., Петров С.Н.** Особенности структурных изменений в жаропрочном сплаве 0.45C-26Cr-33Ni-2Si-2Nb при температурах эксплуатации. Сообщение 1. Литое состояние // *Научно-технические ведомости СПбГПУ*. 2012. № 1 (142). С. 155-163.
- [14] **Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Фукс М.Д., Петров С.Н.** Особенности структурных изменений в жаропрочном сплаве 0.45C-26Cr-33Ni-2Si-2Nb при температурах эксплуатации. Сообщение 2. Влияние высокотемпературной выдержки // *Научно-технические ведомости СПбГПУ*. 2012. № 1–1 (147). С. 217-228.
- [15] **Рудской А.И., Анастасиади Г.П., Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Фукс М.Д.** Особенности структурных изменений в жаропрочном сплаве 0.45C-26Cr-33Ni-2Si-2Nb при температурах эксплуатации. Сообщение 3. Механизм и кинетика фазовых превращений // *Научно-технические ведомости СПбГПУ*. 2012. № 3–2 (154). С. 143-150.
- [16] **Фукс М.Д., Зеленин Ю.В., Кондратьев С.Ю.** Исследование качества металла толстостенных труб из коррозионно-стойких сталей // *Заготовительные производства в машиностроении*. 2012. № 2. С. 36-38.
- [17] **Santos M., Guedes M., Baptista R., Infante V., Cláudio R.A.** Effect of severe operation conditions on the degradation state of radiant coils in pyrolysis furnaces // *Engineering Failure Analysis*. 2015. V. 56. P. 194-203.
- [18] **Pman M.N., Kusmono.** Analysis of material degradation and life assessment of 25Cr-38Ni-Mo-Ti wrought alloy steel (HPM) for cracking tubes in an ethylene plant // *Engineering Failure Analysis*. 2014. V. 42. P. 100-108.
- [19] **Monobe L.S., Schön C.G.** Microstructural and fractographic investigation of a centrifugally cast 20Cr32Ni+Nb alloy tube in the as cast and aged states // *Journal of Materials Research and Technology*. 2013. V. 2. Is. 2. P. 195-201.
- [20] **Wang W.Z., Xuan F.Z., Wang Z.D., Wang B., Liu C.J.** Effect of overheating temperature on the microstructure and creep behavior of HP40Nb alloy // *Materials & Design*. 2011. V. 32. Is. 7. P. 4010-4016.
- [21] **Guo J., Cheng C., Li H., Zhao J., Min X.** Microstructural analysis of Cr35Ni45Nb heat-resistant steel after a five-2020 service in pyrolysis furnace // *Engineering Failure Analysis*. 2017. V. 79. P. 625-633.
- [22] **Liu C.J., Chen Y.** Variations of the microstructure and mechanical properties of HP40Nb hydrogen reformer tube with time at elevated temperature // *Materials & Design*. 2011. V. 32. Is. 4. P. 2507-2512.

[23] **Mostafaei M., Shamanian M., Purmohamad H., Amini M., Saatchi A.** Microstructural degradation of two cast heat resistant reformer tubes after long term service exposure // *Engineering Failure Analysis*. 2011. V. 18. Is. 1. P. 164-171.

[24] **Alvino A., Ramires D., Tonti A., Lega D.** Influence of chemical composition on microstructure and phase evolution of two HP heat resistant stainless steels after long term plant-service aging // *Materials at High Temperatures*. 2014. V. 31. Is. 1. P. 2-11.

[25] **Hu B., Chen X., Liu C., Lian C., Chen T.** Study on microstructure and properties of centrifugal casting 35Cr45NiNb+MA furnace tubes during service // *Materials at High Temperatures*. 2019. V. 36. Is. 6. P. 489-498.

[26] **Guo J., Cao T., Cheng C., Meng X., Zhao J.** Microstructure evolution and mechanical properties degradation of HPNb alloy after a five-2020 service // *Materials Research Express*. 2018. V. 5. Is. 4. 046509.

[27] **Рудской А.И., Орыщенко А.С., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Фукс М.Д.** Механизм и кинетика фазовых превращений в жаропрочном сплаве 45Х26Н33С2Б2 при длительных высокотемпературных выдержках. Часть 1 // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2014. № 1 (703). С. 3-8.

[28] **Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Анастасиади Г.П., Орыщенко А.С., Фукс М.Д.** Механизм и кинетика фазовых превращений в жаропрочном сплаве 45Х26Н33С2Б2 при длительных высокотемпературных выдержках. Часть 2 // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2014. № 3 (705). С. 12-19.

[29] **Кондратьев С.Ю., Пташник А.В., Анастасиади Г.П., Петров С.Н.** Анализ превращений карбидных фаз в сплаве 25Cr35Ni методом количественной электронной микроскопии // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2015. № 7 (721). С. 36-43.

[30] **de Almeida L.H., Emygdio P.R.O., Le May I., Ferraz F.C.** Microstructural characterization and geometrical analysis of welded joints of high temperature stainless steel tubes / In: Burke M.G., Clark E.A., Palmiere E.J., editors. *Microstructural science. Understanding microstructure: key to advances in materials*, Vol. 24. Materials Park (OH): ASM; 1996. – P. 193-198.

[31] **Allahkaram S.R., Borjali S., Khosravi H.** Investigation of weldability and property changes of high pressure heat-resistant cast stainless steel tubes used in pyrolysis furnaces after a five-2020 service // *Materials & Design*. January 2012. Vol. 33. P. 476-484.

[32] **Guglielmino E., Pino R., Servetto C., Sili A.** Damage investigation on welded tubes of a reforming furnace // *La Metallurgia Italiana*. 2015. V. 107. Is. 1. P. 53-58.

[33] **Singhatham C., Eidhed K.** The study of welding repair parameters of tube 35Cr-45Ni-Nb alloy of the ethylene heating furnace // *Applied Mechanics and Materials*. 2016. N 848. P. 35-38.

[34] **Maeda T., Terwijn F.** Carburization resistance of high-Cr, high-Ni weld overlaid furnace tubes for ethylene pyrolysis / 2005 AIChE Spring National Meeting, Conference Proceeding. 2005. P. 1039-1048.

[35] **Abbasi M., Park I., Ro Y., Nam J., Ji Y., Kim J., Ayer R.** Microstructural evaluation of welded fresh-to-aged reformer tubes used in hydrogen production plants // *Engineering Failure Analysis*. 2018. V. 92. P. 368-377.

[36] **Анастасиади Г.П., Кондратьев С.Ю., Орыщенко А.С., Петров С.Н., Фукс М.Д.** Влияние циклов «нагрев – охлаждение» на длительную прочность литого жаропрочного сплава 45Х26Н33С2Б2 // *Научно-технические ведомости СПбГПУ*. 2013. № 1 (166). С. 113-120.

[37] **Анастасиади Г.П., Кондратьев С.Ю., Орыщенко А.С., Фукс М.Д.** Влияние скорости охлаждения при технологическом термоциклировании на длительную прочность литого жаропрочного сплава 45Х26Н33С2Б2 // *Научно-технические ведомости СПбГПУ*. 2013. № 2 (171). С. 109-119.

[38] **Kondrat'ev S.Y., Anastasiadi G.P., Ptashnik A.V., Petrov S.N.** Kinetics of the high-temperature oxidation of heat-resistant statically and centrifugally cast HP40NbTi alloys // *Oxidation of Metals*. 2019. Vol. 91. Is. 1-2. P. 33-53.

[39] **Кондратьев С.Ю., Петров С.Н., Анастасиади Г.П., Цеменко А.В.** Структурные особенности высокотемпературного окисления литого жаропрочного сплава HP40NbTi. Часть I. Кинетика окисления // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2020. № 1 (775). С. 35-46.

- [40] **Кондратьев С.Ю., Петров С.Н., Анастасиади Г.П., Цеменко А.В.** Структурные особенности высокотемпературного окисления литого жаропрочного сплава HP40NbTi. Часть II. Эволюция микроструктуры и фазового состава // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2020. № 1 (775). С. 47-56.
- [41] **Beattie H.J., Versnyder F.L.** A new complex phase in a high-temperature alloy // *Nature*. 1956. V. 178. P. 208-209.
- [42] **Bergman G., Waugh J.L.T.** The crystal structure of the intermetallic compound M6Si7Cu16 // *Acta Crystallographica*. 1956. V. 9. Pt 3. P. 214–217.
- [43] **Villars P., Calvert L.D. (Eds.)** Pearson's handbook of crystallographic data for intermetallic phases. – 2nd ed., in 4 vols. – Materials Park, Ohio: ASM International, 1991. – V. 3. P. 4531-4532.
- [44] **Chen Y., Dai X., Chen X., Yang B.** The characterization of G-phase in Fe20Cr9Ni cast duplex stainless steel // *Materials Characterization*. 2019. V. 149. P. 74-81.
- [45] **Ribeiro A.F., Borges R.M.T., de Almeida L.H.** Phase transformation in heat resistant steels observed by STEM (NbTi)C–NiNbSi (G-Phase) // *Acta Microscopica*. 2002. V. 11. Is. 1. P. 59-63.
- [46] **Piekarski B.** Effect of Nb and Ti additions on microstructure, and identification of precipitates in stabilized Ni-Cr cast austenitic steels // *Materials Characterization*. 2001. V. 47. Is. 3-4. P. 181-186.
- [47] **Ibañez R.A.P., de Almeida Soares G.D., de Almeida L.H., Le May I.** Effects of Si content on the microstructure of modified-HP austenitic steels // *Materials Characterization*. 1993. V. 30. Is. 4. P. 243-249.
- [48] **Powell D.J., Pilkington R., Miller D.A.** The precipitation characteristics of 20% Cr/25% Ni–Nb stabilised stainless steel // *Acta Metallurgica*. 1988. V. 36. Is. 3. P. 713-724.
- [49] **Yoshida M.** The segregation of silicon on austenite grain boundaries and on austenite/carbide interfaces in high carbon steels // *Scripta Metallurgica*. 1982. Vol. 16. Is. 7. P. 787-790.
- [50] **Chen Q.Z., Thomas C.W., Knowles D.M.** Characterisation of 20Cr32Ni1Nb alloys in as-cast and ex-service conditions by SEM, TEM and EDX // *Materials Science and Engineering: A*. 2004. V. 374. Is. 1-2. P. 398-408.
- [51] **Ecob R.C., Lobb R.C., Kohler V.L.** The formation of G-phase in 20/25 Nb stainless steel AGR fuel cladding alloy and its effect on creep properties // *Journal of Materials Science*. 1987. Vol. 22. Is. 8. P. 2867-2880.
- [52] **Knowles D.M., Thomas C.W., Keen D.J., Chen Q.Z.** In service embrittlement of cast 20Cr32Ni1Nb components used in steam reformer applications // *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2004. V. 81. Is. 6. P. 499-506.
- [53] **Abbasi M., Park I., Ro Y., Ji Y., Ayer R., Shim J.-H.** G-phase formation in twenty-2020s aged heat-resistant cast austenitic steel reformer tube // *Materials Characterization*. 2019. V. 148. P. 297-306.
- [54] **de Almeida L.H., Ribeiro A.F., Le May I.** Microstructural characterization of modified 25Cr–35Ni centrifugally cast steel furnace tubes // *Materials Characterization*. 2002. V. 49 Is. 3. P. 219-229.
- [55] **Swaminathan J., Guguloth K., Gunjan M., Roy P., Ghosh R.** Failure analysis and remaining life assessment of service exposed primary reformer heater tubes // *Engineering Failure Analysis*. 2008. V. 15. Is. 4. P. 311-331.
- [56] **Andrade A.R., Bolfarini C., Ferreira L.A.M., Souza Filho C.D., Bonazzi L.H.C.** Titanium micro addition in a centrifugally cast HPNb alloy: High temperature mechanical properties // *Materials Science and Engineering: A*. 2015. V. 636. P. 48-52.
- [57] **Alomari A.S., Kumar N., Murty K.L.** Creep behavior and microstructural evolution of a Fe-20Cr-25Ni (mass percent) austenitic stainless steel (Alloy 709) at elevated temperatures // *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2019. Vol. 50A. Is. 2. P. 641-654.
- [58] **Sun D., Lee H., Jeon C., Bower A., Kumar S., Park I., Ro Y., Ayer R.** Evolution of microstructure and creep behavior in an Fe-Ni-Cr-Nb-C alloy during service in hydrocarbon cracker tubes // *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2019. V. 28. P. 6588–6602.

[59] Liu C., Chen X., Chen T., Nie D., Wang L. Carbide transformation in carburised zone of 25Cr35NiNb+MA alloy after high-temperature service // Materials at High Temperatures. 2016. V. 33. Is. 1. P. 98-104.

### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ФУКС Михаил Дмитриевич** – зам. нач. НПК 6 - нач. лаб 61, НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», канд. техн. наук.  
E-mail: stoma\_87@mail.ru

**ФРОЛОВ Максим Алексеевич** – инженер, НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», без степени.  
E-mail: frolov\_maks20@mail.ru

**СВЯТЫШЕВА Екатерина Вадимовна** – инженер, НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», без степени.  
E-mail: svyatysheva.ek@yandex.ru

**ЦЕМЕНКО Алина Вадимовна** – инженер 1-й категории, НИЦ «Курчатовский институт» – ЦНИИ КМ «Прометей», без степени.  
E-mail: ptashnik.avp1993@yandex.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 30.04.2020

### REFERENCES

[1] M. Garbiak, W. Jasinski, B. Piekarski, Materials for reformer furnace tubes. History of evolution // Archives of Foundry Engineering. 2011. V. 11. Is. 2. P. 47-52.

[2] H.M. Tawancy, A. Ul-Hamid, A.I. Mohammed, N.M. Abbas, Effect of materials selection and design on the performance of an engineering product – An example from petrochemical industry // Materials & Design. 2007. V. 28. Is. 2. P. 686-703.

[3] A. Ghatak, P.S. Robi, High-temperature tensile properties and creep life assessment of 25Cr35NiNb micro-alloyed steel // Journal of Materials Engineering and Performance. 2016. V. 25. Is. 5. P. 2000-2007.

[4] A. Ul-Hamid, H.M. Tawancy, A-R.I. Mohammed, N.M. Abbas, Failure analysis of furnace radiant tubes exposed to excessive temperature // Engineering Failure Analysis. 2006. V. 13. Is. 6. P. 1005-1021.

[5] L. Bonaccorsi, E. Guglielmino, R. Pino, C. Servetto, A. Sili, Damage analysis in Fe-Cr-Ni centrifugally cast alloy tubes for reforming furnaces // Engineering Failure Analysis. 2014. V. 36. P. 65-74.

[6] A. Alvino, D. Lega, F. Giacobbe, V. Mazzocchi, A. Rinaldi, Damage characterization in two reformer heater tubes after nearly 10 years of service at different operative and maintenance conditions // Engineering Failure Analysis. 2010. V. 17. Iss. 7-8. P. 1526-1541.

[7] D. Alessio, G. Gonzalez, V. Fernandez Pirrone, L. Iurman, L. Moro, Variation of creep properties in HP steel by influence of temperature // Procedia Materials Science. 2012. V. 1. P. 104-109.

[8] E.A. Kenik, P.J. Maziasz, R.W. Swindeman, J. Cervenka, D. May, Structure and phase stability in cast modified-HP austenite after long-term ageing // Scripta Materialia. 2003. V. 49. Is. 2. P. 117-122.

[9] A.I. Rudskoy, A.S. Oryshchenko, S.Yu. Kondratyev, G.P. Anastasiadi, M.D. Fuks, S.N. Petrov, Osobennosti struktury i dlitelnaya prochnost litogo zharoprochnogo splava 45Kh26N33S2B2 // Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov. 2013. № 4 (694). S. 42-47.

[10] S. Borjali, S.R. Allahkaram, H. Khosravi, Effects of working temperature and carbon diffusion on the microstructure of high pressure heat-resistant stainless steel tubes used in pyrolysis furnaces during service condition // Materials & Design. 2012. V. 34. P. 65-73.

- [11] **A.I. Rudskoy, S.Yu. Kondratyev, G.P. Anastasiadi, A.S. Oryshchenko, M.D. Fuks, S.N. Petrov**, Transformatsiya struktury zharoprochnogo splava 0,45C – 26Cr – 33Ni – 2Si – 2Nb pri dlitelnoy vysokotemperaturnoy vyderzhke // *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2013. № 10 (700). S. 7-14.
- [12] **A.I. Rudskoy, G.P. Anastasiadi, S.Yu. Kondratyev, A.S. Oryshchenko, M.D. Fuks**, Vliyaniye faktora chisla elektronnykh vakansiy na kinetiku obrazovaniya, rosta i rastvoreniya faz pri dlitelnykh vysokotemperaturnykh vyderzhkakh zharoprochnogo splava 0.45C-26Cr-33Ni-2Si-2Nb // *Fizika metallov i metallovedeniye*. 2014. T. 115. № 1. S. 3-13.
- [13] **A.S. Oryshchenko, S.Yu. Kondratyev, G.P. Anastasiadi, M.D. Fuks, S.N. Petrov**, Osobennosti strukturnykh izmeneniy v zharoprochnom splave 0.45C-26Cr-33Ni-2Si-2Nb pri temperaturakh ekspluatatsii. Soobshcheniye 1. Litoye sostoyaniye // *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2012. № 1 (142). S. 155-163.
- [14] **A.S. Oryshchenko, S.Yu. Kondratyev, G.P. Anastasiadi, M.D. Fuks, S.N. Petrov**, Osobennosti strukturnykh izmeneniy v zharoprochnom splave 0.45C-26Cr-33Ni-2Si-2Nb pri temperaturakh ekspluatatsii. Soobshcheniye 2. Vliyaniye vysokotemperaturnoy vyderzhki // *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2012. № 1–1 (147). S. 217-228.
- [15] **A.I. Rudskoy, G.P. Anastasiadi, A.S. Oryshchenko, S.Yu. Kondratyev, M.D. Fuks**, Osobennosti strukturnykh izmeneniy v zharoprochnom splave 0.45C-26Cr-33Ni-2Si-2Nb pri temperaturakh ekspluatatsii. Soobshcheniye 3. Mekhanizm i kinetika fazovykh prevrashcheniy // *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2012. № 3–2 (154). S. 143-150.
- [16] **M.D. Fuks, Yu.V. Zelenin, S.Yu. Kondratyev**, Issledovaniye kachestva metalla tolstostennykh trub iz korrozionno-stoykikh staley // *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2012. № 2. S. 36-38.
- [17] **M. Santos, M. Guedes, R. Baptista, V. Infante, R.A. Claudio**, Effect of severe operation conditions on the degradation state of radiant coils in pyrolysis furnaces // *Engineering Failure Analysis*. 2015. V. 56. P. 194-203.
- [18] **M.N. Ilman, Kusmono**, Analysis of material degradation and life assessment of 25Cr-38Ni-Mo-Ti wrought alloy steel (HPM) for cracking tubes in an ethylene plant // *Engineering Failure Analysis*. 2014. V. 42. P. 100-108.
- [19] **L.S. Monobe, C.G. Schön**, Microstructural and fractographic investigation of a centrifugally cast 20Cr32Ni+ Nb alloy tube in the as cast and aged states // *Journal of Materials Research and Technology*. 2013. V. 2. Is. 2. P. 195-201.
- [20] **W.Z. Wang, F.Z. Xuan, Z.D. Wang, B. Wang, C.J. Liu**, Effect of overheating temperature on the microstructure and creep behavior of HP40Nb alloy // *Materials & Design*. 2011. V. 32. Is. 7. P. 4010-4016.
- [21] **J. Guo, C. Cheng, H. Li, J. Zhao, X. Min**, Microstructural analysis of Cr35Ni45Nb heat-resistant steel after a five-year service in pyrolysis furnace // *Engineering Failure Analysis*. 2017. V. 79. P. 625-633.
- [22] **C.J. Liu, Y. Chen**, Variations of the microstructure and mechanical properties of HP40Nb hydrogen reformer tube with time at elevated temperature // *Materials & Design*. 2011. V. 32. Is. 4. P. 2507-2512.
- [23] **M. Mostafaei, M. Shamanian, H. Purmohamad, M. Amini, A. Saatchi**, Microstructural degradation of two cast heat resistant reformer tubes after long term service exposure // *Engineering Failure Analysis*. 2011. V. 18. Is. 1. P. 164-171.
- [24] **A. Alvino, D. Ramires, A. Tonti, D. Lega**, Influence of chemical composition on microstructure and phase evolution of two HP heat resistant stainless steels after long term plant-service aging // *Materials at High Temperatures*. 2014. V. 31. Is. 1. P. 2-11.
- [25] **B. Hu, X. Chen, C. Liu, C. Lian, T. Chen**, Study on microstructure and properties of centrifugal casting 35Cr45NiNb+MA furnace tubes during service // *Materials at High Temperatures*. 2019. V. 36. Is. 6. P. 489-498.

[26] **J. Guo, T. Cao, C. Cheng, X. Meng, J. Zhao**, Microstructure evolution and mechanical properties degradation of HPNb alloy after a five-year service // *Materials Research Express*. 2018. V. 5. Is. 4. 046509.

[27] **A.I. Rudskoy, A.S. Oryshchenko, S.Yu. Kondratyev, G.P. Anastasiadi, M.D. Fuks**, Mekhanizm i kinetika fazovykh prevrashcheniy v zharoprochnom splave 45Kh26N33S2B2 pri dlitelnykh vysokotemperaturnykh vyderzhkakh. Chast 1 // *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2014. № 1 (703). S. 3-8.

[28] **A.I. Rudskoy, S.Yu. Kondratyev, G.P. Anastasiadi, A.S. Oryshchenko, M.D. Fuks**, Mekhanizm i kinetika fazovykh prevrashcheniy v zharoprochnom splave 45Kh26N33S2B2 pri dlitelnykh vysokotemperaturnykh vyderzhkakh. Chast 2 // *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2014. № 3 (705). S. 12-19.

[29] **S.Yu. Kondratyev, A.V. Ptashnik, G.P. Anastasiadi, S.N. Petrov**, Analiz prevrashcheniy karbidnykh faz v splave 25Cr35Ni metodom kolichestvennoy elektronnoy mikroskopii // *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2015. № 7 (721). S. 36-43.

[30] **L.H. de Almeida, P.R.O. Emydio, I. Le May, F.C. Ferraz**, Microstructural characterization and geometrical analysis of welded joints of high temperature stainless steel tubes / In: Burke M.G., Clark E.A., Palmiere E.J., editors. *Microstructural science. Understanding microstructure: key to advances in materials*, Vol. 24. Materials Park (OH): ASM; 1996. – P. 193-198.

[31] **S.R. Allahkaram, S. Borjali, H. Khosravi**, Investigation of weldability and property changes of high pressure heat-resistant cast stainless steel tubes used in pyrolysis furnaces after a five-year service // *Materials & Design*. January 2012. Vol. 33. P. 476-484.

[32] **E. Guglielmino, R. Pino, C. Servetto, A. Sili**, Damage investigation on welded tubes of a reforming furnace // *La Metallurgia Italiana*. 2015. V. 107. Is. 1. P. 53-58.

[33] **C. Singhatam, K. Eideh**, The study of welding repair parameters of tube 35Cr-45Ni-Nb alloy of the ethylene heating furnace // *Applied Mechanics and Materials*. 2016. N 848. P. 35-38.

[34] **T. Maeda, F. Terwijn**, Carburization resistance of high-Cr, high-Ni weld overlaid furnace tubes for ethylene pyrolysis / 2005 AIChE Spring National Meeting, Conference Proceeding. 2005. P. 1039-1048.

[35] **M. Abbasi, I. Park, Y. Ro, J. Nam, Y. Ji, J. Kim, R. Ayer**, Microstructural evaluation of welded fresh-to-aged reformer tubes used in hydrogen production plants // *Engineering Failure Analysis*. 2018. V. 92. P. 368-377.

[36] **G.P. Anastasiadi, S.Yu. Kondratyev, A.S. Oryshchenko, S.N. Petrov, M.D. Fuks**, Vliyaniye tsiklov «nagrev – okhlazhdeniye» na dlitelnyuyu prochnost litogo zharoprochnogo splava 45Kh26N33S2B2 // *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. № 1 (166). S. 113-120.

[37] **G.P. Anastasiadi, S.Yu. Kondratyev, A.S. Oryshchenko, M.D. Fuks**, Vliyaniye skorosti okhlazhdeniya pri tekhnologicheskome termotsiklovanii na dlitelnyuyu prochnost litogo zharoprochnogo splava 45Kh26N33S2B2 // *Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2013. № 2 (171). S. 109-119.

[38] Kondrat'ev S.Y., Anastasiadi G.P., Ptashnik A.V., Petrov S.N. Kinetics of the high-temperature oxidation of heat-resistant statically and centrifugally cast HP40NbTi alloys // *Oxidation of Metals*. 2019. Vol. 91. Is. 1-2. P. 33-53.

[39] **S.Yu. Kondratyev, S.N. Petrov, G.P. Anastasiadi, A.V. Tsemenko**, Strukturnyye osobennosti vysokotemperaturnogo okisleniya litogo zharoprochnogo splava HP40NbTi. Chast I. Kinetika okisleniya // *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2020. № 1 (775). S. 35-46.

[40] **S.Yu. Kondratyev, S.N. Petrov, G.P. Anastasiadi, A.V. Tsemenko**, Strukturnyye osobennosti vysokotemperaturnogo okisleniya litogo zharoprochnogo splava HP40NbTi. Chast II. Evolyutsiya mikrostruktury i fazovogo sostava // *Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2020. № 1 (775). S. 47-56.

[41] **H.J. Beattie, F.L. Versnyder**, A new complex phase in a high-temperature alloy // *Nature*. 1956. V. 178. P. 208-209.

- [42] **G. Bergman, J.L.T. Waugh**, The crystal structure of the intermetallic compound  $M_6Si_7Cu_{16}$  // *Acta Crystallographica*. 1956. V. 9. Pt 3. P. 214–217.
- [43] **P. Villars, L.D. Calvert (Eds.)**, Pearson's handbook of crystallographic data for intermetallic phases. – 2nd ed., in 4 vols. – Materials Park, Ohio: ASM International, 1991. – V. 3. P. 4531–4532.
- [44] **Y. Chen, X. Dai, X. Chen, B. Yang**, The characterization of G-phase in Fe<sub>20</sub>Cr<sub>9</sub>Ni cast duplex stainless steel // *Materials Characterization*. 2019. V. 149. P. 74–81.
- [45] **A.F. Ribeiro, R.M.T. Borges, L.H. de Almeida**, Phase transformation in heat resistant steels observed by STEM (NbTi)C–NiNbSi (G-Phase) // *Acta Microscopica*. 2002. V. 11. Is. 1. P. 59–63.
- [46] **B. Piekarski**, Effect of Nb and Ti additions on microstructure, and identification of precipitates in stabilized Ni-Cr cast austenitic steels // *Materials Characterization*. 2001. V. 47. Is. 3–4. P. 181–186.
- [47] **R.A.P. Ibañez, G.D. de Almeida Soares, L.H. de Almeida, I. Le May**, Effects of Si content on the microstructure of modified-HP austenitic steels // *Materials Characterization*. 1993. V. 30. Is. 4. P. 243–249.
- [48] **D.J. Powell, R. Pilkington, D.A. Miller**, The precipitation characteristics of 20% Cr/25% Ni–Nb stabilised stainless steel // *Acta Metallurgica*. 1988. V. 36. Is. 3. P. 713–724.
- [49] **M. Yoshida**, The segregation of silicon on austenite grain boundaries and on austenite/carbide interfaces in high carbon steels // *Scripta Metallurgica*. 1982. Vol. 16. Is. 7. P. 787–790.
- [50] **Q.Z. Chen, C.W. Thomas, D.M. Knowles**, Characterisation of 20Cr32Ni1Nb alloys in as-cast and ex-service conditions by SEM, TEM and EDX // *Materials Science and Engineering: A*. 2004. V. 374. Is. 1–2. P. 398–408.
- [51] **R.C. Ecob, R.C. Lobb, V.L. Kohler**, The formation of G-phase in 20/25 Nb stainless steel AGR fuel cladding alloy and its effect on creep properties // *Journal of Materials Science*. 1987. Vol. 22. Is. 8. P. 2867–2880.
- [52] **D.M. Knowles, C.W. Thomas, D.J. Keen, Q.Z. Chen**, In service embrittlement of cast 20Cr32Ni1Nb components used in steam reformer applications // *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2004. V. 81. Is. 6. P. 499–506.
- [53] **M. Abbasi, I. Park, Y. Ro, Y. Ji, R. Ayer, J.-H. Shim**, G-phase formation in twenty-years aged heat-resistant cast austenitic steel reformer tube // *Materials Characterization*. 2019. V. 148. P. 297–306.
- [54] **L.H. de Almeida, A.F. Ribeiro, I. Le May**, Microstructural characterization of modified 25Cr–35Ni centrifugally cast steel furnace tubes // *Materials Characterization*. 2002. V. 49 Is. 3. P. 219–229.
- [55] **J. Swaminathan, K. Guguloth, M. Gunjan, P. Roy, R. Ghosh**, Failure analysis and remaining life assessment of service exposed primary reformer heater tubes // *Engineering Failure Analysis*. 2008. V. 15. Is. 4. P. 311–331.
- [56] **A.R. Andrade, C. Bolfarini, L.A.M. Ferreira, C.D. Souza Filho, L.H.C. Bonazzi**, Titanium micro addition in a centrifugally cast HPNb alloy: High temperature mechanical properties // *Materials Science and Engineering: A*. 2015. V. 636. P. 48–52.
- [57] **A.S. Alomari, N. Kumar, K.L. Murty**, Creep behavior and microstructural evolution of a Fe-20Cr-25Ni (mass percent) austenitic stainless steel (Alloy 709) at elevated temperatures // *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2019. Vol. 50A. Is. 2. P. 641–654.
- [58] **D. Sun, H. Lee, C. Jeon, A. Bower, S. Kumar, I. Park, Y. Ro, R. Ayer**, Evolution of microstructure and creep behavior in an Fe-Ni-Cr-Nb-C alloy during service in hydrocarbon cracker tubes // *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2019. V. 28. P. 6588–6602.
- [59] **C. Liu, X. Chen, T. Chen, D. Nie, L. Wang**, Carbide transformation in carburised zone of 25Cr35NiNb+MA alloy after high-temperature service // *Materials at High Temperatures*. 2016. V. 33. Is. 1. P. 98–104.

## THE AUTHORS

**FUKS Mikhail D.** – NRC "Kurchatov Institute" – CRISM "Prometey".  
E-mail: stoma\_87@mail.ru

**FROLOV Maksim A.** – *NRC "Kurchatov Institute" – CRISM "Prometey"*.  
E-mail: frof\_maks20@mail.ru

**SVYATYSCHEVA Ekaterina V.** – *NRC "Kurchatov Institute" – CRISM "Prometey"*.  
E-mail: svyatyscheva.ek@yandex.ru

**TCEMENKO Alina V.** – *NRC "Kurchatov Institute" – CRISM "Prometey"*.  
E-mail: ptashnik.avp1993@yandex.ru

**Received: 30.04.2020**



DOI: 10.18721/JEST.26207  
УДК 621.79.01

*А.А. Наумов, М.А. Ожегов, Р.И. Смелянский,  
А. Алали Алхалаф, П.Ю. Поляков*

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,  
Санкт-Петербург, Россия

## **ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ СОЕДИНЕНИЯ ТОНКИХ ЛИСТОВ АЛЮМИНИЯ ПРИ СВАРКЕ ТРЕНИЕМ С ПЕРЕМЕШИВАНИЕМ ВСТЫК**

В работе представлена принципиальная схема процесса сварки трением с перемешиванием (СТП) и основные технологические параметры процесса, влияющие на формирование шва. Рассмотрены различные варианты формирования контактной поверхности «инструмент – свариваемые листы» в зависимости от формы заплечика инструмента. Сделан анализ течения и схватывания материала в процессе СТП встык тонких листов толщиной 2,0 мм. Рассмотрен процесс переноса оксидных слоев с поверхности и торцов свариваемых листов в шов и формирования остаточного оксидного слоя в зоне перемешивания шва в процессе СТП. Выявлено протекание нескольких процессов соединения металла одновременно при СТП встык. Показано, что метод сварки трением с перемешиванием может быть использован во многих отраслях промышленности для соединения встык тонких и сверхтонких листов при оптимизации технологических параметров процесса и геометрических характеристик инструмента.

*Ключевые слова:* сварка трением с перемешиванием, течение материала, механизм соединения, остаточный оксидный слой, контактная поверхность.

*Ссылка при цитировании:*

Наумов А.А., Ожегов М.А., Смелянский Р.И., Алали Алхалаф, Поляков П.Ю. Физико-механические процессы соединения тонких листов алюминия при сварке трением с перемешиванием встык // *Материаловедение. Энергетика*. 2020. Т. 26, № 2. С. 88–102. DOI: 10.18721/JEST.26207

Эта статья открытого доступа, распространяемая по лицензии CC BY-NC 4.0 (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

*A.A. Naumov, M.A. Ozhegov, R.I. Smelianskii,  
A. Alali Alkhalaf, P.Y. Polyakov*

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russia

## **PHYSICOMECHANICAL PROCESSES OF JOINING THIN ALUMINUM SHEETS USING FRICTION STIR WELDING FOR BUTT JOINTS**

The principal scheme of Friction Stir Welding (FSW) and the main technology process parameters that affect the formation of the joint are presented. Different options for the formation of the contact interface «tool – welded sheets» are considered, depending on the type of the tool shoulder. The material flow and the joining mechanism of thin sheets of aluminum alloy with a thickness of 2.0 mm during the butt joint by the FSW method were performed. The process of the oxide layers transition from the surfaces and butts of the sheets to the joint is described and the formation of the remnant oxide layer in the stir zone of the joint during FSW is considered. It has been established that during FSW butt joint several processes of metal joining take place simultaneously. It is shown that the Friction Stir Welding method can be used in many industries

to butt-weld thin and ultra-thin sheets with the choice of optimal technology process parameters and geometric characteristics of the tool.

*Keywords:* friction stir welding, material flow, joining mechanism, remnant oxide layer, contact interface.

*Citation:*

A.A. Naumov, M.A. Ozhegov, R.I. Smelianskii, A. Alali Alkhalaf, P.Y. Polyakov Physicomechanical processes of joining thin aluminum sheets using friction stir welding for butt joints, *Materials Science. Power Engineering*, 26 (02) (2020) 88–102, DOI: 10.18721/JEST.26207

This is an open access article under the CC BY-NC 4.0 license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

**Введение.** Использование легких материалов в конструкциях, наряду с традиционно используемыми, затруднено ввиду сложности их соединения между собой. Наиболее распространенным материалом, используемым для создания конструкций, является сталь. Сварка стали с легкими материалами методами плавления затруднена ввиду различия в физических свойствах материалов. Даже получение однородных соединений некоторых легких материалов традиционными методами сварки является затруднительным из-за формирования дефектов при кристаллизации расплавленного металла. Так, например, при сварке плавлением высокопрочных алюминиевых сплавов в шве появляются горячие трещины и поры, что приводит к резкому снижению свойств соединения. В таких случаях целесообразно использовать методы соединения в твердой фазе. Один из таких методов – сварка трением с перемешиванием – был запатентован Британским институтом сварки в 1991 году для сварки алюминиевых сплавов [1].

В настоящее время СТП успешно применяется за рубежом в авиа-, ракето-, автомобиле-, судо-, машино-, вагоно-, приборостроении и других отраслях промышленности [2, 3]. По причине отсутствия стандарта на сварку трением с перемешиванием в России использование метода существенно затруднено в промышленных масштабах. Этот фактор сильно сдерживает внедрение метода в различные отрасли промышленности. Тем не менее, существуют университеты и исследовательские институты в России, в которых данная технология реализуется на лабораторном и полупромышленном уровне. На примере компании «Сеспель», которая выпускает алюминиевые цистерны, можно наблюдать успешное использование метода СТП в промышленных масштабах [4, 5].

Публикаций, описывающих течение материала при СТП, в зарубежной литературе достаточно много [6–9], а в отечественной литературе работы по этой теме практически отсутствуют. Механизм соединения при СТП в зарубежной литературе не описан, а в отечественной литературе имеется всего несколько работ, посвященных этой теме [10, 11].

С другой стороны, многие исследователи используют методы математического моделирования для анализа течения материала в процессе СТП. В зарубежной литературе имеется не только большое количество статей, описывающих использование различных программных пакетов, но и ряд обзорных статей, посвященных этой теме [12, 13]. Однако во всех программных продуктах, используемых для моделирования СТП, отсутствует возможность использования критерия соединения материалов в процессе СТП. Считается, что в случае соприкосновения двух свободных поверхностей, происходит схватывание. Это делает практически невозможным прогнозирование качества сварного соединения.

В связи с тем, что в зарубежной и отечественной литературе отсутствует исчерпывающая информация о механизме соединения при СТП, целью данной работы является анализ течения материала при СТП встык тонких листов для более глубокого понимания механизма соединения материалов и расширения области применения процесса.

## Материалы и методика проведения эксперимента

### Материалы.

В работе использованы листы алюминиевого деформируемого сплава АД35Т1 толщиной 2 мм. Химический состав сплава АД35 представлен в табл. 1, исходная структура листов представлена на рис. 1.

Таблица 1

### Химический состав сплава АД35, масс. %

Table 1

### Chemical composition of AA 6082, mass. %

Элемент	Mg	Si	Fe	Cu	Mn	Cr	Zn	Ti	Al
Количество	0,74	0,87	0,28	0,04	0,51	< 0,01	0,01	0,02	Осн.

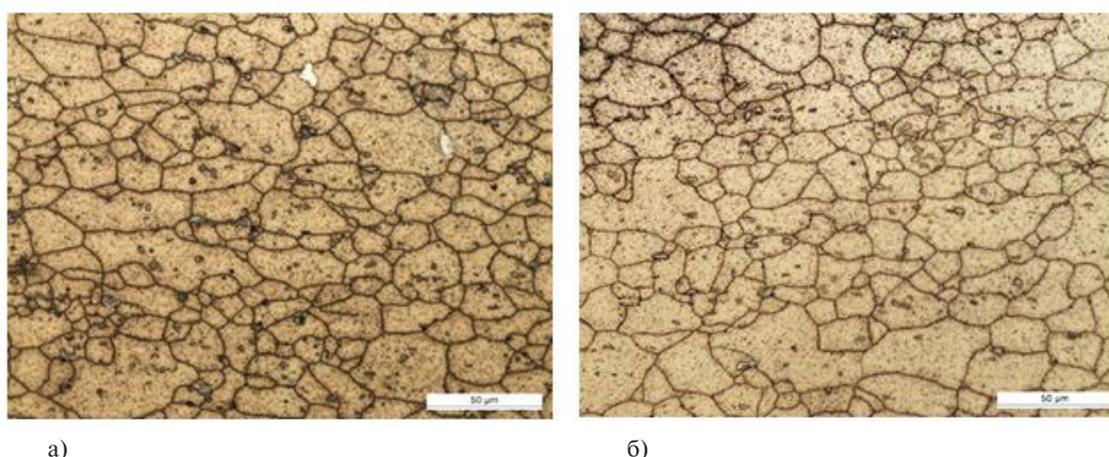


Рис. 1. Исходная структура листов толщиной 2 мм из сплава АД35, образцы для анализа микроструктуры вырезаны поперек направления прокатки (а) и вдоль (б)

Fig. 1. Initial microstructure of AA 6082 T6 2 mm thick sheets, samples for microstructure analysis were cut across the rolling direction (a) and along (b)

Лист из сплава АД35Т1 имеет вытянутые вдоль направления прокатки зерна, средний размер зерна в продольном направлении составляет 38 мкм, в поперечном – 20 мкм.

*Описание процесса СТП.* Принципиальная схема процесса СТП изображена на рис. 2. Инструмент, главными элементами которого являются заплечик («shoulder») и наконечник («probe»), при вращении и под действием внешнего осевого усилия погружается встык между закрепленными свариваемыми деталями. За счёт теплоты, выделяющейся при трении между инструментом и заготовками, и за счет работы деформации материал разогревается до температур  $(0,5-0,8) \cdot T_{пл}$ , а его сопротивление деформации существенно снижается. После достаточного нагрева свариваемых деталей инструмент с постоянной скоростью начинает двигаться вдоль стыка, формируя сварное соединение за счёт перемешивания материала заготовок. Совокупность поступательного и вращательного движений инструмента создаёт асимметричный сварной шов. Сторону шва, где направления поступательного и вращательного движений совпадают, называют стороной набегания («advancing side»), а противоположную сторону – стороной отставания («retreating side»).



– общая для всех сварочных процессов и характеризуется лишь влиянием термических процессов. Температуры, действующие на материал в процессе СТП на ЗТВ, ниже, чем в ЗП и ЗТМВ, но, всё-таки, приводят к различным микроструктурным изменениям, что отличает ЗТВ от основного металла (ОМ).

Режим сварки трением с перемешиванием включает в себя следующие основные параметры: скорость сварки, скорость вращения инструмента, осевое усилие и угол наклона инструмента относительно плоскости заготовки. Особое значение имеет форма и геометрические характеристики инструмента для СТП.

Рассмотрим процесс течения материала при СТП и механизм формирования соединения.

### Результаты экспериментальных исследований и их обсуждение

Перед тем, как перейти к анализу течения материала при СТП, рассмотрим формирование площади контакта инструмента с материалом в двух случаях: в случае плоского (рис. 4 (а)) и вогнутого (рис. 4 (б)) заплечика, так как такие формы используются чаще с наклоном инструмента и для СТП тонких листов. На рис. 4 представлены виды снизу инструмента с материалом, на которых представлена площадь контакта. Видно, что наличие угла наклона инструмента приводит к образованию полости между материалом и инструментом под передним краем инструмента. С другой стороны, пятка инструмента погружена в материал на несколько миллиметров. В области отсутствия контакта трение инструмента о материал ослаблено, но не отсутствует, так как наклон инструмента обеспечивает перенос материала со стороны набегания вверх и частично или полностью (в зависимости от режимов СТП и геометрии инструмента) заполняет эту полость материалом.

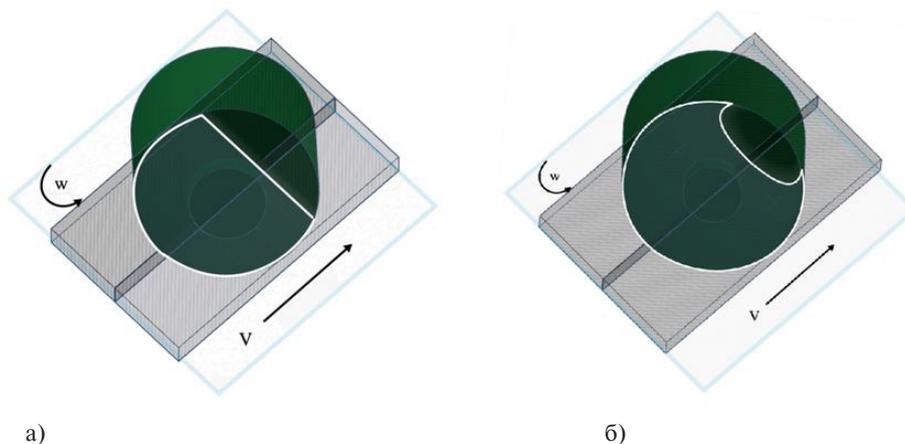


Рис. 4. Площадь контакта инструмента с материалом для разных конфигураций инструмента:  
(а) – плоский заплечик; (б) – вогнутый заплечик

Fig. 4. Contact interface between the tool and material for different shoulder geometry:  
(a) – flat; (b) – concave

Теперь рассмотрим, как происходит схватывание соединяемых материалов при СТП. В работе [6] приведены снимки продольного в плоскости листа (рис. 5) и продольного перпендикулярно плоскости листа (рис. 6) сечений шва СТП со сломанным наконечником инструмента, оставшимся в материале.

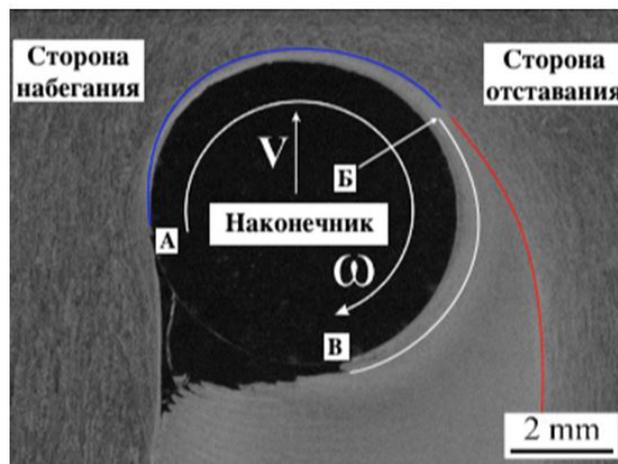


Рис. 5. Продольное в плоскости листа сечение шва СТП со сломанным наконечником инструмента, оставшимся в материале [6]

Fig. 5. Longitudinal in the plane of the sheet section of the FSW joint with a broken probe, left in the material [6]

Снимок сделан в плоскости, проходящей через середину листа по толщине, то есть на нем видна только область воздействия наконечника инструмента. На рис. 5 видно, что на стороне набегания в точке А, расположенной примерно на центральной оси наконечника, начинает формироваться тонкая полоса материала, которая начинает вращаться вместе с наконечником. Эта область на рисунке ограничена кривой синего цвета. Объем вращающегося материала постепенно увеличивается по мере перемещения за вращающимся наконечником. В точке Б на рис. 5 течение материала разделяется на два направления. Одна часть материала продолжает вращаться с наконечником, эта область на рис. 5 ограничена кривой белого цвета и останавливается в точке В, причем толщина этой полосы остается примерно постоянной. Вторая часть материала сначала движется по касательной к окружности, а затем, на уровне центральной оси наконечника постепенно загибается к прямой, параллельной направлению движения инструмента. Эта область материала на рис. 5 ограничена кривой красного цвета.

В сварке взрывом, где локализация пластической деформации и скорость деформации высоки, объемы материала, перемещаемые с высокой скоростью взрывной волной в виде узких полос сдвига, принято называть адиабатическими полосами сдвига. Термин «адиабатические» используется, так как материал в таких полосах мгновенно нагревается до высоких температур, а теплота из этих полос не успевает отводиться в окружающие слои. Типичная ширина полос адиабатического сдвига при сварке взрывом составляет от 10 до 100 мкм, при этом значения степени деформации в их сердцевине могут достигать 100, а значения скорости деформации превышать  $10^6 \text{ с}^{-1}$  [15]. В работе [9] определена ширина полос сдвига при СТП для разных материалов, для материалов с более высоким сопротивлением деформации она меньше, чем для материалов с более низким сопротивлением деформации. Таким образом, для титанового сплава Ti-6Al-4V она составляет 30 мкм, для среднеуглеродистой стали – 280 мкм, для алюминиевого сплава Д16 – 370 мкм. Эти значения сопоставимы с толщинами полос сдвига, образующихся при сварке взрывом, что говорит о том, что процесс СТП является высокоскоростным, и степень локализации деформации, характерная для этого метода соединения, немногим отличается от сварки взрывом.

Вернемся к анализу течения материала при СТП. При более близком рассмотрении области за наконечником можно оценить фронт течения материала (рис. 6) и увидеть области схватывания полос сдвига друг с другом [6].

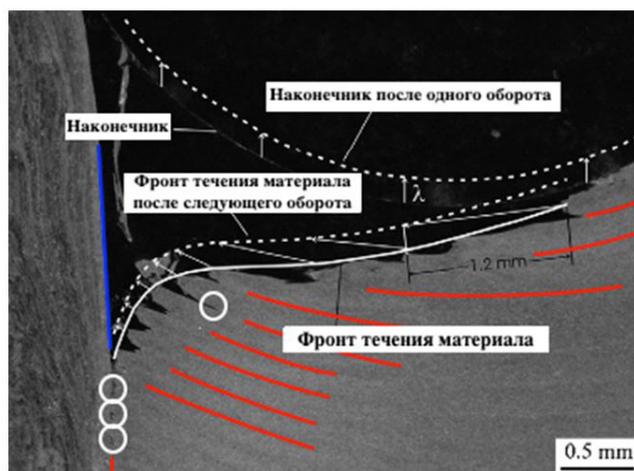


Рис. 6. Фронт течения материала при СТП [6]  
 Fig. 6. Material flow front during FSW [6]

На рис. 6 белой сплошной линией обозначен фронт течения материала, а белой пунктирной – предполагаемый фронт течения материала после следующего оборота инструмента. Величина  $\lambda$  показывает на какое расстояние перемещается инструмент за один оборот в направлении сварки, она равняется отношению скорости сварки к скорости вращения инструмента. В случае режима СТП, выбранного авторами [6], она составляет:

$$\lambda = \frac{V}{\omega} = \frac{120 \text{ мм/мин}}{760 \text{ об/мин}} = 0,158 \text{ мм/об} \quad (1)$$

Фронт течения материала движется к границе материала, оставшейся за наконечником со стороны набегания, выделенной на рис. 6 линией синего цвета. После соприкосновения этой границы с фронтом течения материала происходит схватывание материала, в той или иной степени. Зоны, где схватывание еще не произошло, выделены окружностями белого цвета. Наряду с этим, полосы сдвига материала, вращающиеся вместе с наконечником, должны схватываться между собой для получения качественного соединения. Красными линиями на рис. 6 обозначены зоны схватывания между линиями сдвига материала, где образовалась новая граница без видимых дефектов.

Таким образом, проанализировав течение материала в горизонтальной плоскости, можно сделать следующие выводы:

- 1) материал перемещается вокруг наконечника на величину почти полного оборота, толщина полосы сдвига материала сначала увеличивается, а потом практически не изменяется;
- 2) после прохождения половины оборота наконечника направление течения материала разветвляется, одна часть материала продолжает вращаться с наконечником (полоса сдвига), вторая часть материала сначала движется по касательной к окружности, а затем, на уровне центральной оси наконечника постепенно загибается к прямой, параллельной направлению движения инструмента;
- 3) за наконечником со стороны набегания образуется полость, которая движется за наконечником со скоростью сварки и впоследствии заполняется материалом;
- 4) скорость перемещения материала вокруг наконечника сначала примерно равна скорости вращения инструмента, в этом случае реализуется процесс прилипания материала к наконечнику, по мере перемещения за наконечник скорость вращения материала снижается, в этом случае преобладают процессы скольжения; можно предположить, что существенное снижение скорости происходит после оборота на  $180^\circ$  инструмента от точки А (рис. 4).

Если рассмотреть продольное перпендикулярно плоскости листа сечение шва СТП со сломанным наконечником инструмента, оставшимся в материале, представленное в работе [6] (рис. 7), то можно увидеть несколько различных областей материала, сформированных за инструментом.



Рис. 7. Продольное перпендикулярно плоскости листа сечение шва СТП со сломанным наконечником инструмента, оставшимся в материале [6]

Fig. 7. Longitudinal perpendicular to the plane of the sheet section of the FSW joint with a broken probe, left in the material [6]

В верхней части листа формируется область воздействия заплечика толщиной около 2,5 мм, а в центральной по толщине части листа – область воздействия наконечника. На рис. 6 отчетливо видна горизонтальная граница между этими областями, и виден дефект в виде полости за наконечником на границе этих областей. Можно предположить, что область воздействия заплечика имеет форму перевернутого усеченного конуса с чаще вогнутой боковой поверхностью, максимальный диаметр которого соответствует диаметру заплечика. Вогнутость или выпуклость области воздействия наконечника определяется свойствами свариваемого материала, толщиной листа, параметрами СТП и геометрическими особенностями инструмента. Область воздействия наконечника имеет форму цилиндра, диаметр которого равен минимальному диаметру конуса. Весь объем вращающегося вокруг инструмента материала имеет форму «воронки», представленной на рис. 8.

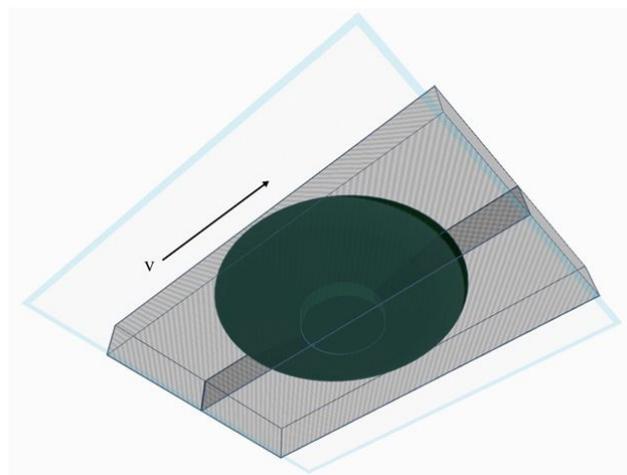


Рис. 8. Объем вращающегося вокруг инструмента материала (вид снизу)

Fig. 8. Volume of the material rotating around the tool (bottom view)

Необходимо отметить, что в работе [6] толщина свариваемых листов составляла 8 мм, а длина наконечника была выбрана раной 6 мм, что не характерно для технологии СТП и приводит к образованию непровара в корне шва. Поэтому в нижней части шва, на глубине около 6 мм, образовалась еще одна область, названная авторами «вихревой зоной» («swirl zone»). Эта область не является характерной для швов, полученных с длиной наконечника практически равной толщине листа.

Если рассматривать вариант СТП тонких листов, а в данной работе толщина свариваемых листов составляет 2 мм, то при определённых величинах диаметра заплечика его область воздействия будет распространяться на всю толщину листа. Так, например, для СТП листов с толщиной менее 1 мм используют инструмент без наконечника, тем самым создавая течение материала только за счет заплечика. Отсутствие двух областей воздействия предотвращает возникновение дефектов на границе между областями. С увеличением диаметра заплечика при прочих равных условиях толщина области воздействия заплечика увеличивается.

При СТП тонких полос встык возникает другая сложность, связанная с невозможностью качественно раздробить и перемешать оксидные пленки с поверхностями и торцов соединяемых листов, которые остаются в шве в виде сплошной кривой линии и являются слабой зоной, по которой происходит разрушение шва (рис. 9). Раздробить и перемешать остаточный оксидный слой (ООС) («remnant oxide layer») не получается в виду недостаточной длины наконечника для нанесения резьбы, которая интенсифицирует движение материала в вертикальном направлении.

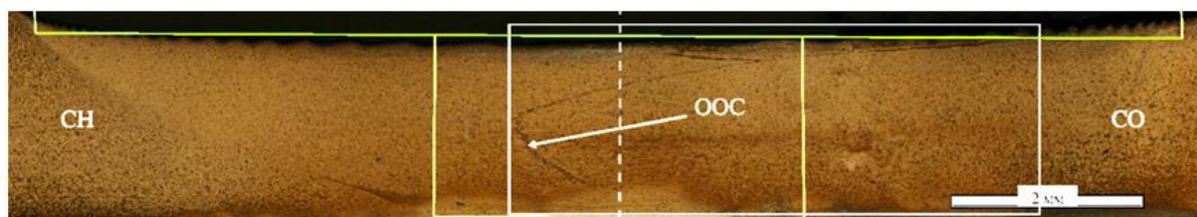


Рис. 9. Пример формирования остаточного оксидного слоя в шве после СТП листов из алюминиевого сплава АД35Т1 толщиной 2 мм

Fig. 9. An example of a remand oxide layer formation after FSW of 2 mm thick sheets of AA 6082 T6

ООС в шве после СТП отрицательно влияет на механические свойства шва, в большей степени на усталостные характеристики. Авторы [16] выявили отрицательное влияние ООС на усталостные свойства шва: в случае алюминиевого сплава 5083 усталостная прочность из-за наличия дефекта понизилась на 35%, а в случае алюминиевого сплава 2024 – на 55% при количестве циклов нагружения  $2 \times 10^6$ . Аналогичное влияние ООС в шве было замечено авторами [17] при СТП алюминиевого сплава 2024. Авторы [18] исследовали влияние ООС в шве при СТП сплава Al-Cu-Li. Усталостная прочность снизилась на 10-15% после 100 000 циклов нагрузки по сравнению с основным материалом. Ухудшение механических свойств швов с наличием ООС после СТП сплавов системы Al-Mg-Sc при статических и циклических нагрузках также отмечают авторы работы [19].

Авторы [20] изучали природу оксидов и характер их распределения в алюминиевых сплавах во время СТП. Авторами установлено, что в состав оксида входит не только алюминий, оксид имеет сложный состав из Al, Mg, Si и O, и толщина оксидной пленки в шве много больше толщины оксидной пленки на поверхности листов. Это свидетельствует, что оксидная пленка с поверхностями и торцов листов дополнительно взаимодействует с другими элементами и процесс окисления прогрессирует во время СТП. Поэтому предварительная обработка кромок листов перед сваркой с целью удаления оксидного слоя лишь частично решает проблему образования ООС в шве после СТП. Чтобы исключить образование ООС, необходимо, помимо обработки кромок листов

перед СТП, оптимизировать режимы СТП и геометрию инструмента. Характер распределения ООС зависит от параметров процесса СТП: при небольшом значении  $\lambda < 0,2$  мм/об (отношении скорости сварки к скорости вращения инструмента) в шве образуется характерная структура «луковичные кольца» («onion rings»), при  $\lambda > 0,3$  мм/об в шве образуется зигзагообразный ООС (рис. 10).

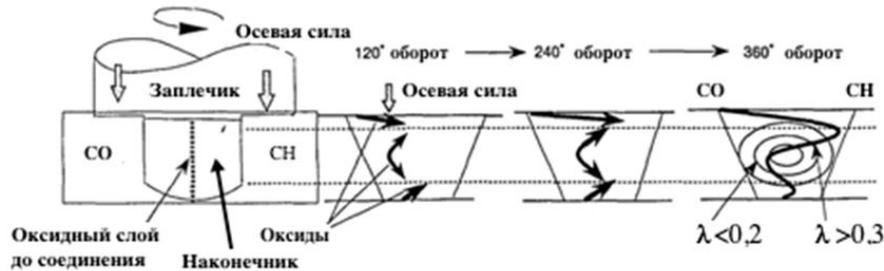


Рис. 10. Характер распределения ООС в шве при СТП [20]

Fig. 10. Distribution of the ROL in the joint during FSW [20]

В случае СТП тонких листов характер распределения ООС представляет собой верхнюю часть шва, изображенного на рис. 10. Рассмотрим более детально процесс переноса оксидных пленок с поверхности и кромок листов при СТП тонких листов. Характер их распределения будет зависеть от геометрии инструмента. Наконечник будем рассматривать только гладкий цилиндрический в виду его недостаточной длины для нанесения нескольких витков резьбы. Заплекчик будем рассматривать только плоский, как наиболее часто используемый для СТП тонких листов встык. На рис. 11 изображены стадии переноса ООС с поверхностей и кромок соединяемых тонких листов при СТП встык.

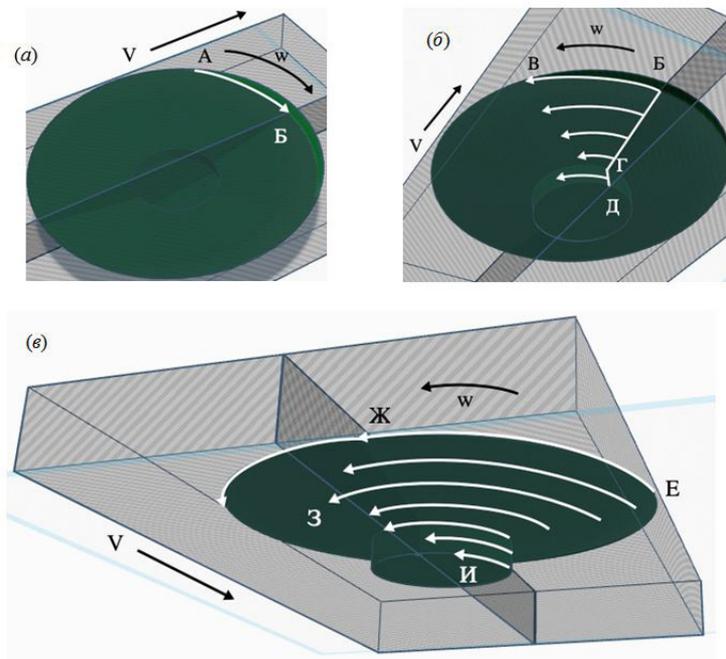


Рис. 11. Характер распределения ООС при СТП тонких листов: (а) – первая стадия, вид сверху; (б) – вторая стадия, вид снизу; (е) – третья стадия, вид сзади

Fig. 11. Distribution of the ROL in the joint during FSW of thin sheets: (a) – first stage, view from above; (b) – second stage, bottom view; (e) – third stage, back view

На первой стадии (рис. 11 (а)) оксидный слой с поверхности листа со стороны набегания переносится в направлении вращения инструмента по кривой АБ. Оксидный слой остается на поверхности и достигает точки Б, так как инструмент имеет угол наклона, в этой области течение материала направлено вверх. Часть материала и оксидного слоя заполняет полость под инструментом, которая не входит в контакт с металлом, образуя, своего рода, «волну», которая «бежит» перед инструментом. На второй стадии (рис. 11 (б)) оксидные слои с поверхности листов переносятся из точки Б в точку В, при этом инструмент по мере вращения в сторону листа на стороне отставания начинает перемещать оксидный слой с его поверхности вглубь материала. Дополнительно на этой стадии начинают перемещаться оксидные слои с кромок соединяемых листов, расположенных на отрезках БГ и ГД. Их перемещение показано на рис. 11 (б) белыми стрелками. На последней стадии (рис. 11 (в)) оксидные слои с поверхности листов переносятся из точки Е в точку Ж, которая является максимально погруженной в соединяемые листы, уровень погружения составляет около 0,2 – 0,3 мм. Затем оксидные слои с поверхности листов продолжают движение по окружности к точке Б, но уже поднимаясь к поверхности. Оксидные слои с кромок соединяемых листов продолжают вращаться с инструментом и располагаются ниже уровня 0,2 – 0,3 мм. Точка З рис. 11 (в) является точкой максимального оборота оксидных слоев вокруг инструмента. Ниже точки З расстояние перемещения оксидных слоев уменьшается и достигает минимального расстояния в точке И.

Теперь рассмотрим распределения ООС на конкретном примере макроструктуры, рис. 12, – область, выделенная белым прямоугольником на рис. 9.

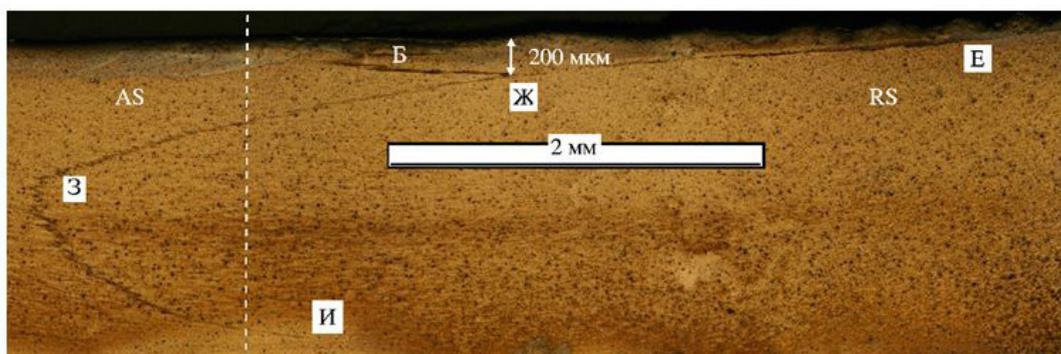


Рис. 12. Пример формирования остаточного оксидного слоя в шве после СТП листов из алюминиевого сплава АД35Т1 толщиной 2 мм, увеличена центральная область

Fig. 12. An example of a remand oxide layer formation in a joint after FSW of 2 mm thick sheets of AA 6082 T6, magnified central area

На рис. 12 отчетливо видны две характерные точки: Ж – точка пересечения двух ООС, оксидные слои с поверхности листов распределяются по кривой ЕЖБ, оксидные слои с торцов листов распределяются по кривой ЖЗИ; З – точка максимального оборота оксидных слоев вокруг инструмента.

Скорее всего, наличие точки максимального оборота оксидных слоев (рис. 12, точка З) связано с изменением диаметра адиабатических полос сдвига от поверхности в глубину материала от точки Ж к точке З. В связи с тем, что их диаметр уменьшается, уменьшается и длина дуги, на которую перемещаются оксидные пленки. Поэтому, по мере проникновения в глубину материала, они переносятся на большее расстояние от исходного положения. В точке З происходит взаимодействие двух областей воздействия заплечика и наконечника. Это приводит к уменьшению расстояния перемещения оксидных пленок от точки З к точке И. Область воздействия наконечника, вращающаяся вокруг него, имеет постоянный диаметр. В связи с чем, расстояние, проходимое

оксидными пленками, должно оставаться постоянным. Однако, оно уменьшается, как видно на макроструктуре поперечного сечения шва от точки З к точке И. По-видимому, это объясняется, во-первых, влиянием нижних слоев материала, которые остаются неподвижными и тормозят вращающиеся полосы сдвига, а, во-вторых, резким температурным градиентом между листом и нижней поверхностью листа. Нижняя поверхность соприкасается со сварочным столом, который в большинстве случаев не подогревается. Температурный градиент является резким, так как по толщине листа температура распределена равномерно [21–24]. Самые нижние оксидные слои на кромках листов остаются в своем исходном положении.

Проанализировав распределение ООС в поперечном сечении шва, можно заключить следующее:

- 1) распределение ООС в поперечном сечении смещено от центральной оси в сторону отстаивания (рис. 12, центральная ось обозначена белой линией) по причине нахождения оксидных пленок не в начале вращающейся полосы захвата, а на расстоянии от четверти до половины оборота начала полосы;
- 2) ООС в поперечном сечении шва состоит из двух областей: верхняя область, кривая ЕЖБ на рис. 12, – оксидный слой с поверхности соединяемых листов; нижняя область, кривая ЖЗИ на рис. 12, – оксидный слой с кромок соединяемых листов, эта область занимает практически всю толщину поперечного сечения;
- 3) по мере погружения в глубину соединяемых листов скорость вращения слоев «воронки» уменьшается и становится примерно постоянной при достижении области воздействия накопленного.

### Заключение

В результате анализа течения материала при СТП встык тонких листов алюминиевого сплава АД35Т1 выявлено одновременное протекание нескольких процессов соединения металла одновременно: заполнение полости, образующейся за инструментом со стороны набегания, полосами сдвига, в этом случае происходит схватывание передних торцов полос с вертикальной поверхностью листа за инструментом со стороны набегания; соединение полос сдвига между собой за инструментом и со стороны отстаивания; соединение торцевых поверхностей листов, покрытых оксидной пленкой, в этом случае соединение торцевых поверхностей происходит в полосах сдвига во время перемещения вместе с ними вокруг инструмента.

Таким образом, способ СТП может быть использован во многих отраслях промышленности для соединения встык тонких и сверхтонких листов при оптимизации технологических параметров процесса и геометрических характеристик инструмента.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] **Thomas W.M., Nicholas E.D., Needham J.C., Murch M.G., Templesmith P., Dawes C.J.** International Patent Application No. PCT/GB92/02203, GB Patent Application No. 9125978.8 (1991).
- [2] **Mishra R.S., Ma Z.Y.** Mater. «Friction stir welding and processing», Material Science and Engineering R, Vol. 50 (2005), 1–78.
- [3] **Nelson T.W., Jata K.V., Mahoney M.W., Mishra R.S., Lienert T.J.** (Eds.). Proceedings of the Symposium on Friction Stir Welding and Processing III, San Francisco, 2005, 149–159.
- [4] **Бакшаев В.А., Васильев П.А., Гордон Л.К., Тодин Ю.А., Васильев С.В.** «Технология сварки трением с перемешиванием в производстве алюминиевых полуприцепов», Заготовительные производства в машиностроении, №. 12, р. 13, 2010.
- [5] **Самойлов А.** «Технологии и инновации Сеспеля», Коммерческий транспорт, (72), 4–7, 2009.

- [6] **Chen Z., Pasang T., Qi Y.** «Shear flow and formation of Nugget zone during friction stir welding of aluminium alloy 5083-O», *Materials Science and Engineering A*, Т. 474, 312–316, 2008.
- [7] **Schmidt H.N.B., Dickerson T.L., Hattel J.H.** «Material flow in butt friction stir welds in AA2024-T3», *Acta Materialia*, 54, 1199–1209, 2006.
- [8] **Colligan K.J.** «Material Flow Behavior during Friction Stir Welding of Aluminum», *Welding research supplement*, 7, 229–237, 1999.
- [9] **Pei X.J., Dong P.S.** «Shear localisation modelling of friction stir weld formation process», *Science and Technology of Welding and Joining*, V. 19(5), 416–426, 2014.
- [10] **Котлышев Р.Р., Чуларис А.А., Людмирский Ю.Г.** «Гипотеза образования соединения при сварке трением с перемешиванием», *Сварка и Диагностика* № 4, 31–35, 2010.
- [11] **Чуларис А.А., Рзаев Р.А., Валишева А.Г.** «Эволюция механизмов пластической деформации, ответственных за формирование структуры околошовной зоны при сварке трением с перемешиванием металлов», *Металловедение и термическая обработка металлов*, 1 (763), 54–60, 2019.
- [12] **Dialami N., Chiumenti M., Cervera M., Agelet de Saracibar C.** «Challenges in Thermo-mechanical Analysis of Friction Stir Welding Processes», *Arch Computat Methods Eng* (2017) 24:189–225.
- [13] **Xiacong He, Fengshou Gu, Andrew Ball.** «A review of numerical analysis of friction stir welding», *Progress in Materials Science* 65 (2014) 1–66.
- [14] ISO 25239-1:2011 - Friction stir welding -- Aluminium -- Part 1 Vocabulary, 2011.
- [15] **Walley S.** «Shear localization: a historical overview», *Metallurgical and materials transactions a-physical metallurgy and materials science*, V. 38A(11), 2629–2654, 2007.
- [16] **Zhou C., Yang X., Luan G.** «Effect of oxide array on the fatigue property of friction stir welds» *Scripta Materialia*, V. 54, 1515–1520, 2006.
- [17] **Niu P., Li W., Zhang Z., Wang F., Feng Y., Fu M.** «Significant effect of oxide on mechanical properties of friction-stir-welded AA2024 joints», *Science and Technology of Welding and Joining*, V. 22, 66–70, 1 2017.
- [18] **Le Jolu T., Morgeneyer T., Gourgues-Lorenzon A.** «Effect of joint line remnant on fatigue lifetime of friction stir welded Al–Cu–Li alloy», *Science and Technology of Welding and Joining*, V. 15, 694–698, 8 2010.
- [19] **Besel Y., Besel M., Alfaro Mercado U., Kakiuchi T., Uematsu Y.** «Influence of joint line remnant on crack paths under static and fatigue loadings in friction stir welded Al–Mg–Sc alloy», *Frattura ed Integrità Strutturale*, V. 35, 295–305, 2016.
- [20] **Okamura H., Aota K., Sakamoto M., Ezumi M., Ikeuchi K.** «Behaviour of oxides during friction stir welding of aluminium alloy and their effect on its mechanical properties», *Welding International*, V. 16, 266–275, 4 2002.
- [21] **Naumov A.A., Isupov F.Yu., Golubev I.A., Morozova I.N., Spree C.** «Development of methodology to determine the temperature influence on microstructure evolution during friction stir welding», *Materials Science and Technology 2018, MS and T 2018*, 795–802, 2018.
- [22] **Naumov A.A., Morozova I.N., Isupov F.Yu., Golubev I.A., Michailov V.** «Temperature influence on microstructure and properties evolution of friction stir welded Al–Mg–Si alloy», *Key Engineering Materials*, V. 822, 122–128, 2019.
- [23] **Кондратьев С.Ю., Морозова Ю.Н., Голубев Ю.А., Хантельманн К., Наумов А.А., Михайлов В.Г.** Микроструктура и механические свойства швов после различных режимов импульсной сварки Al–Mg–Si-сплавов трением с перемешиванием // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2017. № 11 (749). С. 25–30.
- [24] **Naumov A.A., Isupov F.Yu., Golubev Yu.A., Morozova Yu.N.** «Effect of the Temperature of Friction Stir Welding on the Microstructure and Mechanical Properties of Welded Joints of an Al – Cu – Mg Alloy», *Metal Science and Heat Treatment*, V. 60, 695–700, 2019.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**НАУМОВ Антон Алексеевич** – Доцент, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, канд. техн. наук.  
E-mail: anton.naumov@spbstu.ru

**ОЖЕГОВ Михаил Андреевич** – аспирант, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, без степени.  
E-mail: ozhegovm@gmail.com

**СМЕЛЯНСКИЙ Роман Игоревич** – аспирант, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, без степени.  
E-mail: smel9n@gmail.com

**АЛАЛИ Алхалаф Ахмад** – аспирант, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, без степени.  
E-mail: ahmadakelms@gmail.com

**ПОЛЯКОВ Павел Юрьевич** – студент, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, без степени.  
E-mail: pavel.pl142@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 04.05.2020

## REFERENCES

- [1] W.M. Thomas, E.D. Nicholas, J.C.Needham, M.G. Murch, P. Templesmith, C.J. Dawes. International Patent Application No. PCT/GB92/02203, GB Patent Application No. 9125978.8 (1991).
- [2] R.S. Mishra, Z.Y. Ma. Mater. «Friction stir welding and processing», Material Science and Engineering R, Vol. 50 (2005), 1–78.
- [3] T.W. Nelson, K.V. Jata, M.W. Mahoney, R.S. Mishra, T.J. Lienert (Eds.). Proceedings of the Symposium on Friction Stir Welding and Processing III, San Francisco, 2005, 149–159.
- [4] V.A. Bakshayev, P.A. Vasilyev, L.K. Gordon, Yu.A. Todin, S.V. Vasilyev, «Tekhnologiya svarki treniyem s peremeshivaniyem v proizvodstve alyuminiyevykh polupritseпов», Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii, №. 12, p. 13, 2010.
- [5] A. Samoylov, «Tekhnologii i innovatsii Cespelya», Kommercheskiy transport, (72), 4–7, 2009.
- [6] Z. Chen, T. Pasang, Y. Qi, «Shear flow and formation of Nugget zone during friction stir welding of aluminium alloy 5083-O,» Materials Science and Engineering A, T. 474 , 312–316, 2008.
- [7] H.N.B. Schmidt, T.L. Dickerson, J.H. Hattel, «Material flow in butt friction stir welds in AA2024-T3», Acta Materialia, 54, 1199–1209, 2006.
- [8] K.J. Colligan, «Material Flow Behavior during Friction Stir Welding of Aluminum», Welding research supplement, 7, 229–237, 1999.
- [9] X.J. Pei, P.S. Dong, «Shear localisation modelling of friction stir weld formation process», Science and Technology of Welding and Joining, V. 19(5), 416–426, 2014.
- [10] R.R. Kotlyshev, A.A. Chularis, Yu.G. Lyudmirskiy, «Gipoteza obrazovaniya soyedineniya pri svarke treniyem s peremeshivaniyem», Svarka i Diagnostika № 4, 31–35, 2010.
- [11] A.A. Chularis, R.A. Rzayev, A.G. Valisheva, «Evolyutsiya mekhanizmov plasticheskoy deformatsii, otvetstvennykh za formirovaniye struktury okoloshovnoy zony pri svarke treniyem s peremeshivaniyem metallov», Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov, 1 (763), 54–60, 2019.
- [12] N. Dialami, M. Chiumenti, M. Cervera, C. Agelet de Saracibar, «Challenges in Thermo-mechanical Analysis of Friction Stir Welding Processes», Arch Computat Methods Eng (2017) 24:189–225.
- [13] Xiacong He, Fengshou Gu, Andrew Ball, «A review of numerical analysis of friction stir welding», Progress in Materials Science 65 (2014) 1–66.
- [14] ISO 25239-1:2011 - Friction stir welding -- Aluminium -- Part 1 Vocabulary, 2011.

- [15] **S. Walley**, «Shear localization: a historical overview», *Metallurgical and materials transactions a-physical metallurgy and materials science*, V. 38A(11), 2629–2654, 2007.
- [16] **C. Zhou, X. Yang, G. Luan**, «Effect of oxide array on the fatigue property of friction stir welds», *Scripta Materialia*, V. 54, 1515–1520, 2006.
- [17] **P. Niu, W. Li, Z. Zhang, F. Wang, Y. Feng, M. Fu**, «Significant effect of oxide on mechanical properties of friction-stir-welded AA2024 joints», *Science and Technology of Welding and Joining*, V. 22, 66–70, 1 2017.
- [18] **T. Le Jolu, T. Morgeneyer, A. Gourgues-Lorenzon**, «Effect of joint line remnant on fatigue lifetime of friction stir welded Al–Cu–Li alloy», *Science and Technology of Welding and Joining*, V. 15, 694–698, 8 2010.
- [19] **Y. Besel, M. Besel, U. Alfaro Mercado, T. Kakiuchi, Y. Uematsu**, «Influence of joint line remnant on crack paths under static and fatigue loadings in friction stir welded Al–Mg–Sc alloy», *Frattura ed Integrità Strutturale*, V. 35, 295–305, 2016.
- [20] **H. Okamura, K. Aota, M. Sakamoto, M. Ezumi i K. Ikeuchi**, «Behaviour of oxides during friction stir welding of aluminium alloy and their effect on its mechanical properties», *Welding International*, V. 16, 266–275, 4 2002.
- [21] **A.A. Naumov, F.Yu. Isupov, I.A. Golubev, I.N. Morozova, C. Spree**, «Development of methodology to determine the temperature influence on microstructure evolution during friction stir welding», *Materials Science and Technology 2018, MS and T 2018*, 795–802, 2018.
- [22] **A.A. Naumov, I.N. Morozova, F.Yu. Isupov, I.A. Golubev, V. Michailov**, «Temperature influence on microstructure and properties evolution of friction stir welded Al–Mg–Si alloy», *Key Engineering Materials*, V. 822, 122–128, 2019.
- [23] **S.Yu. Kondratyev, Yu.N. Morozova, Yu.A. Golubev, K. Khantelmann, A.A. Naumov, V.G. Mikhaylov**, *Mikrostruktura i mekhanicheskiye svoystva shvov posle razlichnykh rezhimov impulsnoy svarki Al–Mg–Si–splavov treniyem s peremeshivaniyem // Metallovedeniye i termicheskaya obrabotka metallov*. 2017. № 11 (749). S. 25–30.
- [24] **A.A. Naumov, F.Yu. Isupov, Yu.A. Golubev, Yu.N. Morozova**, «Effect of the Temperature of Friction Stir Welding on the Microstructure and Mechanical Properties of Welded Joints of an Al – Cu – Mg Alloy», *Metal Science and Heat Treatment*, V. 60, 695–700, 2019.

## THE AUTHORS

**NAUMOV Anton A.** – *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University*.  
E-mail: anton.naumov@spbstu.ru

**OZHEGOV Mikhail A.** – *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University*.  
E-mail: ozhegovm@gmail.com

**SMELIANSKII Roman I.** – *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University*.  
E-mail: smel9n@gmail.com

**ALALI Alkhalaf A.** – *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University*.  
E-mail: ahmadakelms@gmail.com

**POLYAKOV Pavel Y.** – *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University*.  
E-mail: pavel.pl142@gmail.com

**Received: 04.05.2020**



DOI: 10.18721/JEST.26208

УДК 54.061

*Р. Д. Слдозян, З.А. Михалева, А. Г. Ткачев*

Тамбовский государственный технический университет, Тамбов, Россия

## **ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА КОМПОЗИТОВ СТРОИТЕЛЬНОГО НАЗНАЧЕНИЯ С УГЛЕРОДНЫМИ НАНОСТРУКТУРАМИ**

Создание высококачественных композитов строительного назначения с комплексом улучшенных характеристик имеет большое значение для расширения области их практического применения. Нанотехнологии являются одним из перспективных направлений в совершенствовании структуры и свойств строительных материалов. Представлены результаты экспериментального исследования по применению углеродных наноматериалов в качестве модифицирующего агента композитов строительного назначения с целью оценки влияния углеродных наноструктур на физико-механические характеристики легкого бетона. Предлагается решение проблемы равномерного распределения углеродных нанотрубок в матрице композита за счет введения дисперсии углеродных нанотрубок в воду затворения, после ультразвуковой обработки. Результаты испытаний физико-механических свойств композита показали увеличение прочности легкого бетона на сжатие на 68%, а также снижение водопоглощения и пористости. Обнаружено, что диспергированные УНТ улучшают пористую структуру цементной матрицы, обеспечивая дополнительные центры зародышеобразования для формирования кристаллогидратов силиката кальция, что приводит к более плотной микроструктуре. Наблюдается различие в размере пор и распределении пор в немодифицированном и модифицированном легком бетоне, в котором структура более организована. Выявлено, что даже незначительное содержание УНТ (Таунит) (0.0004–0.0012%) от массы цемента может влиять на микроструктуру пор и свойства композита и, соответственно, значительно улучшает физико-механические характеристики легкого бетона.

*Ключевые слова:* нанотрубки, поливинилпирролидон, пористость, водопоглощение, плотность, легкий бетон.

*Ссылка при цитировании:*

Слдозян Р.Д., Михалева З.А., Ткачев А.Г. Физико-механические свойства композитов строительного назначения с углеродными наноструктурами // *Материаловедение. Энергетика*. 2020. Т. 26, № 2. С. 103–113. DOI: 10.18721/JEST.26208

Это статья открытого доступа, распространяемая по лицензии CC BY-NC 4.0 (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

*R.J. Sldozian, Z.A. Mikhaleva, A.G. Tkachev*

Tambov State Technical University, Tambov, Russia

## **PHYSICO-MECHANICAL PROPERTIES OF BUILDING COMPOSITES WITH CARBON NANOSTRUCTURES**

Nanotechnology is one of the promising directions in improving the structure and properties of building materials. The paper presents the results of an experimental study on the use of carbon nanomaterials as a modifying agent for building composites with the aim of assessing the effect of carbon nanostructures on the physicomachanical characteristics of lightweight concrete. We propose a solution for the uniform distribution of carbon nanotubes in the composite matrix by introducing a dispersion of carbon nanotubes into the mixing water after ultrasonic treatment.

The test results of the physicomaterial properties of the composite showed an increase in compressive strength of lightweight concrete by 68%, as well as a decrease in water absorption and porosity. The dispersed CNTs were found to improve the porous structure of the cement matrix, providing additional nucleation centers for the formation of calcium silicate crystalline hydrates, which leads to a denser microstructure. There is a difference in pore size and pore distribution in unmodified and modified lightweight concrete, in which the structure is more organized. It was revealed that even an insignificant concentration of CNTs (Taunit) (0.0004–0.0012%) in proportion to the total weight of cement can affect the pore microstructure and the properties of the composite and, accordingly, significantly improve the physicomaterial characteristics of lightweight concrete.

*Keywords:* carbon nanotubes, polyvinylpyrrolidone, porosity, water absorption, density, lightweight concrete.

*Citation:*

R.J. Sldozian, Z.A. Mikhaleva, A.G. Tkachev, Physico-mechanical properties of building composites with carbon nanostructures, *Materials Science. Power Engineering*, 26 (02) (2020) 103–113, DOI: 10.18721/JEST.26208

This is an open access article under the CC BY-NC 4.0 license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

**Введение.** Создание и использование легких материалов строительного назначения обосновано их физическими свойствами и эксплуатационными характеристиками. Использование легких конструкций позволяет снизить затраты на строительство за счет экономии материалов, шумоизоляции, низкой теплопроводности [1]. Легкий бетон является строительным материалом, в котором поры занимают от 60% до 90% его объема. Преимущества легкого бетона заключаются в более высоком соотношении прочности и веса по сравнению с обычным бетоном, улучшенным по тепло-, звукоизоляции и огнестойкости. Пустоты в легком бетоне образуются за счет использования крупных и легких заполнителей. С другой стороны, образование пустот происходит путем включения или стабилизации воздушных пор внутри связующей пасты, следовательно, могут быть достигнуты плотности ниже 2000 кг/м<sup>3</sup> и до 150 кг/м<sup>3</sup> [2]. Поры подразделяются на микро-, макрокапилляры и искусственные воздушные пустоты диаметром от 100 нм до 4 мм [3]. Размер пор и микроскопическая структура влияют на прочность, долговечность, теплообмен и влагоперенос. Очень пористый материал обладает повышенными звукоизоляционными и теплозащитными характеристиками, однако, с увеличением объема пор прочность уменьшается, поэтому характеристики пористости и ее влияние на механическую прочность легкого бетона является чрезвычайно важным фактором. На пористость и абсорбционную способность бетона влияет влага, которая остается в бетоне, что также необходимо учитывать при испытаниях [4]. В ряде исследований приводятся методы для оценки пористости путем сушки в печи и повторного насыщения после сушки. Кроме того, неполная сушка приводит к удержанию остаточной влаги в системе пор, особенно в порах меньшего диаметра. Приводятся данные по характеристикам структуры пор цементного раствора, содержащего золу уноса. Установлено, что пуццолановая реакция с золой уноса может привести к значительному снижению пористости, поэтому метод сушки в печи является предпочтительным процессом для оценки пористости. Структура пор оказывает значительное влияние на физико-механические свойства при общем распределении пор по размерам в диапазоне от 5 до 47 нм. Пористость пенобетона в большей степени обусловлена заменой цемента золой уноса до 75%, как классифицированной так и неклассифицированной. Отмечено, что пористость в основном зависит от плотности газобетона, а не от содержания или типа золы уноса. Объем воды, поглощенной газобетоном, в два раза превышал размер цементной пасты [5]. Изучено влияние алюминиевой пудры (0.2–0.8%) на пористость, плотность и прочность на сжатие ячеистых бетонов. Составы с высоким содержанием алюминиевого порошка включали неоднородные

по форме поры, которые были крупнее, чем в составах с низким содержанием алюминиевой пудры. Напротив, плотность и прочность на сжатие немного снизились до 0,4%, а затем увеличились с уменьшением пористости. При большом количестве алюминиевого порошка часть газообразного водорода была неэффективна в порообразовании при взаимодействии гидроксидов и алюминиевого порошка [6, 7].

Исследования в области цемента и нанотехнологий показали, что некоторые добавки к наночастицам цемента допускают значительные изменения в их микроскопической структуре, обеспечивая менее пористые и более долговечные материалы. Среди ряда возможных наноматериалов существуют углеродные нанотрубки. Углеродные нанотрубки (УНТ) представляют собой углеродные структуры, которые после синтеза имеют тенденцию образовывать цилиндры в нанометровом масштабе и имеют размеры около 3 нм в диаметре и 1000 нм в длину. По структуре разделяют два типа углеродных нанотрубок: одностенная, состоящая из одного листа графена, свернутого в цилиндрическую трубку, и многостенная, включающая сборку углеродных коаксиальных нанотрубок с несколькими листами графена. Одностенные углеродные нанотрубки трудно синтезировать, что увеличивает их стоимость и практически исключает их применение в больших масштабах [8, 9].

В последнее время все большее внимание уделяется включению наночастиц в строительные материалы для улучшения их механических и электрических характеристик, а также для придания многофункциональности структуре. В соответствующих исследованиях изучалось использование в материалах на основе цемента таких nanoармирующих элементов, как nano- $\text{CaCO}_3$ , nano- $\text{SiO}_2$ , а также углеродных нановолокон, nano-графена и углеродных нанотрубок (УНТ). Сообщалось, что однородно диспергированные наночастицы могут заполнять внутренние пустоты в цементных структурах, что снижает пористость и увеличивает их прочность и долговечность [10, 11].

Целью данной работы является оценка влияния добавок на основе углеродных нанотрубок в строительные композиты на их физико-механические свойства и структуру композита.

### Экспериментальная часть

В экспериментальных исследованиях с наномодификаторами для строительных композитов на основе УНТ использовались следующие материалы: портландцемент (М500, Евроцемент, Белгород, Россия), градиентный песок в качестве мелкого заполнителя (Тамбов, Россия), а также вода (водоцементное отношение составляло 0,4); кроме того, для получения легкого бетона был использован пенообразователь, MAXPEN (Воронеж, Россия). УНТ Таунит-24 были изготовлены в ООО «НаноТехЦентр» (Тамбов, Россия) представлена на рис. 1. В работе [12] представлены изображения УНТ, полученные на сканирующем электронном микроскопе. Наружный диаметр УНТ составляет 20-50 нанометров, внутренний диаметр УНТ составляет 10-20 нанометров. В качестве поверхностно-активного вещества при приготовлении дисперсии использовали поливинилпирролидон.

Водоцементное отношение определяли в зависимости от двух параметров: плотности образца и прочности на сжатие [13]. Соотношение компонентов смеси выбирались таким образом, чтобы получить заданную плотность легкого бетона (песок, цемент в соотношении 1:1, пенообразователь 0,5% от массы цемента), водоцементное отношение составляло 0,4. Поливинилпирролидон растворяли в 100 мл воды и перемешивали магнитной мешалкой в течение 10 минут. Затем добавляли УНТ и перемешивали в течение 5 минут вручную в стеклянном стакане. Ультразвуковая обработка раствора проводилась в течение 15 мин с частотой 60 кГц. Соотношение поливинилпирролидона и нанотрубок составляло, 1 часть УНТ: 2 части поливинилпирролидона на 100 мл воды.

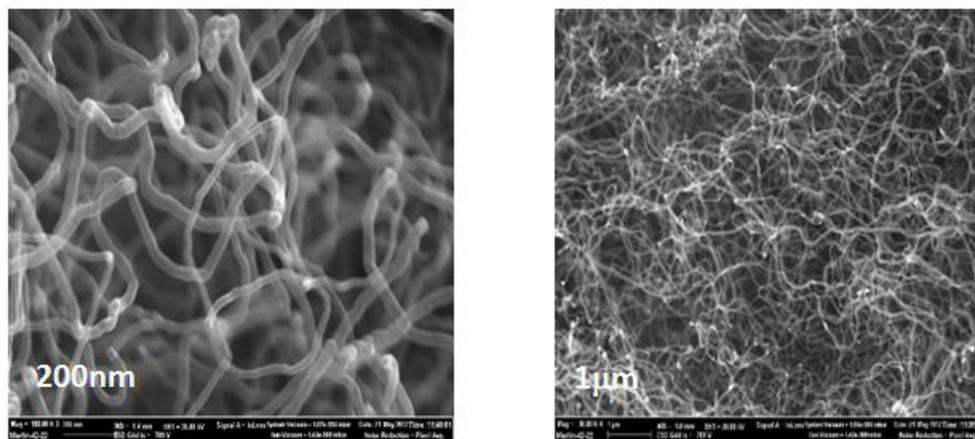


Рис 1. Сканирующая электронная микроскопия УНТ (Таунит-24) [12]

После смешивания компонентов легкого бетона раствор помещали в призматическую форму 40 x 40 x 160 мм. Образцы извлекали из формы через 24 ч после отливки, затем погружали в воду для отверждения при температуре  $23 \text{ }^{\circ}\text{C} \pm 2 \text{ }^{\circ}\text{C}$  согласно (ГОСТ 31108). Испытание затвердевшего легкого бетона было проведено в соответствии с ГОСТ10180 – 2012 .

### Результаты и обсуждение

Важное значение имеет определение оптимального содержания углеродных нанотрубок в композитах, которое обеспечивает максимальный эффект по физико-механическим свойствам материалов. В ряде работ приводятся данные по концентрации УНТ в строительных материалах, так например, результаты исследования армированного неавтоклавного цементного пенобетона показали, что использование углеродных нанотрубок (0.05% по массе) при производстве этих бетонов позволяет снизить его теплопроводность до (12–20)% и увеличить прочность на сжатие до 70% [14]. Результаты следующей работы показывают, что увеличение пропорций функционализированных многослойных углеродных нанотрубок в бетоне увеличивает прочность на сжатие. Фактически прочность на сжатие бетона с долей 0.045% функционализированных многослойных углеродных нанотрубок увеличивается на 26.69%, прочность на разрыв повышается с увеличением количества многослойных углеродных нанотрубок на 66,3%. [15]

В статье по исследованию влияния различных типов углеродных нанотрубок (УНТ) с содержанием 0.05–0.5% не функционализированных и функционализированных УНТ, с различными аспектными отношениями воды к цементу 0.35–0.55 на основные механические свойства показало, что использование УНТ позволило повысить прочность на сжатие до 21% по сравнению с эталонным образцом бетона [16].

В результате экспериментальных исследований представленных в данной работе, установлено, что углеродные нанотрубки образуют более прочную матрицу из бетона за счет уменьшения размера пор и взаимосвязанных каналов (набор соединяющихся плотно упакованных микропор), что обеспечивает плохое перемещение воды через эти микропоры в результате блокирования каналов, сохраняя при этом прочность каркаса. Кроме того улучшение физико-механических свойств неавтоклавного пенобетона после твердения возможно только при усилении пор стенки. Учитывая толщину стенки, эффективное упрочнение может быть достигнуто только углеродными нанотрубками, размеры которых меньше диаметра пор стенки. Углеродные нанотрубки служат центрами кристаллизации гидросиликатов кальция в твердеющем ячеистом бетоне и стимулируют структурообразование твердеющего известково-сили-

катного вяжущего с высокой кристалличностью по сравнению с обычным контрольным образцом и повышением кристалличности, которое наблюдается в стенках пор [20, 21, 22, 23]. Зависимость прочности на сжатие образцов легкого бетона от содержания УНТ представлена на рис. 2. Следует отметить, что увеличение прочностных характеристик наблюдается и при незначительных концентрациях УНТ. В то же время система микропор, которая формируется внутри матрицы, препятствует проникновению воды и поглощению капиллярной влаги. Зависимость водопоглощения легкого бетона от концентрации УНТ представлена на рис. 2.

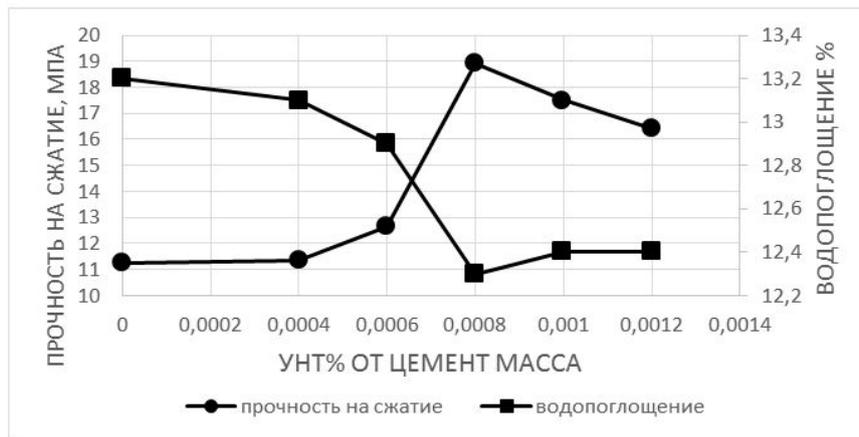


Рис. 2. Влияние концентрации УНТ на прочность при сжатии и на водопоглощение  
Fig. 2. Effect of CNT concentration on compressive strength and water absorption

Независимо от плотности, которая немного увеличивается (рис. 3) немодифицированные образцы, показали неравномерно распределенные поры относительно большого диаметра неправильной формы. На рис. 4 можно отметить различие в размере пор и распределении пор немодифицированных и модифицированных углеродными нанотрубками образцов, которые имеют размер пор или диаметр пор меньше и более организованы.

Кроме того, увеличение плотности показало улучшение в отношении водопоглощения. Это связано с включением углеродных нанотрубок, что улучшает систему пор и обеспечивает лучшее распределение пор и микропор меньшего диаметра, в отличие от образца без УНТ, который содержит неравномерно связанные поры большего размера. Однако эллипсоидальные пузырьки, скорее всего, образуются из пены сурфактанта и локальных сил, вызывающих овальную форму. Более того, эти очень маленькие пузырьки могут быть причиной больших изменений размера пузырьков, что приводит к процессу, сродни созреванию [17]. В результате пузырьки, которые росли в диаметре, оставались окруженными этими маленькими пузырьками в стенке после затвердевания.

В соответствии с предыдущим исследованием [17], размер пузырьков пенобетона увеличился с уменьшением плотности для тех же комбинаций цемента и уменьшением диаметров пузырьков бетоне с дисперсией углеродных нанотрубок, в соответствии с гипотезой, что цемент с углеродными нанотрубками или наночастицы, в общем, образуют более стабильные пузырьки, которые меньше по диаметру. С другой стороны механизм зонирования структуры материала определяется главным образом удельной поверхностной энергией наноразмерных частиц, которая, в свою очередь, является функцией размера частиц и удельной площади их поверхности. По расчетам объем пространства, который энергетически зонирован одна наночастица размером 5–20 нм, может быть не только сопоставим с ее собственным объемом, но и превышать его в 2–3 раза.

С этой точки зрения уменьшение размера наночастиц позволяет не только значительно насыщать энергией микрообъемы материала, но и позволяет снижать дозировку наноразмерных частиц, что благоприятно сказывается на экономической стороне вопроса их применения в технологии бетона. [18,24]

На рис. 5 показано влияние наночастиц на образование пузырьков в пенобетоне.

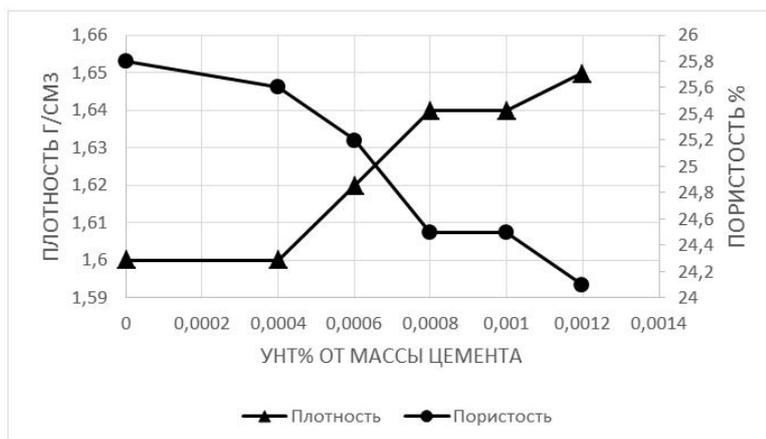


Рис. 3. Влияние концентрации УНТ на плотность и пористость  
Fig. 3. Effect of CNT concentration on the density and porosity

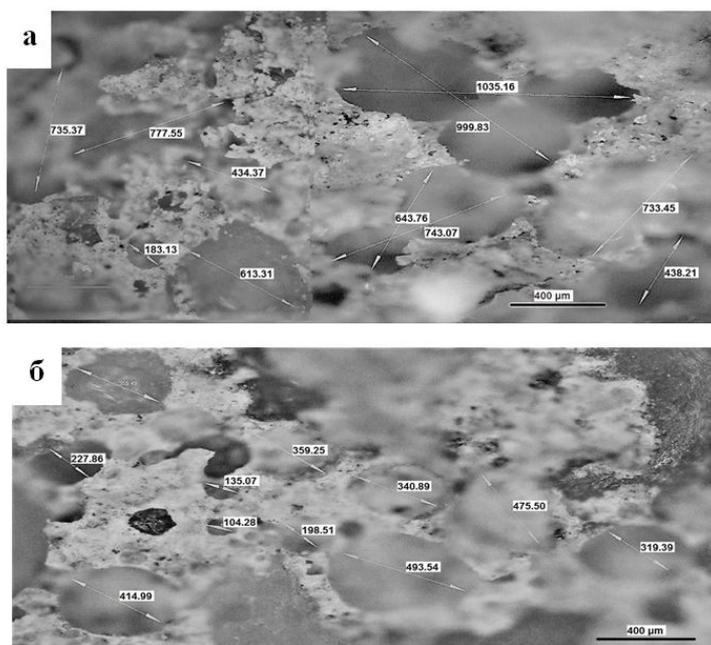


Рис. 4. Оптическая микрофотография структуры легкого бетона:  
(а) немодифицированного, (б) модифицированного УНТ

Fig. 4. Optical micrograph of lightweight concrete structure: (a) unmodified, (b) modified CNTs

Кроме того, снижение пористости можно объяснить влиянием углеродных нанотрубок, заполняющих поры между продуктами гидратации и перекрывающими нано и микрокапиллярные поры (рис 3). Оптимизация пористости нанодобавками в вяжущее композитов является важной, поскольку пористость существенно влияет на механические характеристики,

так как распространение трещин начинается в порах, а нанодобавки необходимы для формирования структуры пор [19].

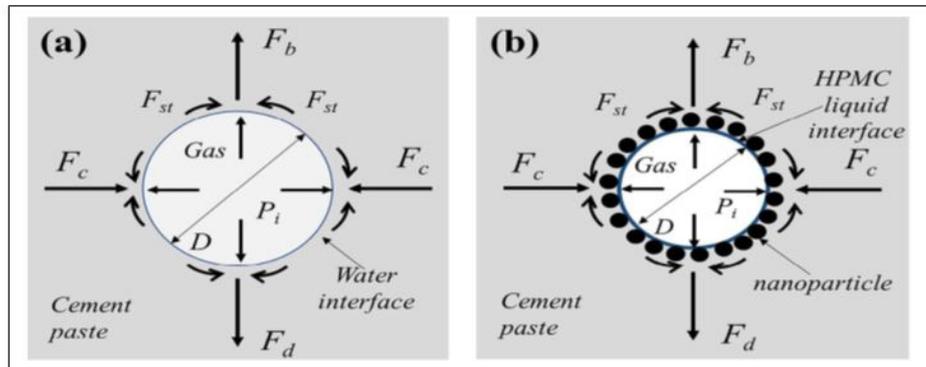


Рис. 5. Схема сил, действующих на (а) пузырек и (б) пузырек, стабилизированный наночастицами при включении в свежую цементную пасту [18]

Fig. 5. Scheme of forces acting on (a) a bubble and (b) a bubble stabilized by nanoparticles when incorporated into a fresh cement paste [18]

Также возможно объяснить повышение физико-механических характеристик добавкой очень низкого количества наночастиц к бетону через структурные изменения, новообразования на поверхности твердых фаз частиц цемента и на поверхности углеродных нанотрубок, которые формируют плотный высокопрочный пространственный каркас, объединяющий все компоненты бетона в конгломерат с улучшенными физико-техническими свойствами, включая повышенную прочность, морозостойкость и водонепроницаемость [25]. Для реализации упрочняющего эффекта МУНТ необходимо создать высокую адгезию гидрофильной матрицы бетона к гидрофобной поверхности нанотрубок. Свойства наномодифицированных бетонов во многом зависят от выбранного способа введения углеродных наночастиц в объем материала. В силу высокой поверхностной энергии, углеродные нанотрубки при синтезе образуют глобулы, размеры которых колеблются. При содержании МУНТ в таких малых дозировках механизм модифицирования не может быть объяснен химическим взаимодействием с составляющими цементного камня (свободным гидроксидом кальция). Необходимо учитывать поверхностные явления, возникающие при введении нанодобавки [26].

### Заключение

Углеродные наноструктуры в составе легких бетонов могут формировать и направлять процесс гидратационного упрочнения, благодаря образованию различных структур, которые влияют на плотность упаковки цементной матрицы. Установлено, что содержание УНТ (Таунит) даже в малых дозах в диапазоне (0.0004–0.0012%) от массы цемента может влиять на микроструктуру пор и свойства композита и, соответственно, значительно улучшает свойства легкого бетона, такие как (прочность, водопоглощение, плотность и пористость). Использование наномодификаторов в композитах строительного назначения даже в малых концентрациях показало эффективность их применения, экономически обосновано и позволит значительно сократить расходы на связующие и добавки при производстве композитов строительного назначения.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] **Кабай Н., Туфекки М.М., Кизилканат А.Б., Октай Д.** Свойства бетона с использованием порошка пемзы и летучей золы в качестве цементных материалов. Журнал Строительство и строительные материалы. 2015. № 85. С. 1–8.
- [2] **Крамер гл., Рейнхард Х.Ф.Т.** Исследования наноструктурированных трехфазных пен и их применение в пенобетоне – краткий обзор. *Advanced Materials Letters*. 2017. № 8 (11). С. 1072–1079.
- [3] **Шобер Г.** Пористость в автоклавном газобетоне (ААС): обзор структуры пор, типов пористости, методов измерения и влияния пористости на свойства. 5-я Международная конференция по автоклавному газобетону. 2011. № 39–43. Быдгощ, Польша. С. 351–359.
- [4] **Чжан З., Провис Л.Дж., Рейд А., Ван Х.** Механические, теплоизоляционные, термические и акустические свойства абсорбции пенобетона геополимера. Журнал цемента и бетонных композитов. 2015. № 62. С. 97–105.
- [5] **Struhárová A., Rouseková I.** Пористая структура ячеистых бетонов и ее влияние на отдельные физико-механические свойства ячеистых бетонов, Словацкий строительный журнал. 2007. № 2. С. 35–43.
- [6] **Кирсли Е.П., Уэйнрайт П.Дж.** Пористость и проницаемость пенобетона. Журнал исследований цемента и бетона. 2001. № 31 (5). С. 805–812.
- [7] **Гульельми П.О., Сильва В.Р.Л., Репетт В.Л., Хотза Д.** Пористость и механическая прочность автоклавного глинистого ячеистого бетона. Журнал достижений гражданского строительства. 2010. № 2010. С. 6.
- [8] **Раки Л., Бодуан Ж., Ализаде Р., Макара Дж., Сато Т.** Цементная и бетонная наноинженерия и нанотехнологии. Журнал Материалов. 2010. № 3 (2). С. 918–942.
- [9] **Кумар М., Андо Ю.** Химическое паровое осаждение углеродных нанотрубок: обзор механизма роста и массового производства. Журнал нанонауки и нанотехнологий. 2010. № (10.6). С. 3739–3758.
- [10] **Wengui Ли., Хуан Z., Тянью Zu., Caijun Ши., Duan W.Н., Shah S.Р.** Влияние нано известняка на гидратацию, механическую прочность и аутогенную усадку сверхвысокопрочного бетона. Журнал материалов в гражданском строительстве. 2015. № 28 (1). С. 04015068.
- [11] **Бастос Дж., Патино-Барбейто Ф., Патино-Камбейру Ф., Арместо Дж.** Нано-включения, применяемые в цементно-матричных композитах: обзор. Материалы журнала. 2016. № 9 (12). С. 1015.
- [12] Информация доступна на <http://www.nanotc.ru>. (<http://www.nanotc.ru/productions/87-cnmtaunit>).
- [13] **Хамад А.Дж.** Производство материалов, свойства и применение газобетона. Международный журнал материаловедения и инженерии. 2014. № 2 (2). С. 152–157.
- [14] **Яковлев Г., Керене Й., Гайлиус А., Гирнене И.** Пенобетон на цементной основе, армированный углеродными нанотрубками. Материалы материалов [Medžiagotyra]. 2006. № 12 (2). С. 147–151.
- [15] **Abinayaa U., Chetha D., Chathuska S., Praneeth N., Vimantha R., Wijesundara K.К.** Улучшение свойств бетона с помощью углеродных нанотрубок. В Исследовательском симпозиуме SAITM по техническим достижениям. Южно-Азиатский институт технологии и медицины Шри-Ланка. 2014.
- [16] **Хаврин А., Богас Дж. А.** Ползучесть, усадка и механические свойства бетона, армированного различными типами углеродных нанотрубок. Строительство и строительные материалы. 2019. № 198. С. 70–81.
- [17] **Джонс М.Р., Озлутас К., Чжэн Л., Бабу Д.С.** Устойчивость и нестабильность пенобетона. Журнал исследований бетона. 2016. № 68 (11). С. 542–549.

[18] She W., Du Y., Miao C., Liu J., Zhao G., Jiang J., Zhang Y. Применение органических пен и модифицированных наночастиц пенобетона: механизмы усиления и стабилизации, цемент и Конкретный Исследовательский Журнал. 2018. № 106. С. 12–22.

[19] Чуах С., Пан З., Санджаян Дж.Г., Ванг К.М., Дуан В.Х. Наноармированные цементные и бетонные композиты и новые перспективы из оксида графена. Строительство и строительные материалы. 2014. № 73. С.113–124.

[20] Weitzel B., Hansen M.R., Kowald T.L., Müller T., Spiess H.W., Trettin H.F.R. "Influence of multiwalled carbon nanotubes on the microstructure of CSH-phases". Abstracts and Proceedings XII International Congress on the Chemistry of Cement, 3-8 July, Madrid, Spain, (2011) 299.

[21] Weitzel B., Hansen M.R., Kowald T.L., Müller T., Spiess H.W., Trettin H.F.R. "Spectroscopic studies of the influence of multi walled carbon nanotubes on the hydration of tricalcium silicate and microstructure of calcium silicate hydrate phases". Proc. of the 10th International Congress for Applied Mineralogy. (2012) 765–772.

[22] Laukaitis A., Kerienė J., Kligys M., Mikulskis D., Lekūnaite L. Influence of mechanically treated carbon fibre additives on structure formation and properties of autoclaved aerated concrete. Construction and Building Materials 26 (2012) 362–371.

[23] Yakovlev G.I., Pervushin G.N., Oreshkin D.V. Cement matrix with carbon nanotubes. Industrial and Civil Construction 7 ( 2011) 44–45.

[24] Jones M. Roderick, Kezban Ozlutas, Zheng Li. "Stability and instability of foamed concrete." Magazine of Concrete Research 68.11 (2016) 542–549.

[25] Yakovlev G., Pervushin G., Maeva I., Keriene J., Pudov I., Shaybadullina A., Senkov S. Modification of construction materials with multi-walled carbon nanotubes. Procedia Engineering, 57 (2013) 407–413.

[26] Besinis A., De Peralta T., Tredwin C.J., Handy R.D. Review of nanomaterials in dentistry: interactions with the oral microenvironment, clinical applications, hazards, and benefits. ACS nano, 9 (2015) 2255–2289.

### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**СЛДОЗЬЯН Рами Джозеф** – Аспирант, Тамбовский государственный технический университет, M.Sc.

E-mail: rami\_j\_ag@yahoo.com

**МИХАЛЕВА Зоя Алексеевна** – доцент, Тамбовский государственный технический университет, канд. техн. наук.

E-mail: zoyamih3@gmail.com

**ТКАЧЕВ Алексей Григорьевич** – Зав. кафедрой "Техника и технологии производства нанопро-дуктов", Тамбовский государственный технический университет, д-р техн. наук.

E-mail: postmaster@kma.tstu.ru

**Дата поступления статьи в редакцию: 10.12.2019**

### REFERENCES

[1] N. Kabay, M.M. Tufekki, A.B. Kizilkanat, D. Oktay, Svoystva betona s ispolzovaniyem poroshka pemzy i letuchey zoly v kachestve tsementnykh materialov. Zhurnal Stroitelstvo i stroitelnyye materialy. 2015. № 85. S. 1–8.

[2]. gl. Kramer, Kh.F.T. Reynkhard, Issledovaniya nanostrukturirovannykh trekhfaznykh pen i ikh primeneniye v penobetone – kratkiy obzor, Advanced Materials Letters. 2017. № 8 (11). S. 1072–1079.

[3] **G. Shober**, Poristost v avtoklavnom gazobetone (AAC): obzor struktury por, tipov poristosti, metodov izmereniya i vliyaniya poristosti na svoystva, 5-ya Mezhdunarodnaya konferentsiya po avtoklavnomu gazobetonu. 2011. № 39–43. Bydgoszcz, Polsha. S. 351–359.

[4] **Z. Chzhan, L.Dzh. Provis, A. Reyd, Kh. Van**, Mekhanicheskiye, teploizolyatsionnyye, termicheskiye i akusticheskiye svoystva absorptsii penobetona geopolimera, Zhurnal tsementa i betonnykh kompozitov. 2015. № 62. S. 97–105.

[5] **A. Struhárová, I. Rouseková**, Poristaya struktura yacheistyykh betonov i yeye vliyaniye na otdelnyye fiziko-mekhanicheskiye svoystva yacheistyykh betonov, Slovatskiy stroitelnyy zhurnal. 2007. № 2. S. 35–43.

[6] **Ye.P. Kirsli, P. Dzh. Ueynrayt**, Poristost i pronitsayemost penobetona, Zhurnal issledovaniy tsementa i betona. 2001. № 31 (5). S. 805–812.

[7] **P.O. Gulyelmi, V.R.L. Silva, V.L. Repett, D. Khotza**, Poristost i mekhanicheskaya prochnost avtoklavnogo glinistogo yacheistogo betona, Zhurnal dostizheniy grazhdanskogo stroitelstva. 2010. № 2010. S. 6.

[8] **L. Raki, Zh. Boduan, R. Alizade, Dzh. Makar, T. Sato**, Tsementnaya i betonnaya nanonauka i nanotekhnologii. Zhurnal Materialov. 2010. № 3 (2). S. 918–942.

[9] **M. Kumar, Yu. Ando**, Khimicheskoye parovoye osazhdeniye uglerodnykh nanotrubok: obzor mekhanizma rosta i massovogo proizvodstva, Zhurnal nanonauki i nanotekhnologii. 2010. № (10.6). S. 3739–3758.

[10] **Li. Wengui, Z. Khuan, Zu. Tyanyu, Shi. Caijun, W.H. Duan, S.P. Shah**, Vliyaniye nano izvestnyaka na gidratatsiyu, mekhanicheskuyu prochnost i autogennuyu usadku sverkhvysokoprochnogo betona, Zhurnal materialov v grazhdanskom stroitelstve. 2015. № 28 (1). S. 04015068.

[11] **Dzh. Bastos, F. Patino-Barbeyto, F. Patino-Kambeyru, Dzh. Armesto**, Nano-vklyucheniya, primenyayemye v tsementno-matrichnykh kompozitakh: obzor. Materialy zhurnala. 2016. № 9 (12). S. 1015.

[12] Informatsiya dostupna na <http://www.nanotc.ru>. (<http://www.nanotc.ru/productions/87-cnm-taunit>)

[13] **A.Dzh. Khamad**, Proizvodstvo materialov, svoystva i primeneniye gazobetona, Mezhdunarodnyy zhurnal materialovedeniya i inzhenerii. 2014. № 2 (2). S. 152–157.

[14] **G. Yakovlev, Y. Kerene, A. Gaylius, I. Girnene**, Penobeton na tsementnoy osnove, armirovanny uglerodnymi nanotrubkami, Materialy materialov [Medziagotyra]. 2006. № 12 (2). S. 147–151.

[15] **U. Abinayaa, D. Chetha, S. Chathuska, N. Praneeth, R. Vimantha, K.K. Wijesundara**, Uluchsheniye svoystv betona s pomoshchyu uglerodnykh nanotrubok, V Issledovatel'skom simpoziume SAIM po tekhnicheskim dostizheniyam, Yuzhno-Aziatskiy institut tekhnologii i meditsiny Shri-Lanka. 2014.

[16] **A. Khavrin, Dzh.A. Bogas**, Polzuchest, usadka i mekhanicheskiye svoystva betona, armirovannogo razlichnymi tipami uglerodnykh nanotrubok. Stroitelstvo i stroitelnyye materialy. 2019. № 198. S. 70–81.

[17] **M.R. Dzhons, K. Ozlutas, L. Chzhen, D.S. Babu**, Ustoychivost i nestabilnost penobetona, Zhurnal issledovaniy betona. 2016. № 68 (11). S. 542–549.

[18] **W. She, Y. Du, C. Miao, J. Liu, G. Zhao, J. Jiang, Y. Zhang**, Primeneniye organicheskikh pen i modifitsirovannykh nanochastits penobetona: mekhanizmy usileniya i stabilizatsii, tsement i Konkretnyy Issledovatel'skiy Zhurnal. 2018. № 106. S. 12–22.

[19] **S. Chuakh, Z. Pan, Dzh.G. Sandzhayan, K.M. Vang, V.Kh. Duan**, Nanoarmirovannyye tsementnyye i betonnyye kompozity i novyye perspektivy iz oksida grafena, Stroitelstvo i stroitelnyye materialy. 2014. № 73. S. 113–124.

[20] **B. Weitzel, M.R. Hansen, T.L. Kowald, T. Müller, H.W. Spiess, H.F.R. Trettin**, “Influence of multiwalled carbon nanotubes on the microstructure of CSH-phases”, Abstracts and Proceedings XII International Congress on the Chemistry of Cement, 3–8 July, Madrid, Spain, (2011) 299.

[21] **B. Weitzel, M.R. Hansen, T.L. Kowald, T. Müller, H.W. Spiess, H.F.R. Trettin**, “Spectroscopic studies of the influence of multi walled carbon nanotubes on the hydration of tricalcium silicate and microstructure of calcium silicate hydrate phases”, Proc. of the 10th International Congress for Applied Mineralogy. (2012) 765–772.

[22] **A. Laukaitis, J. Kerienė, M. Kligys, D. Mikulskis, L. Lekūnaite**, Influence of mechanically treated carbon fibre additives on structure formation and properties of autoclaved aerated concrete, *Construction and Building Materials* 26 (2012) 362–371.

[23] **G.I. Yakovlev, G.N. Pervushin, D.V. Oreshkin**, Cement matrix with carbon nanotubes, *Industrial and Civil Construction* 7 (2011) 44–45.

[24] **Jones, M. Roderick, Kezban Ozlutas, Li Zheng**, "Stability and instability of foamed concrete." *Magazine of Concrete Research* 68. 11 (2016) 542–549.

[25] **G. Yakovlev, G. Pervushin, I. Maeva, J. Keriene, I. Pudov, A. Shaybadullina, S. Senkov**, Modification of construction materials with multi-walled carbon nanotubes. *Procedia Engineering*, 57 (2013) 407–413.

[26] **A. Besinis, T. De Peralta, C.J. Tredwin, R.D. Handy**, Review of nanomaterials in dentistry: interactions with the oral microenvironment, clinical applications, hazards, and benefits. *ACS nano*, 9 (2015) 2255–2289.

### THE AUTHORS

**SLDOZIAN Rami J** – *Tambov State Technical University.*

E-mail: rami\_j\_ag@yahoo.com

**MIKHALEVA Zoya A.** – *Tambov State Technical University.*

E-mail: zoyamih3@gmail.com

**TKACHEV Aleksey G.** – *Tambov State Technical University.*

E-mail: postmaster@kma.tstu.ru

**Received: 10.12.2019**



DOI: 10.18721/JEST.26209  
УДК 621.74.01:681.3.06

*В.М. Голод<sup>1</sup>, А.С. Цветков<sup>2</sup>, И.В. Теплухина<sup>2</sup>*

<sup>1</sup> Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,  
Санкт-Петербург, Россия

<sup>2</sup> НИЦ "Курчатовский институт" — ЦНИИ КМ "Прометей", Санкт-Петербург, Россия

## **СИСТЕМНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ФОРМИРОВАНИЯ ЛОКАЛЬНОЙ ДЕНДРИТНОЙ И ЛИКВАЦИОННОЙ НЕОДНОРОДНОСТИ В СЛИТКЕ ИЗ РЕАКТОРНОЙ СТАЛИ АУСТЕНИТНОГО КЛАССА**

Задача обеспечения структурно-механической стабильности металла внутрикорпусной выгородки перспективных ВВЭР, изготовленной из новой аустенитной стали, требует корректировки технологического процесса термомеханической обработки, важным этапом которой является гомогенизация слитка при нагреве под ковку. Несмотря на многолетние усилия по решению комплексной задачи управления микромасштабной ликвационной неоднородностью литого металла, до настоящего времени не реализован системный анализ диффузионных процессов, охватывающих стадии дендритной кристаллизации многокомпонентных сталей в условиях значительного подавления диффузии в образующейся твердой фазе, а также последующей диффузионной гомогенизации. В связи с актуальностью решения указанной проблемы на основе рассмотрения и усовершенствования ее методологии в настоящей публикации представлены этапы системного анализа начальных этапов технологического процесса изготовления заготовки кольца внутрикорпусной выгородки ВВЭР-ТОИ, реализация которых обеспечивает необходимую адекватность численного решения моделирования.

*Ключевые слова:* системное моделирование, гомогенизация, внутрикорпусная выгородка, ВВЭР, аустенитная сталь.

*Ссылка при цитировании:*

Голод В.М., Цветков А.С., Теплухина И.В. Системное моделирование формирования локальной дендритной и ликвационной неоднородности в слитке из реакторной стали аустенитного класса // *Материаловедение. Энергетика*. 2020. Т. 26, № 2. С. 114–127. DOI: 10.18721/JEST.26209

Эта статья открытого доступа, распространяемая по лицензии CC BY-NC 4.0 (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

*V.M. Golod<sup>1</sup>, A.S. Tsvetkov<sup>2</sup>, I.V. Teplukhina<sup>2</sup>*

<sup>1</sup>Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russia

<sup>2</sup>NRC "Kurchatov Institute" — CRISM "Prometey", St. Petersburg, Russia

## **SYSTEM MODELING OF LOCAL DENDRITIC AND LIQUATION HETEROGENEITY FORMATION IN THE AUSTENITIC STEEL INGOT**

The task of long-term structural and mechanical stability of VVER core baffle rings made of new austenitic steel requires reviewing the existing technological process of multi-stage thermo-deformation production technology. Heat treatment at the stage of ingot heating for forging (homogenization) is an essential part of the process. Despite much effort to solve the complex problem of controlling the micro-scale segregation heterogeneity of cast metal, researchers still fail to conduct a system analysis of diffusion processes covering the stages of dendritic crystallization of multicomponent steels under conditions of significant diffusion

suppression in the resulting solid phase, as well as the subsequent diffusion homogenization. The need for a solution based on a comprehensive review and dramatic improvement of its methodology is critical. Thus, the paper presents system analysis steps of the first stages of the technological process of VVER-TOI core baffle rings production. If implemented, those steps provide the necessary adequacy of the numerical modeling.

*Keywords:* system modeling, homogenization, core baffle, VVER, austenitic steel.

*Citation:*

V.M. Golod, A.S. Tsvetkov, I.V. Teplukhina, System modeling of local dendritic and liquation heterogeneity formation in the austenitic steel ingot, *Materials Science. Power Engineering*, 26 (02) (2020) 114–127, DOI: 10.18721/JEST.26209

This is an open access article under the CC BY-NC 4.0 license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

**Введение.** Внутрикорпусная выгородка является одним из основных элементов водо-водяного энергетического реактора (ВВЭР). Выгородка разделяет потоки теплоносителя, служит для защиты корпуса реактора от нейтронного облучения и, вследствие этого, испытывает наибольшие радиационные нагрузки. Облучение материала приводит к снижению пластичности и трещиностойкости, а радиационное распухание значительно усиливает этот эффект [1–3]. Сочетание низкого уровня механических свойств материала при достижении критического формоизменения и образовании зон предельного охрупчивания может привести к преждевременному разрушению выгородки.

Максимальная доза нейтронов за 60 лет эксплуатации для реакторов новых проектов (ВВЭР-ТОИ), приходящаяся на материал выгородки, составит не менее 150 сна. По данным [1, 2] работоспособность выгородки за пределами проектного срока службы в таких условиях не может быть гарантирована при консервативном прогнозе радиационного распухания в случае ее изготовления из использующейся в настоящее время стали марки 08X18H10T. Данное обстоятельство предопределило актуальность исследовательских работ по разработке новой стали марки 10X16H25M2T для внутрикорпусной выгородки ВВЭР, обладающей стойкостью против радиационного распухания и охрупчивания [2], а также металлургической технологии изготовления крупногабаритных заготовок из нее [4, 5].

Важным этапом металлургической технологии термомодеформационной обработки заготовок является гомогенизация, проводимая с целью максимального снижения микромасштабной ликвационной неоднородности металла, унаследованной в результате неравновесного характера затвердевания крупных слитков [6–8]. Несмотря на многолетние усилия по решению этой комплексной по своему характеру задачи [9–11], до настоящего времени не реализован системный анализ диффузионных процессов, происходящих при дендритной кристаллизации многокомпонентных сталей в условиях значительного подавления диффузии в образующейся твердой фазе, а также в ходе последующей диффузионной гомогенизации. В связи с необходимостью радикального пересмотра всех этапов технологии изготовления заготовок колец выгородки из новой стали в настоящей публикации представлены основные подходы системного анализа, реализация которых обеспечивает необходимую адекватность моделирования. Целью работы является реализация системного режима моделирования на примере определения продолжительности гомогенизации слитка 63,7 т из стали марки 10X16H25M2T для обеспечения химической и структурной однородности металла заготовки ответственного назначения.

### Теоретическая база для решения задачи

В работе, решается двуединый комплекс задач – моделирование технологии (методологический) и практическое обоснование параметров режима (технологический). Экспериментальная

часть исследований была проведена на металле опытной плавки слитка массой 500 кг. Основным объектом статьи является решение задачи по определению технологической продолжительности гомогенизации промышленного слитка из новой стали массой 63,7 т, совмещаемой с нагревом слитка под первый вынос при ковке.

Системное моделирование формирования локальной дендритной и ликвационной неоднородности в слитке из стали 10X16H25M2T включает:

- Этап I – моделирование технологических условий макромасштабного затвердевания слитка, представленного геометрической сеточной моделью;
- Этап II – моделирование диффузионных процессов при формировании мезомасштабной неоднородности дендритной структуры по сечению затвердевающего слитка;
- Этап III – моделирование диффузионных процессов при интенсивном развитии микро-масштабной ликвации по сечению вторичных боковых ветвей дендритов затвердевающего слитка;
- Этап IV – моделирование микромасштабных диффузионных процессов при термической обработке слитка из стали 10X16H25M2T путем гомогенизирующего отжига при температуре нагрева слитка под ковку.

Теоретической базой реализуемого сквозного компьютерного анализа являются следующие положения:

- поэтапное использование информационного обеспечения численных расчетов температурно-зависимыми термодинамическими и теплофизическими параметрами на основе использования специализированного программного комплекса «POLYTHERM»<sup>1</sup> [12, 13];
- макро-, мезо- и микро- масштабирование моделируемых явлений (рис. 1) теплообмена, формирования дендритной структуры, межфазного перераспределения и диффузионного переноса компонентов сплава [13, 14];
- системный анализ взаимосвязи указанных процессов на основе совместного численного решения определяющих дифференциальных уравнений в соответствии с макро-, мезо- и микро- масштабам их реализации в рамках единой конечно-разностной сетки [13].

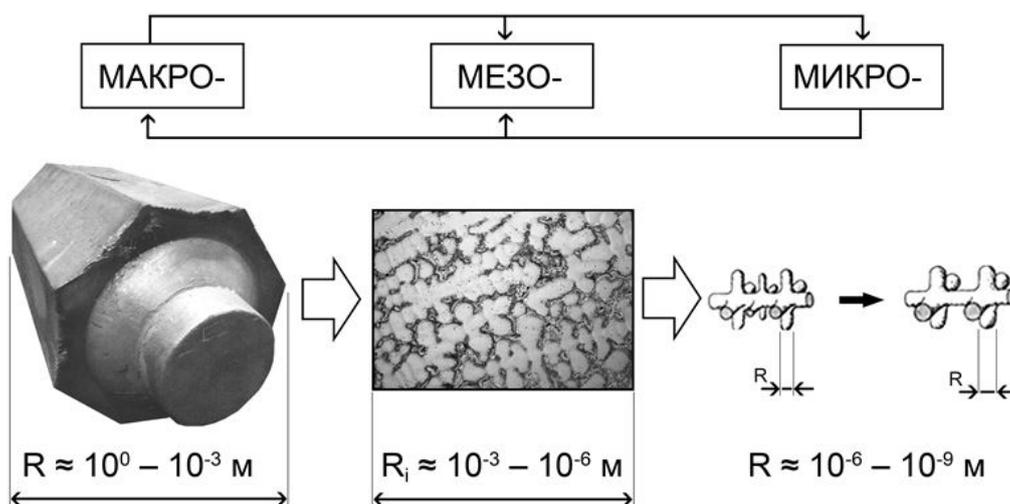


Рис. 1. Масштабирование моделируемых этапов формирования дендритной структуры

Fig. 1. Scaling of simulated stages of dendritic structure formation

При исследовании параметров возникающей дендритной структуры реализованы следующие режимы моделирования процессов и задания начальных и граничных условий, позволяющие анализировать процесс неравновесной кристаллизации в твердой фазе и межфазное перераспределение компонентов в объеме мезоэлемента:

- рассматриваемые процессы протекают в выбранной мезомасштабной ячейке сплава с равномерно распределенной температурой, представляющей закрытую физико-химическую систему во всех отношениях, кроме теплообмена с окружающей средой;
- соблюдение локального равновесия на межфазных границах и граничных условий, полученных при макромасштабном анализе затвердевания слитка;
- аддитивный вклад компонентов сплава в изменение состава остаточной жидкой фазы;
- независимый характер диффузии компонентов в жидкой и твердой фазах, а также при разделительной диффузии на межфазных границах;
- равномерное диффузионное распределение компонентов в объеме жидкой фазы.

### Результаты и их обсуждение

#### 1. Макромасштабная задача затвердевания слитка

Численный расчет затвердевания стального слитка в чугунной изложнице с использованием программного комплекса «POLYCAST»<sup>2</sup> позволяет на I этапе получить в макромасштабном приближении распределение температур при заданных технологических условиях на основе уравнения Фурье:

$$c(t) \frac{\partial t}{\partial \tau} = \lambda \nabla^2 t + L \frac{\partial m}{\partial t}; \quad t_s \leq t \leq t_L; \quad 0 \leq m \leq 1; \quad (1)$$

с учетом равновесных условий формирования первичной фазы  $m$  – доли твердого  $\gamma$ -раствора при выделении теплоты кристаллизации  $L$  в температурном интервале затвердевания  $\Delta t_{LS} = t_L - t_s$  (от уровня ликвидуса  $t_L = 1426^\circ\text{C}$  до солидуса  $t_s = 1396^\circ\text{C}$ ), оцениваемом на основе термодинамического моделирования прогнозируемого темпа выделения твердой фазы  $\frac{\partial m}{\partial t}(t)$  и соответствующей локальной продолжительности затвердевания  $\tau_{LS}$  в сеточных ячейках слитка.

Важным результатом выполненного моделирования является расчет распределения температур в объеме слитка из стали 10X16H25M2T и продолжительности затвердевания в каждой точке его сечения (рис. 2), необходимые для дальнейшего анализа условий кристаллизации стали.

#### 2. Мезомасштабная задача формирования дендритной структуры

На II этапе реализуется системный анализ мезомасштабных процессов, обеспечивающих морфологическую эволюцию вторичных ветвей дендритов при формировании структуры на основе решения системы уравнений, охватывающих условия неравновесной кристаллизации, межфазного перераспределения компонентов и их диффузии в твердой фазе [15–17]:

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{dt}{d\tau} &= -\frac{q}{Rc} + \frac{L}{c} \frac{dm}{d\tau}; \end{aligned} \right. \quad (2.1)$$

$$\frac{dm}{dt} = \frac{1}{\sum_{i=1}^n \frac{p_i C_i^L (1-k_i)}{1-m(1-\sigma_i k_i)}}; \quad (2.2)$$

$$\frac{dC_i^L}{dm} = \frac{C_i^L (1-k_i)}{1-m(1-\sigma_i k_i)} dm; \quad (2.3)$$

$$\frac{d(\lambda_2^3)}{d\tau} = \frac{\Gamma}{\phi_j} \frac{1}{\sum_{i=1}^n \frac{p_i C_i^L (1-k_i)}{D_i^L}}; \quad (2.4)$$

где  $t$  – температура сплава;  $\tau$  – продолжительность кристаллизации;  $C_i^L$  – осредненная концентрация  $i$ -го компонента в жидкой фазе;  $\Gamma$  – коэффициент Гиббса-Томсона;  $R = V/F$  – приведенная толщина мезоэлемента (отношение объема  $V$  к поверхности  $F$  теплообмена);  $q$  – тепловой поток в окружающую среду;  $c$ ,  $L$  – объемная теплоемкость и скрытая теплота затвердевания сплава;  $k_i$ ,  $p_i$  – коэффициент распределения и тангенс угла наклона поверхности ликвидуса  $i$ -го компонента  $n$ -компонентного сплава ( $2 \leq i \leq n$ );  $\sigma_i$  – нормированный ( $0 \leq \sigma_i \leq 1$ ) параметр обратной диффузии  $\sigma_i = 2\alpha_i / (1+2\alpha_i)$  при  $\alpha_i = 8D_S^i \tau_{LS} / \lambda 2$ , который оценивает полноту диффузионных процессов в твердой фазе;  $D_L^i$ ,  $D_S^i$  – коэффициенты диффузии компонентов в жидкой и твердой фазах;  $\phi_j$  – параметр, указывающий принятую  $j$ -ую модель коалесценции.

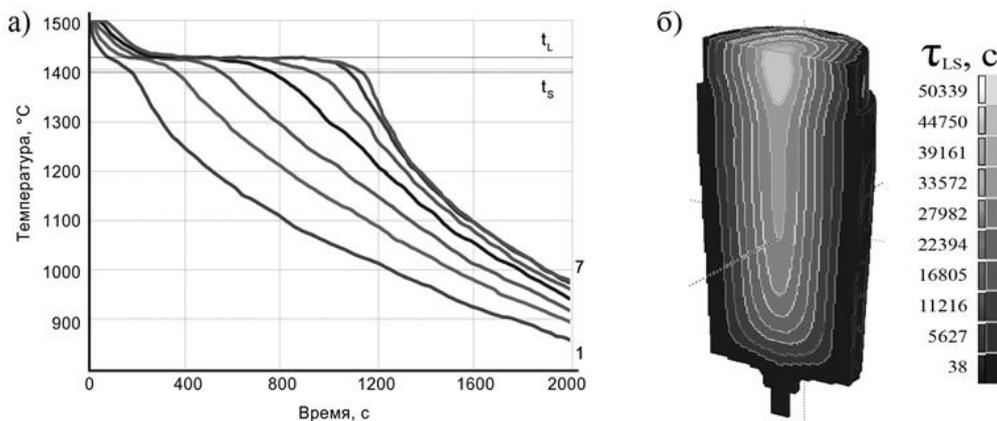


Рис. 2. Термические кривые затвердевания стали (а) в различных участках по сечению слитка (от поверхности – 1 к оси – 7) и распределение локальной продолжительности кристаллизации  $\tau_{LS}$  (б) в осевом сечении слитка массой 500 кг

Fig. 2. Thermal curves of the alloy solidification (a) in various sections along the ingot cross-section (from the surface – 1 to the axis – 7) and the distribution of the local crystallization time  $\tau_{LS}$  (б) in the axial section of the 500 kg ingot

Формирование и рост ансамбля первичных дендритных кристаллитов в междендритном расплаве до их смыкания и срастания (первая стадия) с последующим утолщением и/или растворением образующихся вторичных ветвей за счет интенсивной капиллярно-диффузионной ко-

алесценции [14, 15] в объеме внутридендритной жидкой фазы (вторая стадия) сопровождается частичным подавлением диффузии компонентов сплава в образующейся твердой фазе [17, 18].

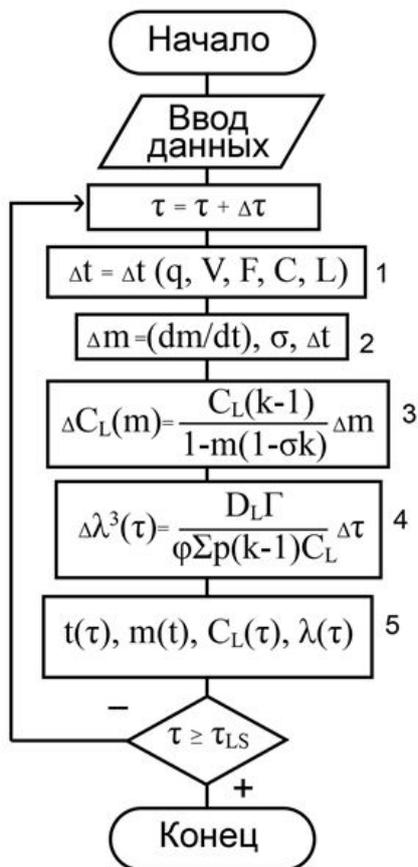
Приведенные уравнения (2.1–2.4) отражают природу сопряженных по месту и времени физико-химических процессов в отдельном мезоэлементе (рис. 3), обусловленных:

а) теплообменом (2.1) с окружающей средой – мезоячейками разностной сетки макросистемы (блок 1);

б) неравновесным темпом выделения твердой фазы (2.2) при соответствующей скорости кристаллизации (блок 2);

в) диффузионным перераспределением компонентов (2.3) на границе раздела твердой и жидкой фаз и выравниванием состава жидкой фазы в объеме мезоячейки (блок 3) при частичном подавлении диффузии в твердой фазе ( $0 \leq \sigma \leq 1$ );

г) капиллярно-диффузионной коалесценцией (2.4) вторичных дендритных ветвей (блок 4) в условиях аддитивного характера накопления компонентов сплава в жидкой фазе [17, 19], определяющего неравновесный характер выделения твердой фазы (2.2) и геометрические условия коалесценции (2.4).

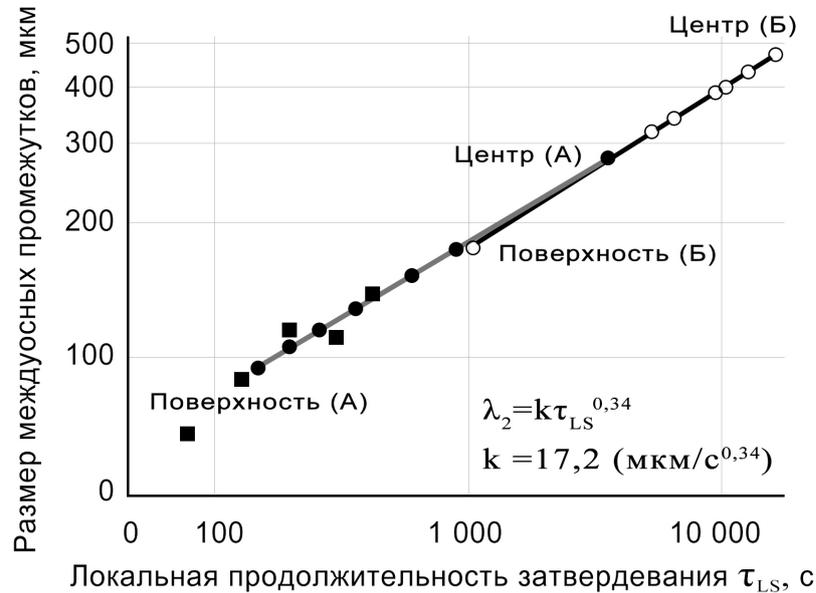


- расчет изменения температуры  $\Delta t$  ( $\tau$ ) (блок 1) с заданным тепловым потоком  $q(\tau)$  для мезоэлемента объема  $V$  и поверхности  $F$  теплообмена с окружающими ячейками (2.1) при объемной теплоемкости  $C$  и теплоте кристаллизации  $L$ ;
- расчет высвобождаемой доли твердой фазы  $\Delta m(t)$  (блок 2) основан на термодинамическом моделировании равновесного темпа выделения твердой фазы (2.2) с частичным подавлением диффузии в твердой фазе  $D_s$ , описываемой коэффициентом обратной диффузии  $\sigma$  для многокомпонентных сплавов ( $0 \leq \sigma \leq 1$ ), который аддитивно суммируется по всем компонентам;
- расчет изменения состава компонентов сплава  $\Delta C_L$  в жидкой фазе (блок 3) с учетом эффекта частичного подавления диффузии в твердой фазе (2.3);
- расчет изменения расстояний между вторичными дендритными ветвями  $\Delta \lambda(\tau)$  (блок 4) с учетом влиянием термодинамических параметров  $k(t)$  и  $p(t)$ , параметров диффузионного переноса компонентов в расплаве  $D_L$  и капиллярных явлений  $\Gamma$  при коалесценции вторичных боковых ветвей дендритов (2.4);
- расчет текущей температуры сплава  $t(\tau)$ , доли выделившейся твердой фазы  $m(t)$ , среднего состава жидкой фазы  $C_L(\tau)$  на межфазной границе L/S и междусосного расстояния между дендритными ветвями  $\lambda(\tau)$  (блок 5).

Рис. 3. Блок-схема программы моделирования кинетики кристаллизации и морфологии дендритной структуры

Fig. 3. Diagram of a program for modeling the kinetics of crystallization and morphology of a dendritic structure

Результатом решения задачи мезоструктурного анализа дендритной кристаллизации стали 10X16H25M2T является расчет изменения размеров междоусных промежутков дендритов  $\lambda_2$  (м) при коалесценции (рис. 4) и осредненного состава жидкой фазы  $C_L^i(\tau)$  в условиях подавления диффузии в твердой фазе, вызванного неравновесным темпом ее выделения.



■ – экспериментальные и ● – расчетные точки для опытного слитка массой 500 кг; ○ – расчетные точки для промышленного слитка массой 63,7 т.  
 Рис. 4. Изменение размеров междоусных промежутков дендритов  $\lambda_2$  ( $\tau_{LS}$ ) на этапе коалесценции в зависимости от локальной продолжительности кристаллизации  $\tau_{LS}$  в слитках массой 500 кг (А) и 63,7 т (Б)

Fig. 4. Changing the sizes of dendrites arm spacing  $\lambda_2$  ( $\tau_{LS}$ ) at the coalescence stage depending on the local crystallization time  $\tau_{LS}$  in ingots weighing 500 kg (A) and 63,7 t (B)

### 3. Микромасштабная задача дендритной ликвации новой стали

На III этапе реализуется микромасштабная модель дендритной ликвации на основе численного решения дифференциального уравнения для цилиндрической геометрии боковой ветви дендрита:

$$\frac{\partial C_S}{\partial \tau} = D_S \left( \frac{\partial^2 C_S}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial C_S}{\partial r} \right); \quad 0 \leq r \leq R_2(\tau); \quad 0 \leq \tau \leq \tau_{LS}; \quad (3)$$

при использовании уменьшенного (микромасштабного) размера пространственной сетки  $\Delta r$  при  $\lambda_2(\tau_{LS}) = 200-480$  мкм и временного шага  $\Delta \tau$  при  $\tau_{LS} = (3-9) \times 10^3$  с. Граничные условия симметрии, определяемые на оси ветви ( $r = 0$ ), задают соотношение  $\frac{\partial C_S^i(0, \tau)}{\partial r} = 0$ . На подвижной межфазной границе  $r = R_2(\tau)$ , где состав остаточной жидкой фазы  $C_L^i(R_2, \tau) = C_L^i(t_L)$  отвечает текущей температуре ликвидуса  $t_L(\tau)$ , концентрацию образующейся твердой фазы определяет согласно условиям локального равновесия граничное условие  $C_S^i(R_2, \tau) = k_i(t_L) C_L^i(R_2, \tau)$ . Использование уравнения (3) на каждом шаге  $\Delta \tau$  по времени процесса кристаллизации ( $0 \leq \tau \leq \tau_{LS}$ ) позволяет оценить ход радиального перераспределения компонентов по сечению

дендритной ветви с учетом многокомпонентного состава твердой фазы, непрерывно выделяющейся на межфазной границе  $R_2(\tau)$  из расплава.

Неравновесный характер процесса накопления компонентов в расплаве при  $\sigma_i < 1$  в результате частичного подавления диффузии в твердой фазе ( $\sigma_{Si} = 0,22$ ;  $\sigma_{Mo} = 0,08$ ;  $\sigma_{Mn} = 0,35$ ) за исключением углерода и титана приводит к значительному развитию дендритной ликвации, индекс которой в зависимости от начального содержания компонентов ( $C_L^i$ ), величины коэффициента диффузии в твердой фазе  $D_S^i$  и коэффициентов межфазного перераспределения компонентов при кристаллизации  $k_i$  (табл. 1) составляет (кроме  $\delta_C \approx 0$  и  $\delta_{Ti} \approx 0$ ) значительную величину:  $\delta_{Si} = 0,30$ ;  $\delta_{Mo} = 0,91$ ;  $\delta_{Mn} = 0,23$ .

Таблица 1

**Сравнительная оценка параметров ликвационной неоднородности компонентов стали 10X16H25M2T в опытном слитке массой 500 кг**

Table 1

**Comparative evaluation of the parameters of segregation heterogeneity of the 10H16N25M2T steel components in experienced ingot weighing 500 kg**

Компоненты стали	C	Si	Mn	Cr	Ni	Ti	Mo
$C_0$ , масс. %	0,08	0,50	1,75	15,50	25,00	0,70	1,05
$k=C_L/C_S$	0,21	0,79	0,78	0,92	0,99	0,34	0,66
$D_S$ ( $10^{-15}$ м <sup>2</sup> /с)	$1,28 \times 10^5$	37,00	70,00	2,08	3,28	$6,74 \times 10^4$	11,30
$\sigma$	0,99	0,22	0,35	0,01	0,03	0,99	0,08
$C_{min}$ , масс. %	0,072	0,448	1,610	14,460	24,800	0,670	0,805
$C_{max}$ , масс. %	0,073	0,599	2,011	19,035	25,240	0,673	1,763
$\delta=(C_{max} - C_{min})/C_0$	0,011	0,302	0,229	0,295	0,018	0,004	0,912
Примечание: $C_0$ – начальная концентрация компонента стали; $k$ , $C_{min}$ , $C_{max}$ , $\sigma$ – условия формирования дендритной ликвации (слиток 500 кг); коэффициент диффузии $D_S$ – при 1200°С							

Для устранения (ослабления) этой микромасштабной неоднородности предназначен следующий этап – гомогенизация слитка.

**4. Расчет необходимой продолжительности гомогенизирующего отжига слитка на этапе его нагрева под ковку**

На IV этапе проведено моделирование длительной изотермической выдержки для выравнивания микромасштабной химической неоднородности исследуемой стали, унаследованной в результате развития дендритной ликвации при неравновесной кристаллизации слитка (разделы 1–3). Дифференциальное уравнение, совпадающее с приведенной формулой (3):

$$\frac{\partial C_S}{\partial \tau} = D_S \left( \frac{\partial^2 C_S}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial C_S}{\partial r} \right); \quad 0 \leq r \leq \lambda_2(\tau_{LS})/2; \quad 0 \leq \tau \leq \tau_{max}; \quad (4)$$

решается с использованием микромасштабной сетки для  $\Delta r$  и  $\Delta \tau$ , введенной на III этапе, в пределах цилиндрической области боковой ветви дендрита, ограниченной половиной конечного междусосного промежутка  $\lambda_2(\tau_{LS})$ , при граничном условии радиальной симметрии на

оси  $\frac{\partial C_S^i(0, \tau)}{\partial r} = 0$  и условия внешней изоляции  $\frac{\partial C_S^i(R_m, \tau)}{\partial r} = 0$  на поверхности дендритной ветви ( $R_m = \lambda_2/2$ ).

Эволюция радиального распределения различных компонентов стали 10X16H25M2T в процессе гомогенизации показана на расчетных кривых, относящихся к различным стадиям изотермической выдержки (рис. 5).

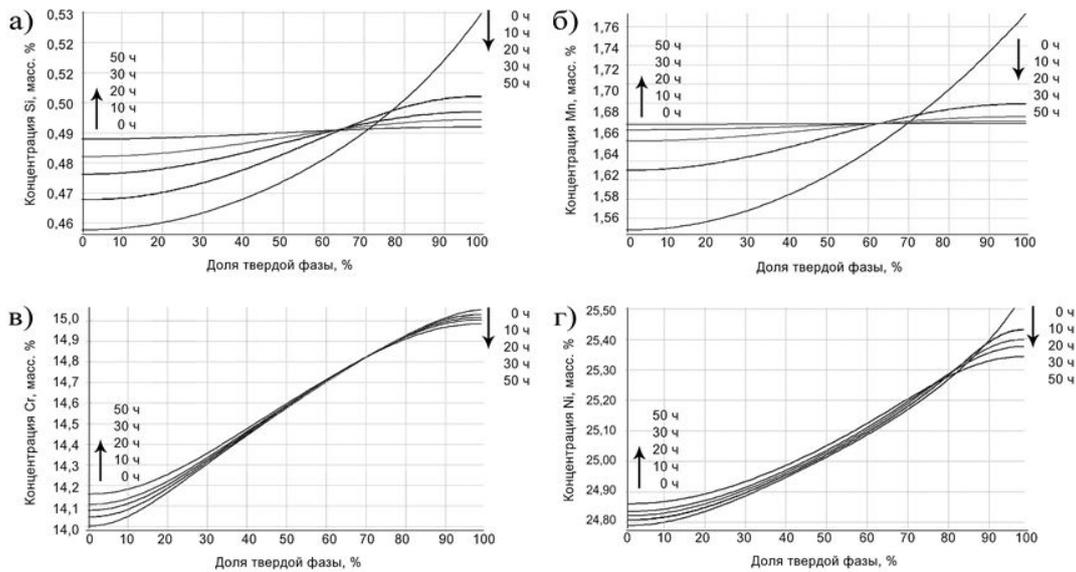


Рис. 5. Радиальное распределение компонентов Si (а), Mn (б), Cr (в) и Ni (г) в результате дендритной ликвации при затвердевании ( $\tau = 0$ ) и на этапе гомогенизации ( $\tau = 10, 20, 30$  и  $50$  ч) слитка массой  $500$  кг

Fig. 5. Radial distribution of components Si (a), Mn (б), Cr (в) and Ni (г) as a result of dendritic segregation during solidification ( $\tau = 0$ ) and homogenization ( $\tau = 10, 20, 30$  and  $50$  h) of a  $500$  kg ingot

Выявленная интенсивность протекания гомогенизации для отдельных компонентов стали (рис. 5) согласуется с различием величины коэффициентов диффузии в твердой фазе (табл. 1):

$$D_S^C > D_S^{Ti} > D_S^{Mn} > D_S^{Si} > D_S^{Mo} > D_S^{Ni} > D_S^{Cr},$$

в то время как в числе наиболее значимых факторов, определяющих начальную микронеоднородность слитка  $(\Delta C_i)_{max}$ , оказывают влияние широкие пределы изменения коэффициента распределения  $k$  (табл. 1) различных компонентов:

$$k_C < k_{Ti} < k_{Mo} < k_{Mn} < k_{Si} < k_{Cr} < k_{Ni},$$

а также иная последовательность результирующей ликвационной неоднородности:

$$(\Delta C_{Cr})_{max} > (\Delta C_{Mo})_{max} > (\Delta C_{Ni})_{max} > (\Delta C_{Mn})_{max} > (\Delta C_{Si})_{max} > (\Delta C_{Ti})_{max} > (\Delta C_C)_{max}.$$

Проявление указанных различий в совокупности отражается на величине итогового индекса остаточной микроликвации (табл. 1):

$$\delta_{Mo} > \delta_{Si} > \delta_{Cr} > \delta_{Mn} > \delta_{Ni} > \delta_C > \delta_{Ti}$$

и значении коэффициента конечной ликвационной неоднородности  $(I_i)_{hom} = (C_i)_{min}/(C_i)_0$  частично гомогенизированного сплава, согласно которому в результате проведенной выдержки в течение 110 ч получено полное выравнивание всех остальных компонентов, за исключением никеля ( $I_{Ni} = 0,4$ ) и хрома ( $I_{Cr} = 0,6$ ).

Обобщенное представление о кинетике гомогенизации различных компонентов стали в объеме промышленного слитка 63,7 т дает сводная диаграмма (рис. 6), где сопоставлено изменение во времени индекса остаточной микроликвации  $\delta_i^*(\tau) = \frac{\Delta C_i(\tau)}{\Delta C_i(0)} = \frac{C_i(R_m, \tau) - C_i(0, \tau)}{C_i(R_m, 0) - C_i(0, 0)}$ , обусловленное величиной коэффициентов диффузии  $D_s^i$  в твердой фазе и исходной ликвационной микронеоднородностью  $(\Delta C_i)_{max} = \Delta C_i(0)$  в результате завершения кристаллизации стали (табл. 1). Учитывая, что режим нагрева слитка регулируется по показаниям печных термопреобразователей, время достижения заданной температуры в рабочем пространстве печи и в центре слитка может существенно различаться, что демонстрирует представленное на рис. 6 расчетное изменение температуры поверхности при штатном нагреве холодного слитка в печи.

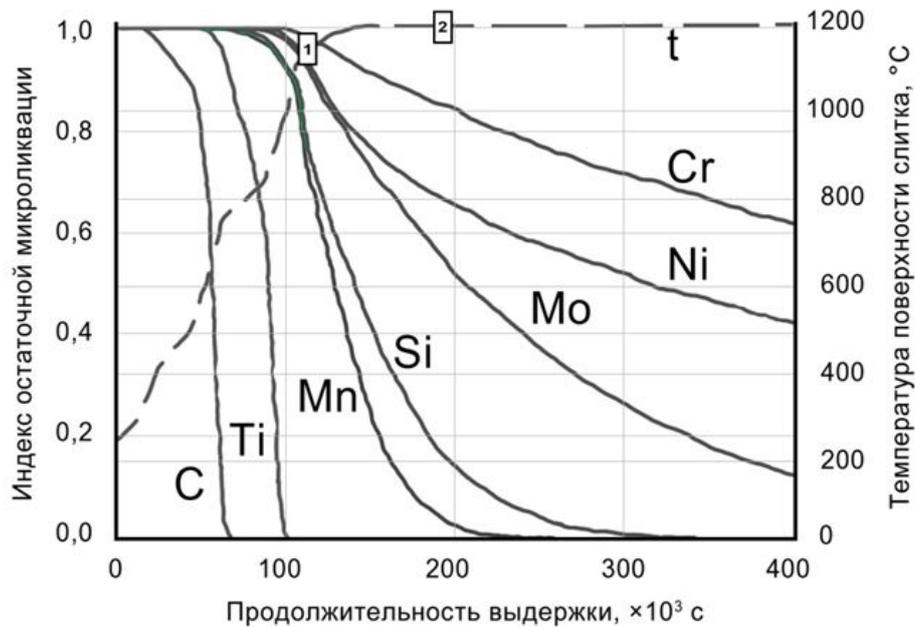


Рис. 6. Изменение индекса остаточной микроликвации компонентов стали 10X16H25M2T при температуре 1200°С в сопоставлении с ходом температуры приповерхностного слоя слитка (пунктирная линия) и временными метками достижения заданной температуры в печном пространстве (1) и в центре слитка (2)

Fig. 6. Changing of the steel 10H16N25M2T components microsegregation index at a temperature of 1200°С in comparison with the temperature evolution of the ingot surface layer (dashed line) and timestamps of reaching the set temperature in the furnace space (1) and in the ingot center (2)

Экспериментальные результаты количественной оценки изменения концентрационного профиля основных химических элементов в осевой зоне дендритных ветвей и в их межосевых промежутках представлены индексом остаточной микроликвации  $\delta(\tau)$  (табл. 1). Его значения, полученные при исследовании опытного слитка массой 500 кг (рис. 7), показали хорошую сходимость результатов с расчетными кривыми  $\delta_i = \exp[-\pi^2 D_s^i \tau / (\lambda_k^2 / 4)]$  [20], учитывающими различие значений коэффициентов диффузии компонентов сплава в твердой фазе  $D_s^i$  и конечные размеры междоусных промежутков дендритов  $\lambda_k$ .

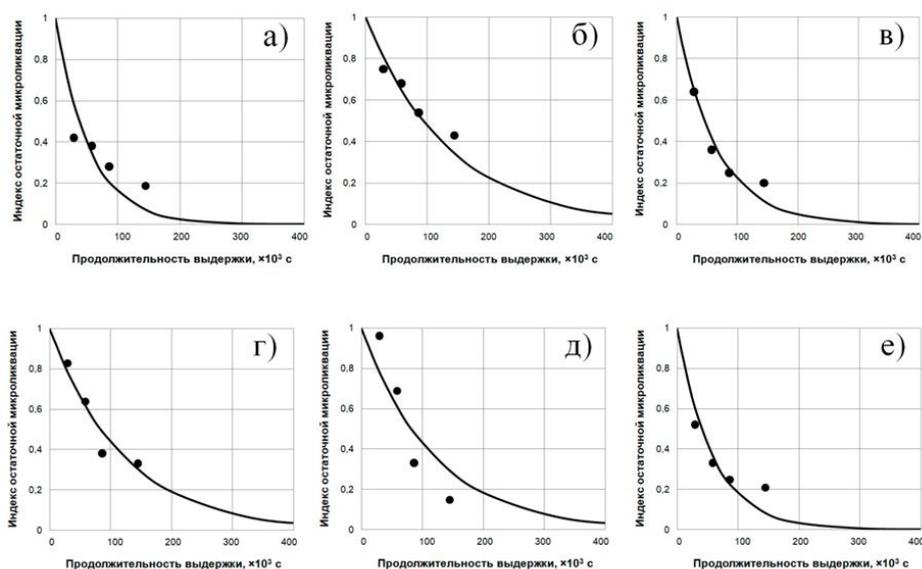


Рис. 7. Сопоставление экспериментальных данных (точки) с расчетными кривыми изменения  $\delta(\tau)$  компонентов Si (а), Mo (б), Cr (в), Ni (г), Ti (д) и Mn (е) в ходе гомогенизации опытных образцов слитка стали 10X16H25M2T массой 500 кг [4]

Fig. 7. Comparison of the experimental data (points) with the calculated curves of the  $\delta(\tau)$  for components Si (a), Mo (б), Cr (в), Ni (г), Ti (д) and Mn (е) during the homogenization of samples from 500 kg ingot of the steel 10H16N25M2T [4]

### Заключение

Рассмотренная система моделей, позволяющая выполнить сквозной расчет условий формирования дендритной структуры и микромасштабной химической неоднородности стали, открывает возможность выявления особенностей поведения различных компонентов стали, с учетом системного характера протекающих при этом разномасштабных физико-химических процессов различной природы (теплообмен, кристаллизация, диффузия, коалесценция и др.), и их роль на различных этапах металлургической технологии, в частности – при гомогенизации. Сопоставление результатов проведенного анализа этих процессов с полученными экспериментальными и литературными данными свидетельствует, что при условии достоверного информационного обеспечения – компьютерное моделирование является важным инструментом для управления и формирования качества заготовок.

Моделирование прогрева слитка показало, что заданная температура в осевой зоне отстает на 20–25 ч от момента достижения температуры 1200°C в печном пространстве, а последующее концентрационное выравнивание распределения большинства легирующих элементов интенсивно происходит в первые 30–35 ч после полного прогрева слитка. Оценки, полученные при математическом моделировании выравнивания ликвационной неоднородности в промышленном слитке, удовлетворительно согласуются с экспериментальными данными исследований опытного слитка новой стали.

Результаты проведенных исследований использованы в качестве научно-обоснованных рекомендаций для оптимизации технологического процесса гомогенизирующего отжига слитка при изготовлении опытно-штатной заготовки кольца внутрикорпусной выгородки ВВЭР-ТОИ. Рекомендуемая продолжительность технологической выдержки при нагреве слитка 63,7 т стали 10X16H25M2T под ковку при температуре 1200°C составила 50-55 ч.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] **Махин В.М., Цофин В.И., Комолов В.М. и др.** Оценка повреждающей дозы в различных условиях облучения конструкционных материалов // Вопросы атомной науки и техники. 2009. № 25. С. 135–140.
- [2] **Курсевич И.П., Карзов Г.П., Марголин Б.З. и др.** Принципы легирования новой радиационно-стойкой аустенитной стали для ВКУ ВВЭР-1200, обеспечивающей их безопасную эксплуатацию не менее 60 лет // Вопросы материаловедения. 2012. Т. 71. № 3. С. 146–160.
- [3] **Sorokin A.A., Margolin B.Z., Kursevich I.P. et al.** Effect of neutron irradiation on tensile properties of materials for pressure vessel internals of WWER type reactors // Journal of Nuclear Materials. 2014. V. 444. P. 373–384.
- [4] **Tsvetkov A.S., Teplukhina I.V.** Homogenization of Cr-Ni austenitic steel studying: liquation and microhardness heterogeneity equalization // Key engineering materials. 2019. V. 822. P. 53–59.
- [5] **Теплухина И.В., Цветков А.С., Косульникова А.В.** Влияние параметров закалки на структуру и свойства радиационно-стойкой аустенитной стали для внутрикорпусной выгородки ВВЭР // Письма о материалах. 2020. Т. 10. № 2. С. 179–184.
- [6] **Lee H.M., Bae J.S., Soh J.R. et al.** Diffusional solidification behavior in 304 stainless steel // Material transactions. 1998. № 39. P. 633–639.
- [7] **Lee Y.S., Lee S.U., Van Tyne C.J. et al.** Modeling of the void close behavior in a 100 t ingot during hot forging // Journal of materials processing technology. 2012. V. 211. № 6. P. 1136–1145.
- [8] **Romashkin A.N., Dub V.S., Tolstykh D.S. et al.** Prediction of carbon liquation in steel forging ingot cross section // Metallurgist. 2016. V. 60. № 7–8. P. 786–801.
- [9] **Zhang Y., Chen W.Q., Chen L. et al.** Homogenization of 20SiMn2MoV steel ingots: thermodynamic/kinetic simulation and experimental validation // Materials at high temperatures. 2015. № 32. P. 412–418.
- [10] **Wu M., Ludwig A., Kharicha A.** A four phase model for the macrosegregation and shrinkage cavity during solidification of steel ingot // Applied mathematical modelling. 2017. № 41. P. 102–120.
- [11] **Skrzypczak T., Sowa L., Węgrzyn-Skrzypczak E.** Numerical model of solidification including formation of multiple shrinkage cavities // Archives of foundry engineering. 2020. V. 20. № 1. P. 37–42.
- [12] **Yang Y., Field K.G., Allen T.R. et al.** Roles of vacancy/interstitial diffusion and segregation in the microchemistry at grain boundaries of irradiated Fe-Cr-Ni alloys // Journal of nuclear materials. 2016. V. 473. № 2. P. 35–53.
- [13] **Le C.D., Savelyev K.D., Golod V.M.** Structure diagnostic of iron-based out-of-peritectic alloys during nonequilibrium crystallization // Key engineering materials. 2019. V. 822. P. 3–10.
- [14] **Stefanescu D.M.** Science and engineering of casting solidification. Switzerland: Springer, 2015. 556 p.
- [15] **Han Q., Hu H., Zhong X.** Models for the isothermal coarsening of secondary dendrite arms in multicomponent alloys // Metallurgical and materials transactions. 1997. V. 28B. № 6. P. 1185–1187.
- [16] **Arquis E., Rady M.** A fixed domain model for microsegregation during solidification of binary alloys // Heat Mass Transfer. 2005. № 41. P. 545–558.
- [17] **Golod V.M., Dobosh L.Yu.** Computation material science of structural-phase transformation in casting aluminium alloys // IOP conference series: materials science engineering. 2017. № 192. 012027.
- [18] **Guo W., Zhang L., Zhu M.** Modeling on dendrite growth of medium carbon steel during continuous casting // Steel research international. 2010. V. 81. № 4. P. 265–277.
- [19] **Poirier D.R., Geiger G.H.** Transport phenomena in materials processing. Switzerland: Springer, 2016. 659 p.
- [20] **Флемингс М.** Процессы затвердевания. М.: Мир, 1977. 423 с.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ГОЛОД Валерий Михайлович** – доцент, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, канд. техн. наук  
E-mail: lpi2015@mail.ru

**ЦВЕТКОВ Антон Сергеевич** – Ведущий инженер, НИЦ "Курчатовский институт" – ЦНИИ КМ "Прометей", без степени.  
E-mail: a.s.tsvetkov@gmail.com

**ТЕПЛУХИНА Ирина Владимировна** – Начальник лаборатории, НИЦ "Курчатовский институт" – ЦНИИ КМ "Прометей", канд. техн. наук.  
E-mail: teplukhina@yandex.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 10.04.2020

## REFERENCES

- [1] V.M. Makhin, V.I. Tsofin, V.M. Komolov et al., Assessment of the damaging dose of structural materials in various conditions of irradiation // Nuclear science and technology. 2009. № 25. P. 135–140.
- [2] I.P. Kursevich, G.P. Karzov, B.Z. Margolin et al., Principles of alloying a novel radiation-resistant austenitic steel for the VVER-1200 reactor internals guaranteeing their safe operation for at least 60 years // Inorganic materials: applied research. 2013. № 4. P. 575–584.
- [3] A.A. Sorokin, B.Z. Margolin, I.P. Kursevich et al., Effect of neutron irradiation on tensile properties of materials for pressure vessel internals of WWER type reactors // Journal of Nuclear Materials. 2014. V. 444. P. 373–384.
- [4] A.S. Tsvetkov, I.V. Teplukhina, Homogenization of Cr-Ni austenitic steel studying: liquation and microhardness heterogeneity equalization // Key engineering materials. 2019. V. 822. P. 53–59.
- [5] I.V. Teplukhina, A.S. Tsvetkov, A.V. Kosulnikova, The effect of quenching parameters on the structure and properties of radiation-resistant austenitic steel for the VVER core baffle // Letters on materials. 2020. V. 10. № 2. P. 179–184.
- [6] H.M. Lee, J.S. Bae, J.R. Soh et al., Diffusional solidification behavior in 304 stainless steel // Material transactions. 1998. № 39. P. 633–639.
- [7] Y.S. Lee, S.U. Lee, C.J. Van Tyne et al., Modeling of the void close behavior in a 100 t ingot during hot forging // Journal of materials processing technology. 2012. V. 211. № 6. P. 1136–1145.
- [8] A.N. Romashkin, V.S. Dub, D.S. Tolstykh et al., Prediction of carbon liquation in steel forging ingot cross section // Metallurgist. 2016. V. 60. № 7–8. P. 786–801.
- [9] Y. Zhang, W.Q. Chen, L. Chen et al., Homogenization of 20SiMn2MoV steel ingots: thermodynamic/kinetic simulation and experimental validation // Materials at high temperatures. 2015. № 32. P. 412–418.
- [10] M. Wu, A. Ludwig, A. Kharicha, A four phase model for the macrosegregation and shrinkage cavity during solidification of steel ingot // Applied mathematical modelling. 2017. № 41. P. 102–120.
- [11] T. Skrzypczak, L. Sowa, E. Węgrzyn-Skrzypczak, Numerical model of solidification including formation of multiple shrinkage cavities // Archives of foundry engineering. 2020. V. 20. № 1. P. 37–42.
- [12] Y. Yang, K.G. Field, T.R. Allen et al., Roles of vacancy/interstitial diffusion and segregation in the microchemistry at grain boundaries of irradiated Fe-Cr-Ni alloys // Journal of nuclear materials. 2016. V. 473. № 2. P. 35–53.
- [13] C.D. Le, K.D. Savelyev, V.M. Golod, Structure diagnostic of iron-based out-of-peritectic alloys during nonequilibrium crystallization // Key engineering materials. 2019. V. 822. P. 3–10.
- [14] D.M. Stefanescu, Science and engineering of casting solidification. Switzerland: Springer, 2015. 556 p.
- [15] Q. Han, H. Hu, X. Zhong, Models for the isothermal coarsening of secondary dendrite arms in multicomponent alloys // Metallurgical and materials transactions. 1997. V. 28B. № 6. P. 1185–1187.

- [16] **E. Arquis, M. Rady**, A fixed domain model for microsegregation during solidification of binary alloys // Heat Mass Transfer. 2005. № 41. P. 545–558.
- [17] **V.M. Golod, L.Yu. Dobosh**, Computation material science of structural-phase transformation in casting aluminium alloys // IOP conference series: materials science engineering. 2017. № 192. 012027.
- [18] **W. Guo, L. Zhang, M. Zhu**, Modeling on dendrite growth of medium carbon steel during continuous casting // Steel research international. 2010. V. 81. № 4. P. 265–277.
- [19] **D.R. Poirier, G.H. Geiger**, Transport phenomena in materials processing. Switzerland: Springer, 2016. 659 p.
- [20] **M.C. Flemings**, Solidification processing. New-York: McGraw-Hill, 1974. 364 p.

### THE AUTHORS

**GOLOD Valery M.** – *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University*.  
E-mail: lpi2015@mail.ru

**TSVETKOV Anton S.** – *NRC "Kurchatov Institute" — CRISM "Prometey"*.  
E-mail: a.s.tsvetkov@gmail.com

**TEPLUKHINA Irina V.** – *NRC "Kurchatov Institute" — CRISM "Prometey"*.  
E-mail: teplukhina@yandex.ru

**Received: 10.04.2020**

DOI: 10.18721/JEST.26210  
УДК 621.22-253

*В.В. Пак, А.А. Новкунский*

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,  
Санкт-Петербург, Россия

## **ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭРОЗИОННОГО ИЗНОСА ЛОПАСТЕЙ РАБОЧЕГО КОЛЕСА РАДИАЛЬНО-ОСЕВОЙ ГИДРОТУРБИНЫ**

На гидроэлектростанциях с высоким напором, использующих энергию горных рек широко применяются гидротурбины радиально-осевого типа. Как правило, из-за высокой концентрации взвешенных наносов в горных реках, ресурс гидротурбин данного типа определяется в основном фактором эрозионного износа. Как при новом строительстве, так и при проведении реконструкций и модернизаций таких ГЭС с установкой нового оборудования, важно учесть опыт предыдущей эксплуатации подобных энергообъектов. В работе применяется метод численного моделирования двухфазного течения в высоконапорной радиально-осевой гидротурбине малой быстроходности для оценки плотности эрозионного износа лопастей рабочего колеса по модели Табакова-Гранта на разных режимах работы с разным расходом наносов в потоке. Показано, что величина эрозионного износа в основном связана с величинами местных скоростей потока, наиболее повреждаемыми областями является входная и выходная кромки лопасти, а также сторона давления лопасти. Подтверждено, что величина плотности эрозионного износа имеет прямую линейную зависимость от величины расхода наносов, поступающих в проточную часть гидротурбины. Определено, что в данных условиях применение нержавеющей стали вместо обычной углеродистой может не сказаться гарантированно в лучшую сторону на времени между капитальными ремонтами и, как следствие, объеме выработки электроэнергии ГЭС.

*Ключевые слова:* гидротурбина, рабочее колесо, лопасть, эрозия, износ, численное моделирование, вычислительная гидродинамика, двухфазное течение, ANSYS CFX, Numeca Autogrid5.

*Ссылка при цитировании:*

Пак В.В., Новкунский А.А. Численное моделирование эрозионного износа лопастей рабочего колеса радиально-осевой гидротурбины // Материаловедение. Энергетика. 2020. Т. 26, № 2. С. 128–139. DOI: 10.18721/JEST.26210

Эта статья открытого доступа, распространяемая по лицензии CC BY-NC 4.0 (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

*V.V. Pak, A.A. Novkunskiy*

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russia

## **NUMERICAL SIMULATION OF EROSION WEAR OF THE FRANCIS TURBINE RUNNER BLADES**

Francis turbines are a common solution for high head hydraulic power plants using mountain rivers energy. Due to a high concentration of sediments in such rivers, a lifetime of hydraulic turbines of this type is determined mainly by erosion wear factor. Considering previous operation experience of power plants of this type is important in new construction or

reconstruction, modernization of hydraulic power plants and installation of new equipment. The article presents the numerical simulation analysis of a two-phase flow in a high head Francis turbine operating at a low specific speed to evaluate erosion wear of runner blades using Tabakoff-Grant model at various operating modes and sediment mass flow rates. We show that the value of erosion wear is mainly associated with the values of local flow rates, the most damaged areas are the leading and trailing edges of the blade, as well as the pressure side of the blade. The results confirm the linear dependence of Francis turbine runner blade erosion on the amount of sediments. We determined that the new hydraulic equipment made of stainless steel instead of regular carbon cast steel may not sufficiently increase intervals between overhauls.

*Keywords:* hydraulic turbine, hydraulic turbine runner, blade, erosion, wear, numerical modeling, computational fluid dynamics, two-phase flow, ANSYS CFX, Numeca Autogrid5.

*Citation:*

V.V. Pak, A.A. Novkunskiy, Numerical simulation of erosion wear of the Francis turbine runner blades, *Materials Science. Power Engineering*, 26 (02) (2020) 128–139, DOI: 10.18721/JEST.26210

This is an open access article under the CC BY-NC 4.0 license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

**Введение.** Несмотря на масштабные программы модернизации, проводимые в настоящее время в отечественной гидроэнергетике, в Российской Федерации все еще эксплуатируется большое количество гидросилового оборудования ГЭС, которое уже достигло или существенно превысило свой нормативный срок службы. Спроектированное и изготовленное 40–60 лет назад оборудование, хоть и имеет, как правило, значительные запасы прочности, что позволяет эксплуатировать его и по сегодняшний день, однако накопленный опыт эксплуатации показывает, что гарантировать безаварийную работу такого технологически сложного оборудования только за счет избыточной металлоемкости его ресурсопределяющих узлов на длительном промежутке времени не представляется возможным.

В частности, остро вопрос интенсивного истощения ресурса основного гидросилового оборудования стоит на одной из ГЭС, расположенной на Северном Кавказе. Станция находится в высокогорном районе, была введена в эксплуатацию в середине прошлого столетия и является ярким примером энергообъекта с тяжелым режимом работы гидросилового оборудования, обусловленным гидроабразивным износом лопастной системы рабочих колес и остальной проточной части гидротурбин из-за высокой концентрации наносов в реке. Другими словами, на данной ГЭС ресурс каждого гидроагрегата определяется в первую очередь эрозионным износом рабочих органов проточной части турбины (рис. 1), а не явлениями усталостного разрушения, что чаще всего рассматривается в работах, посвященных ресурсу гидросилового оборудования [1–4]. Это подчеркивает важность учета данного явления при комплексной оценке ресурса основного гидросилового оборудования, а также актуальность вопроса как для старых, так и для новых гидротурбин, предусматриваемых к установке в рамках проводимой комплексной реконструкции объекта.

На ГЭС установлены 3 высоконапорных радиально-осевых гидротурбины малой быстроходности. В отчетной технической документации по станции уже спустя 5 лет после ввода гидроагрегатов в эксплуатацию отмечалось, что вследствие значительного износа из-за наличия в воде твердых взвешенных наносов все три радиально-осевых гидротурбины приходится подвергать ежегодному капитальному ремонту, во время которого восстанавливаются все детали проточной части гидроагрегата. Причем износ основных узлов столь значителен, что снижение КПД гидроагрегата оценивается на величину вплоть до 15%. С тех пор общая картина на ГЭС только ухудшилась, а уменьшение КПД гидроагрегатов и их ежегодный простой в связи с ремонтом (до 30% от календарного года) значительно снижают объемы выработки электроэнергии.

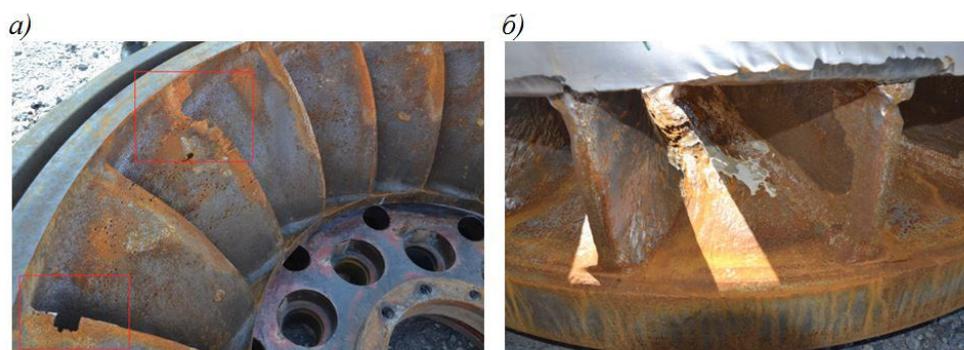


Рис. 1. Техническое состояние лопастной системы рабочих колес гидротурбины во время капитального ремонта после прохождения паводкового периода:  
 а) вид на сторону разрежения лопастей; б) вид на входные кромки лопастей

Fig. 1. Technical condition of the Francis turbine runner blades obtained during major overhaul after freshet period: a) view of the suction side of the blades; б) view of the leading edges of the blades

Для принятия корректных мер в ходе реконструкции станции необходимо учесть многолетний опыт ее эксплуатации. Настоящая работа посвящена расчетному исследованию рабочего процесса в указанной гидротурбине, определению областей лопасти рабочего колеса, наиболее подверженных эрозионному износу, основных факторов, влияющих на величину эрозионного износа, в т. ч. режимных, а также целесообразности применения нержавеющей стали вместо обычной углеродистой для рабочих элементов проточной части при установке нового оборудования в ходе реконструкции ГЭС.

### Общее состояние вопроса

Гидроабразивный износ элементов гидротурбин является комплексным вопросом. Как правило, усиленный износ элементов гидротурбин объясняется значительными скоростями, с которыми поток обтекает эти детали, причем существенно важны местные скорости, имеющиеся в турбулентном потоке проточной части вообще и у плохо обтекаемых мест в особенности [5]. Кроме величин скоростей, на интенсивность износа также должны влиять концентрация взвешенных частиц, их крупность, твердость и форма, качество материала (в особенности поверхностного слоя) рабочих органов гидротурбины, контактирующих с потоком, режимы работы гидротурбины.

Ввиду вышесказанного аналитическое моделирование гидроабразивного износа представляет собой сложную задачу и на данный момент выражается эмпирическими формулами, основанными на модельных и/или натуральных наблюдениях и исследованиях. Большинство экспертов, а также стандарт организации<sup>1</sup> предлагают (регламентируют) оценивать гидроабразивный износ как потерю массы металла узлом оборудования за единицу времени на единицу площади изнашиваемой поверхности, поскольку это наиболее просто проследить в условиях эксплуатации. Все известные модели, которые основываются на различных экспериментальных исследованиях, предлагают следующее соотношение:

$$E \propto v^n,$$

где  $E$  – характеристика гидроабразивного износа;  $v$  – скорость потока;  $n$  – эмпирический коэффициент.

<sup>1</sup> СТО 17330282.27.140.001-2006 Гидроэлектростанции. Методики оценки технического состояния основного оборудования

В 2013 году в стандарте МЭК<sup>2</sup>, на данный момент еще не принятом в Российской Федерации, на основе обзора литературы была предложена иная аналитическая модель оценки абразивного износа узлов гидротурбин:

$$E = W^n \cdot P \cdot K_{mt} \frac{K_{fl}}{D^p},$$

где  $W$  – характерная скорость потока;  $E$  – глубина вырываемого слоя вследствие воздействия гидроабразивной эрозии;  $D$  – диаметр рабочего колеса;  $K_{fl}$  – эмпирический коэффициент, характеризующий взаимодействие частиц с потоком, обтекающим поверхность, который может быть получен на основе натуральных измерений;  $K_{mt}$  – коэффициент, характеризующий взаимодействие взвешенных частиц с материалом обтекаемого узла, причем для нержавеющей стали 13Cr4Ni  $K_{mt} = 1$ , для углеродистой стали  $K_{mt} = 2$ ;  $P$  – нагрузка от взвешенных частиц, полученная узлом оборудования за время  $t$ , определяемая как:

$$P = \int_0^t CK_{HD}K_{SZ}K_{SH} dt,$$

где  $C$  – концентрация взвешенных частиц (мутность воды);  $K_{HD}$  – коэффициент, устанавливающий связь между способностью истирания и твердостью абразивной частицы;  $K_{SZ}$  – средний диаметр абразивной частицы;  $K_{SH}$  – коэффициент, характеризующий связь между истирающей способностью частицы и ее формой.

Характерная скорость потока  $W$  на входе в рабочее колесо определяется как:

$$W_{in} = 0,55 \cdot (2gH)^{0,5},$$

на выходе:

$$W_{out} = (0,25 + 0,003n_s) \cdot (2gH)^{0,5},$$

где  $n_s$  – коэффициент быстроходности рабочего колеса.

Можно отметить, что согласно предлагаемой зависимости, износ на выходе из рабочего колеса будет больше износа на входе тогда, когда коэффициент быстроходности  $n_s > 100$ . Между тем, авторами [6] отмечается, что результаты расчетов по приведенной формуле говорят о намного большей интенсивности износа в области входной кромки рабочего колеса РО гидротурбины. Поэтому авторами [6] переработана данная формула, где вместо характерной скорости потока  $W$  используется относительная скорость  $v_r$ :

$$E = Cv_r K_{HD} K_{SZ} K_{SH} t.$$

Помимо этого, предложенная зависимость требует предварительного продолжительного наблюдения и оценки состояния натурального объекта.

Численные методы расчета уже давно применяются для исследования течения жидкости в гидротурбинах, в частности, с целью получения их энергетических характеристик. Однако, с их помощью можно также проводить исследования такого комплексного явления, как гидроабразивная эрозия [7, 8]. При проведении численного анализа явления гидроабразивной эрозии различных конструкций в ПК ANSYS CFX используется несколько подходов, в том числе полуэмпирическая модель Табакова-Гранта, которая помимо прочего учитывает, что гидроабразивная эрозия проявляется по-разному при малых и больших углах атаки поверхности частицами

<sup>2</sup> IEC 62364:2013-06 Hydraulic machines – Guide for dealing with hydro-abrasive erosion in Kaplan, Francis and Pelton turbines

наносов, а также при их комбинации и не учитывает размер частиц [9]. По данным ряда авторов [10], в результате сопоставления с экспериментальными значениями, данная модель показывает наилучшую сходимость результатов расчета и эксперимента по сравнению с другими известными моделями. В ПК ANSYS CFX указанная модель представлена в виде соотношения:

$$\varepsilon = f(\gamma) \cdot \left( \frac{v_p}{v_1} \right)^2 \cos^2 \gamma (1 - R_T^2) + f(v_{PN}),$$

где  $\varepsilon$  – суммарное эрозионное повреждение на единицу массы ударных частиц;  $f(\gamma)$  – эмпирическая функция части эрозионного повреждения, определяемого ударом частиц о поверхность под малым углом:

$$f(\gamma) = \left( 1 + k_2 k_{12} \sin \left( \gamma \frac{\pi/2}{\gamma_0} \right) \right)^2,$$

$f(v_{PN})$  – эмпирическая функция части эрозионного повреждения, определяемого ударом частиц о поверхность по нормали:

$$f(v_{PN}) = \left( \frac{v_p \sin \gamma}{v_2} \right)^4,$$

$R_T$  – коэффициент реституции (отношение начальной скорости частицы до удара к скорости частицы после удара),  $R_T = 0 \dots 1$ :

$$R_T = 1 - \frac{v_p}{v_3} \sin \gamma,$$

$\gamma$  – фактический относительный угол между траекторией движения частицы и исследуемой поверхностью;  $v_p$  – скорость удара частицы о поверхность.

Плотность эрозионного износа  $E$  – характеристика износа в кг/(м<sup>2</sup> • с) рассчитывается как:

$$E = \varepsilon \cdot \dot{N} \cdot m_p,$$

где  $\dot{N}$  – средняя концентрация частиц;  $m_p$  – средняя масса частиц.

Все эмпирические коэффициенты данной модели определяются в ходе специальных испытаний.

### Методика расчетного исследования

Для анализа эрозионного износа лопастной системы рабочего колеса применялся численный метод. Моделирование двухфазного течения проводилось в ПК ANSYS CFX по методу Лагранжа [11] на нескольких установившихся режимах работы в стационарной постановке с использованием уравнений Рейнольдса, осредненных по Навье-Стоксу (RANS) и применением SST модели турбулентности.

В расчетную модель была включена вся область проточной части турбины, начиная от входа в спиральную камеру (рис. 2), а именно: спиральная камера, направляющий аппарат, рабочее колесо и отсасывающая труба, геометрии которых были предварительно построены в CAD пакетах по исходной конструкторской документации. При этом предполагается, что течение перед входом в спиральную камеру полностью сформировано и однородно (так, для рассматриваемого гидро-

агрегата расстояние от выхода из колена напорного водовода до входного сечения спиральной камеры  $L > 5D_1$ ). Для ускорения расчетов использовалось условие периодичности для направляющего аппарата и рабочего колеса. Межлопастной канал рабочего колеса моделировался с галтельными переходами между нижним ободом, лопастью и ступицей, галтельные переходы лопатки направляющего аппарата и колонн статора не моделировались.

Учитывая сложную геометрию спиральной камеры турбины, для нее была построена неструктурированная сеточная модель в автоматическом режиме на основе тетраэдров в ядре потока и призматических слоев около стенок в ПО ANSYS Meshing. Структурированная сеточная модель межлопаточного канала направляющего аппарата на основе гексаэдров была построена в ПО Numeca Autogrid5. Неструктурированная сеточная модель межлопаточного канала рабочего колеса на основе тетраэдров и призматических слоев около стенок и структурированная сеточная модель отсасывающей трубы на основе гексаэдров были построены в ПО ICEM CFD. Сеточная модель содержала 2 млн. узлов в спиральной камере, около 515 тыс. узлов в межлопаточном канале направляющего аппарата, 500 тыс. узлов в межлопаточном канале рабочего колеса и 1,4 млн. узлов в отсасывающей трубе. Поскольку вычисления проводятся на нескольких режимах работы гидротурбины, было построено несколько структурированных сеточных моделей межлопаточного канала направляющего аппарата с соответствующими его открытиями.

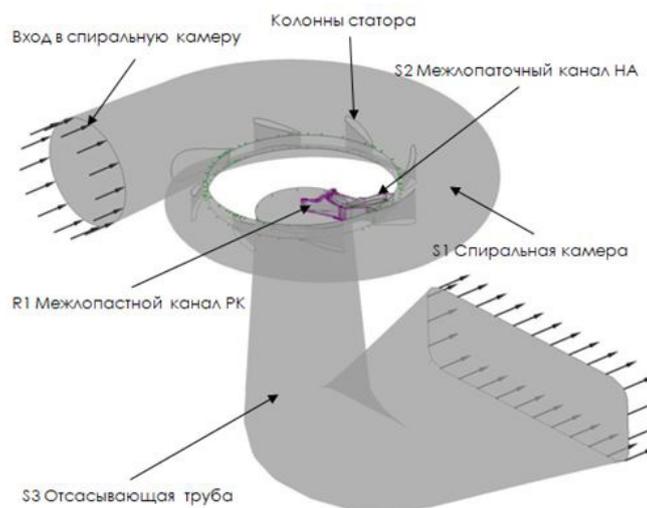


Рис. 2. Расчетная модель

Fig. 2. Computational model

Расчеты проводились на нескольких режимах работы: частичной нагрузки с открытием направляющего аппарата  $\alpha = 0,28\alpha_{\max}$ , расчетного режима  $\alpha = 0,74\alpha_{\max}$  и высокой нагрузки  $\alpha = 0,92\alpha_{\max}$  со значениями расхода наносов  $R$  на входе в проточную часть гидротурбины в диапазоне  $R = 10 \dots 100$  кг/с.

В качестве эмпирических коэффициентов, используемых в модели Табакова-Гранта были приняты коэффициенты, полученные при взаимодействии кварц-сталь [8]. Дополнительно для оценки целесообразности применения коррозионно-стойкой (нержавеющей) стали при изготовлении рабочих элементов нового оборудования для последующей реконструкции ГЭС, был проведен расчет с использованием наиболее подходящих и известных коэффициентов для случая кварц-нержавеющая сталь 13Cr4Ni (широко используемая в гидротурбостроении) с сохранением основных параметров и геометрии проточной части.

Ввиду отсутствия у авторов работы актуальных сведений по гранулометрическому составу и расходу взвешенных наносов, были использованы данные, находящиеся в открытых источниках, соответствующие периоду прохождения паводка (май-июнь) [12, 13].

Расчеты проводились с использованием вычислительных ресурсов суперкомпьютерного центра Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого ([www.scc.spbstu.ru](http://www.scc.spbstu.ru)).

### Результаты расчетов

Результаты расчетов, представленные на рис. 3, показывают хорошую качественную сходимость с областями натуральных повреждений, представленных на рис. 1 и свидетельствуют о том, что практически во всем диапазоне режимов работы гидротурбины максимальные значения плотности эрозионного износа  $E$  наблюдаются на поверхности входной кромки лопасти, а также по всей длине выходной кромки на стороне давления лопасти. Данный факт объясняется тем, что именно в этих зонах наблюдаются наибольшие значения местных скоростей потока: так, величина скорости потока, составляющая 13 м/с на входе в направляющий аппарат, возрастает до 42 м/с при выходе из него на режиме высокой нагрузки, что является весьма высоким показателем даже среди гидротурбин с похожей конфигурацией проточной части.

При увеличении мощности одновременно с ростом самих величин плотности эрозионного износа, площадь его воздействия постепенно смещается по поверхности давления от входной до выходной кромки лопасти.

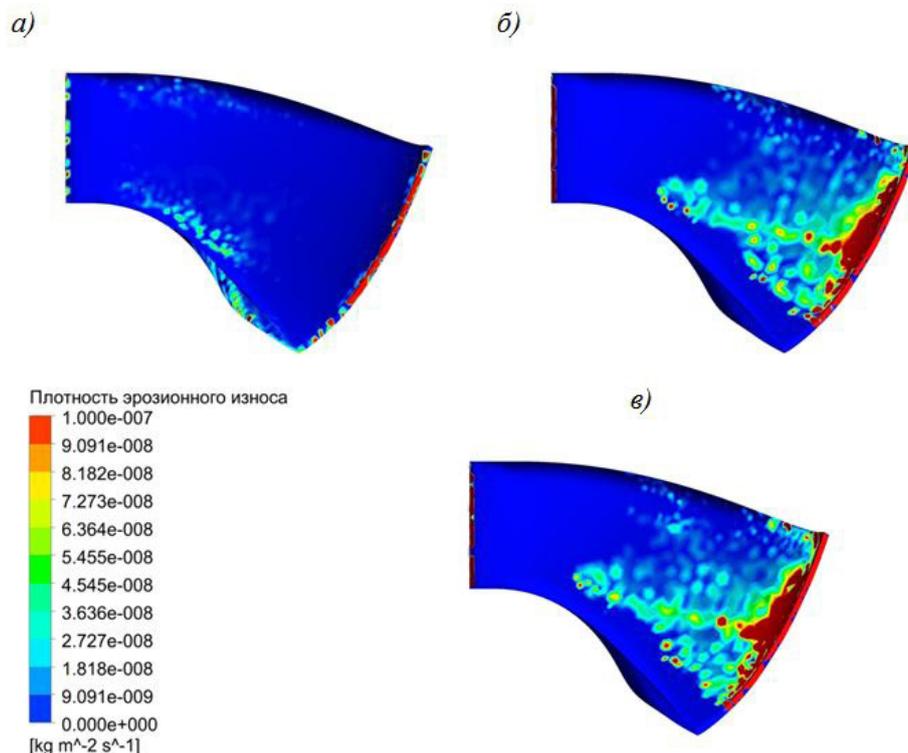


Рис. 3. Полученные в результате расчетов в стационарной постановке картины распределения плотности эрозионного износа лопасти рабочего колеса (сторона давления) при одинаковых расходе наносов  $R$ , гранулометрическом составе, напоре  $H$  и разных открытиях направляющего аппарата: а)  $\alpha = 0,28\alpha_{\max}$ ; б)  $\alpha = 0,74\alpha_{\max}$ ; в)  $\alpha = 0,92\alpha_{\max}$

Fig. 3. Obtained erosion wear density distributions of the blade pressure side as a result of the steady-state analysis with the constant sediment flow rate  $R$ , particle-size composition, head  $H$  and different guide vane openings: а)  $\alpha = 0,28\alpha_{\max}$ ; б)  $\alpha = 0,74\alpha_{\max}$ ; в)  $\alpha = 0,92\alpha_{\max}$

Эрозионный износ наблюдается также и на стороне разрежения лопасти на режимах частичной нагрузки. Это напрямую связано с перераспределением векторного поля скоростей вследствие малого открытия направляющего аппарата, плохого обтекания лопастной решетки рабочего колеса и возникновения областей возвратных течений (рис. 4).

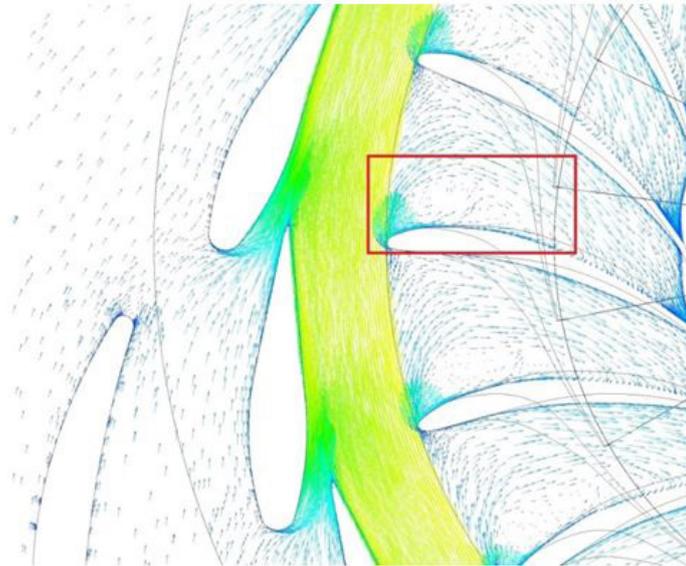


Рис. 4. Поле векторов скорости, полученное в результате расчета в стационарной постановке при  $\alpha = 0,28\alpha_{\max}$   
 Fig. 4. The velocity vectors field obtained as a result of the steady-state analysis at  $\alpha = 0,28\alpha_{\max}$

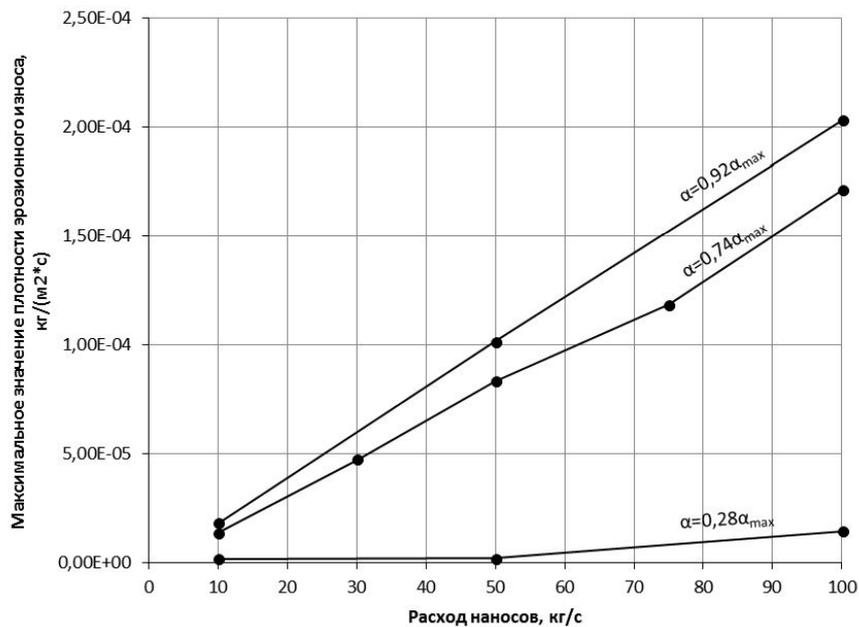


Рис. 5. Полученная в результате расчетов зависимость максимальных значений плотности эрозионного износа поверхности лопасти от расхода наносов на входе в гидротурбину при постоянном напоре  $H$  и разных открытиях направляющего аппарата  $\alpha$   
 Fig. 5. The obtained maximum values of erosion wear density of the blade pressure side vs sediment flow rate with a constant head  $H$  and different guide vane openings  $\alpha$

Анализ полученных данных (см. рис. 5) позволяет утверждать, что величина плотности эрозионного износа  $E$  имеет линейную зависимость от величины расхода наносов на входе в спиральную камеру. Помимо этого, с увеличением открытия направляющего аппарата (увеличение расхода воды через гидротурбину) при постоянных напоре  $H$  и расходе наносов  $R$  соответственно увеличивается плотность эрозионного износа  $E$ , сохраняя при этом линейную зависимость (изменяется только угол наклона графика). Данный факт подтверждает тезис о том, что наибольшее влияние на эрозионный износ оказывают величины местных скоростей потока.

Все вышеприведенные выводы также подтверждаются рядом работ других авторов [14, 15], что позволяет обобщить полученные закономерности (в частности, линейную зависимость плотности эрозионного износа от расхода наносов) и использовать их для любых конфигураций и параметров рабочих колес.

Сравнение картин распределения плотности эрозионного износа по поверхности лопасти из обычной углеродистой (*a*) и нержавеющей сталей (*б*), полученных в результате расчетов на одном режиме работы с одинаковыми рабочими параметрами и гранулометрическим составом, представлены на рис. 6.

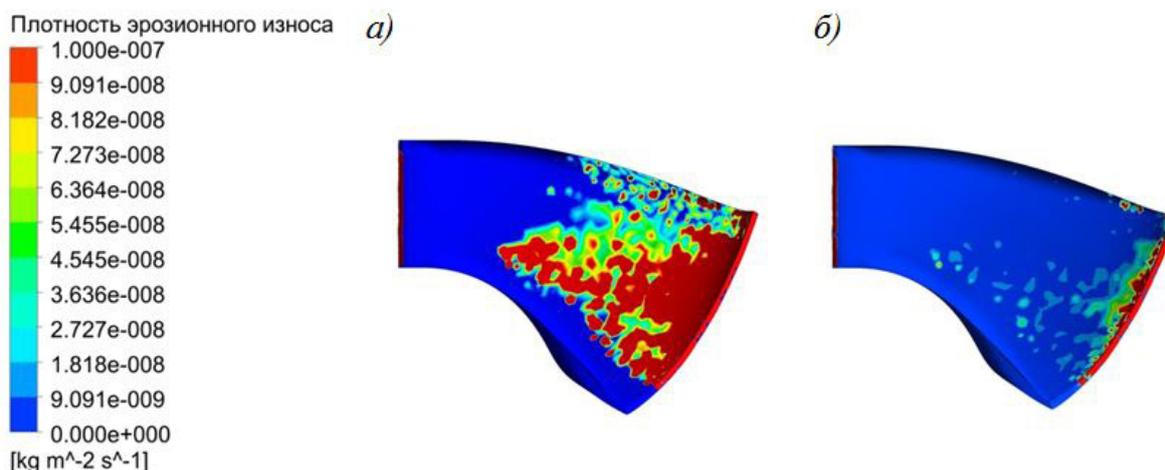


Рис. 6. Сравнение картины распределения плотности эрозионного износа (сторона давления лопасти):  
*a*) обыкновенная углеродистая сталь; *б*) нержавеющая сталь

Fig. 6. Comparison of the erosion wear density distributions (pressure side of the blade):  
*a*) regular carbon steel; *б*) stainless steel

Из рис. 6 видно, что, несмотря на закономерное общее снижение площади, подверженной эрозионному износу, в области выходной кромки лопасти из нержавеющей стали все еще сохраняются большие значения плотности эрозионного износа  $E$ , которые не позволяют увеличить межремонтный период. Данный факт, учитывая более высокую стоимость и ограниченность свариваемости нержавеющей стали и, как следствие, сложность процесса восстановления элементов проточной части в условиях станции, говорит о неочевидности преимуществ применения кавитационно-стойкой (нержавеющей) стали при изготовлении рабочих органов новой гидротурбины.

### Выводы

Результаты проведенного исследования показывают хорошую качественную сходимость картины эрозионного износа лопастной системы рабочего колеса, полученной в результате численного исследования (рис. 3) и натурной – из опыта эксплуатации (рис. 1). Определено, что для рабочих колес малой быстроходности эрозионному износу наиболее подвержены входная кромка

лопасти и область выходной кромки в среднем сечении и в районе сопряжения лопасти с нижним ободом.

Наиболее интенсивный эрозионный износ во всем диапазоне режимов работы гидротурбины наблюдается на стороне давления лопасти. На стороне разрежения вынос металла, как правило, максимально проявляется на режимах, значительно отличных от номинального.

Подтверждена линейная зависимость значений плотности эрозионного износа от величины расхода наносов на входе в гидротурбину; определено, что наиболее неблагоприятными режимами с точки зрения гидроабразивной эрозии лопастной системы рабочего колеса являются режимы максимальной мощности.

Определено, что, несмотря на значительное снижение площади, подвергаемой эрозионному износу при использовании в качестве материала лопасти нержавеющей стали вместо обычной углеродистой, высокие значения плотности эрозионного износа в условиях рассматриваемой ГЭС все еще сохраняются в области выходной кромки лопасти рабочего колеса.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] **Васильев Ю.С., Петреня Ю.К., Георгиевская Е.В.** О ресурсах гидротурбин: обзор зарубежной литературы // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 184–204.
- [2] **Георгиевская Е.В.** Ресурс гидротурбин – гарантия надежности и безопасности эксплуатации ГЭС. Аналитический обзор литературы. LAP Lambert Academic Publishing. 2018. 157 с.
- [3] **Новкунский А.А.** Информационно-аналитическая система оценки и прогнозирования технического состояния гидросилового оборудования ГЭС // Вестник науки Сибири. 2015. № 15. С. 87–91.
- [4] **Пак В.В., Новкунский А.А.** Разработка средств анализа и прогнозирования технического состояния оборудования ГЭС // сборник материалов Второй Всероссийской научно-практической конференции Гидроэлектростанции в XXI веке / под ред. С.А. Подлесного, В.Б. Затеева. Черемушки: Сибирский федеральный университет, Саяно-Шушенский филиал, 2015. С. 22–25.
- [5] **Орахелашвили М.М.** Износостойкость реактивных гидротурбин. М.: Государственное энергетическое издательство, 1960. 112 с.
- [6] **Masoodi J.H., Harmain G.A.** Sediment erosion of Francis turbine runners in the Himalayan region of India // Hydropower and dams. 2017. № 1. P. 82–89.
- [7] **Teran L., Aponte R.D., Munoz-Cubillos J., Roa C.V., Coronado J.J., Ladino J.A., Larrahondo F.J., Rodriguez S.A.** Analysis of economic impact from erosive wear by hard particles in a run-of-the-river hydroelectric plant // Energy. 2016. № 113. P. 1188–1201.
- [8] **Eltvik M., Dahlhaug O.G., Neopane H.P.** Prediction of Sediment Erosion in Francis Turbines // Proceedings of 4-th international meeting on cavitation and dynamic problems in hydraulic machinery and systems. Belgrade. Serbia. October 26-28. 2011. P. 42–47.
- [9] **Tabakoff W.** Erosion study in turbomachinery affected by coal and ash particles: Phase 1 Annual progress report. Department of aerospace engineering and applied mechanics. University of Cincinnati. Ohio. USA. 1978. 89 p.
- [10] **Azimian M., Bart H.J.** CFD simulation and experimental analysis of erosion in a slurry tank test rig // EPJ Web of Conferences. 2013. № 45. 8 p. DOI: 10.1051/epjconf/20134501009
- [11] **Юн А.А.** Теория и практика моделирования турбулентных течений с теплообменом, смешением, химическими реакциями и двухфазных течений. Москва, 2009. 272 с.
- [12] Гидрологический ежегодник: том 3. Бассейны рек Кавказа. Выпуск 1 / под ред. Д.Д. Мордухай-Болтовского. 1950. 192 с.
- [13] **Дульнев В.Б.** Абразивный износ радиально-осевых гидротурбин и методы борьбы с ним. Л.: Типография Всесоюзного научно-исследовательского института гидротехники имени Б.Е. Веденеева, 1962. 64 с.

[14] **Rakibuzzaman Md., Hyoung-Ho K., Suh S.H.** Numerical study of sediment erosion analysis in Francis turbine // Sustainability. 2019. № 11. 18 p. DOI: 10.3390/su11051423

[15] **Kang M.W., Park N., Suh S.H.** Numerical study of sediment erosion of Francis turbine with different operating conditions and sediment inflow rates // Procedia Engineering. 2016. № 157. P. 457–464. DOI: 10.1016/j.proeng.2016.08.389

### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ПАК Владимир Владиславович** – аспирант, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, без степени.  
E-mail: synyster826190@gmail.com

**НОВКУНСКИЙ Алексей Александрович** – доцент, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, канд. техн. наук.  
E-mail: 9110957043@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 24.04.2020

### REFERENCES

[1] **Yu.S. Vasilyev, Yu.K. Petrenya, E.V. Georgiyevskaya**, O resursakh gidroturbin: obzor zarubezhnoy literatury [On hydraulic turbines lifetime: Foreign literature review], St. Petersburg Polytechnic University Journal of Engineering Sciences and Technology. 2 (23) (2017) 184–204.

[2] **E.V. Georgiyevskaya**, Resurs gidroturbin – garantiya nadezhnosti i bezopasnosti ekspluatatsii GES. Analiticheskiy obzor literatury [Hydraulic turbines lifetime – an assurance of reliability and safety of hydraulic power plant operation. Analytical literature review], LAP Lambert Academic Publishing, 2018.

[3] **A.A. Novkunskiy**, Informatsionno-analiticheskaya sistema otsenki i prognozirovaniya tekhnicheskogo sostoyaniya gidrosilovogo oborudovaniya GES [Information-analytical system for assessing and prediction of hydraulic power plant main equipment technical condition], Vestnik nauki Sibiri. 15 (2015) 87–91.

[4] **V.V. Pak, A.A. Novkunskiy**, Razrabotka sredstv analiza i prognozirovaniya tekhnicheskogo sostoyaniya oborudovaniya GES [Development of analysis and forecasting tools for technical condition of hydraulic power plant equipment], sbornik materialov Vtoroy Vserossiyskoy nauchno-prakticheskoy konferentsii Gidroelektrostantsii v XXI veke, (2015) 22–25.

[5] **M.M. Orakhelashvili**, Iznosostoykost reaktivnykh gidroturbin. [Wear resistance of reactive turbines], Gosudarstvennoye energeticheskoye izdatelstvo, Moscow, 1960.

[6] **J.H. Masoodi, G.A. Harmain**, Sediment erosion of Francis turbine runners in the Himalayan region of India, Hydropower and dams, 1 (2017) 82–89.

[7] **L. Teran, R.D. Aponte, J. Munoz-Cubillos, C.V. Roa, J.J. Coronado, J.A. Ladino, F.J. Larrahondo, S.A. Rodriguez**, Analysis of economic impact from erosive wear by hard particles in a run-of-the-river hydroelectric plant, Energy, 113 (2016) 1188–1201. DOI: 10.1016/j.energy.2016.07.072

[8] **M. Eltvik, O.G. Dahlhaug, H.P. Neopane**, Prediction of Sediment Erosion in Francis Turbines, Proceedings of 4-th international meeting on cavitation and dynamic problems in hydraulic machinery and systems, October 26–28, 2011, Belgrade, Serbia.

[9] **W. Tabakoff**, Erosion study in turbomachinery affected by coal and ash particles: Phase 1 Annual progress report, University of Cincinnati, Ohio, USA, 1978.

[10] **M. Azimian, H.J. Bart**, CFD simulation and experimental analysis of erosion in a slurry tank test rig, EPJ Web of Conferences, 45 (2013) DOI: 10.1051/epjconf/20134501009

[11] **A.A. Yun**, Teoriya i praktika modelirovaniya turbulentnykh techeniy s teploobmenom, smesheniyem, khimicheskimi reaktsiyami i dvukhfaznykh techeniy. [Theory and practice of modelling of turbulent flows with heat transfer, mixing, chemical reactions and two-phase flows], Moskva, Moscow, 2009.

[12] Gidrologicheskiy yezhegodnik: tom 3. Basseyny rek Kavkaza. Vypusk 1 [Hydrological yearbook: river basins of the Caucasus], 1950.

[13] **V.B. Dulnev**, Abrazivnyy iznos radialno-osevykh gidroturbin i metody borby s nim [Abrasive wear of Francis turbines and methods to deal with it], Tipografiya Vsesoyuznogo nauchno-issledovatel'skogo instituta gidrotekhniki imeni B. E. Vedeneyeva, Leningrad, 1962.

[14] **Md. Rakibuzzaman, K. Hyoung-Ho, S.H. Suh**, Numerical study of sediment erosion analysis in Francis turbine, Sustainability, 11 (2019). DOI: 10.3390/su11051423

[15] **M.W. Kang, N. Park, S.H. Suh**, Numerical study of sediment erosion of Francis turbine with different operating conditions and sediment inflow rates, Procedia Engineering, 157 (2016) 457-464. DOI: 10.1016/j.proeng.2016.08.389

### THE AUTHORS

**PAK Vladimir V.** — *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.*  
E-mail: synyster826190@gmail.com

**NOVKUNSKIY Aleksey A.** — *Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.*  
E-mail: 9110957043@mail.ru

**Received: 24.04.2020**



DOI: 10.18721/JEST.26211  
УДК 621.9.02

*В.А. Ильиных*

Забайкальский институт железнодорожного транспорта, Чита, Россия

## **ОЦЕНКА ТОЧНОСТИ КОНИЧЕСКИХ ПРОФИЛЬНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ВСПОМОГАТЕЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА МНОГОЦЕЛЕВОГО СТАНКА ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКЕ**

В статье проведен анализ точности установки инструментальных конических профильных оправок с конусностью 7:24, 1:10, 1:20 в отверстие шпинделя станка по шести координатам. Шпинделю после сборки соединения, сообщалось вращательное движение с числом оборотов, которое характерно при высокоскоростной обработке изделий. В дальнейшем инструментальная оправка нагружалась условной внешней нагрузкой (от сил резания). Расчетным путем получены математические ожидания упругих перемещений (изменение положения оправки в отверстии шпинделя) по шести координатам в условиях многоразовой сборки. В каждом расчетном случае проведено сравнение точности взаимного положения деталей РК-3 профильного соединения для разных чисел оборотов при его эксплуатации (работе) под действием условной внешней нагрузки. Величины поперечных перемещений деталей соединения при технологической погрешности геометрической формы посадочной поверхности профильной конической оправки типа РК-3 при числе оборотов от 10000 до 48000 в минуту составляют не более 3,5 мкм при конусности 1:10 и не более 5 мкм при конусности 7:24. Соответственно при числе оборотов от 50000 до 95500 в минуту составляет не более 4,5 мкм при конусности 1:10 и не более 8 мкм при конусности 7:24 на торце соединения.

*Ключевые слова:* коническое профильное соединение, многоцелевые станки, шпиндель, инструментальные оправки, конусность.

*Ссылка при цитировании:*

Ильиных В.А. Оценка точности конических профильных соединений вспомогательного инструмента многоцелевого станка при высокоскоростной обработке // Материаловедение. Энергетика. 2020. Т. 26, № 2. С. 140–147. DOI: 10.18721/JEST.26211

Это статья открытого доступа, распространяемая по лицензии CC BY-NC 4.0 (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

*V.A. Ilyinykh*

Zabaikalsky railway transport institute, Chita, Russia

## **ESTIMATION OF ACCURACY OF CONICAL PROFILE JOINTS OF AUXILIARY TOOLS OF A MULTI-PURPOSE MACHINE FOR HIGH-SPEED PROCESSING**

The article analyzes the accuracy of installation of tool conical profile mandrels with taper 7:24, 1:10, 1:20 into the hole of the machine spindle at six coordinates. After assembly of the connection the spindle received rotary motion with a speed rate typical for high-speed processing. Thereafter, the tool mandrel was loaded with a conditional external load (from cutting forces). We calculated mathematical expectations of elastic displacements (change in the position of the mandrel in the spindle hole) for six coordinates in the conditions of reusable assembly. In each calculation case, we compare the accuracy of the relative position of the RC-3 profile connection parts for different speed numbers during its operation under

the influence of a conditional external load. Cross travel values of connection parts with a technological error in the geometric shape of the landing surface of a profile conical mandrel of the P-3 type at a speed rate of 10000 to 48000 rpm are no more than 3.5 microns at a taper of 1:10 and no more than 5 microns at a taper of 7:24. Accordingly, with a speed rate 50000 to 95500 rpm the values are no more than 4.5 microns with a taper of 1:10 and no more than 8 microns with a taper of 7:24 at the end of the connection.

*Keywords:* conical profile connection, multi-purpose machines, spindles, tool mandrels, taper.

*Citation:*

V.A. Pyinykh, Estimation of accuracy of conical profile joints of auxiliary tools of a multi-purpose machine for high-speed processing, *Materials Science. Power Engineering*, 26 (02) (2020) 140–147, DOI: 10.18721/JEST.26211

This is an open access article under the CC BY-NC 4.0 license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

**Введение.** В статье представлено исследование конических профильных соединений с равноосным контуром типа РК-3 в узле шпиндель – инструментальная оправка многоцелевого станка. Определена точность соединения шпиндель – инструментальная оправка при базировании и закреплении в условиях многоразовой сборки, а также при сообщении шпинделю станка вращательного движения при действии внешней нагрузки. С этой целью на основе разработанных математических моделей конических профильных посадочных поверхностей оправки и отверстия шпинделя выполнены машинные эксперименты в условиях многоразовых сборок при замене инструментальных оправок.

Рациональный выбор многоцелевого станка с ЧПУ зависит от его технологических возможностей и технических характеристик. В настоящее время при выборе станка учитывают три критерия, которые определяют его потребительские свойства, а именно: надежность, точность и интеллект [1].

Надежность, как правило, является основным критерием при определении качества станка, точность станка также является важным критерием, от которого зависит конкурентно способность современных многоцелевых станков. Третий критерий интеллект, предполагает обеспечение вновь создаваемого станка различными интеллектуальными интерфейсами, которые расширяют эксплуатационно-технологические возможности станка, обеспечивая при этом высокое качество изготавливаемых изделий и обладающих способностью заблаговременно исключить ошибки в управлении [1].

В работах российских ученых [2, 3], были созданы основы для проектирования современных технологий, обеспечивающих основные параметры качества металлорежущих станков, а также разработаны концепции для моделирования точности при автоматизированном проектировании и эксплуатации металлорежущего оборудования с применением профильных соединений [4].

Современное развитие вычислительной техники, создание новых программных комплексов определили новые подходы в решении задач прогнозирования параметров качества технологического оборудования, в частности многоцелевых станков с ЧПУ, а также применение инновационных решений для высокоскоростной обработки изделий на станках.

Целью исследования является прогнозирование точности узла многоцелевого станка шпиндель – инструментальная оправка на основе конического профильного соединения типа РК-3 для разных чисел оборотов шпинделя.

### Методы исследования

При исследовании процесса сопряжения конической профильной оправки в отверстии шпинделя станка при ее базировании и закреплении в условиях многоразовой сборки, применялся метод численного расчета, а также технологические имитационные модели хвостовиков инструментальных оправок и оригинальное программное обеспечение, приведенные в работах [5, 6].

Обработка результатов исследования проведена с использованием методов математической статистики, прикладной и вычислительной математики.

Высокоскоростная обработка – High speed cutting (HSC) изделий является одним из перспективных направлений в машиностроении. Как известно, основным принципом высокоскоростной обработки (ВСО) является малое сечение среза материала изделия при высокой скорости резания, высокой минутной подаче и высокой частоте вращения шпинделя станка. Известно, что при этом снижается величина крутящего момента, до 75% тепла отводится со стружкой, 20% отводится через инструмент и 5% через обрабатываемую деталь. Таким образом, при ВСО обеспечиваются высокие параметры качества обработки, увеличивается производительность, наиболее эффективно используются станки с ЧПУ, а также обеспечивается обработка материалов, склонных к перегреву и материалов высокой твердости. Наиболее эффективно применение ВСО при изготовлении тонкостенных алюминиевых деталей большой протяженности при числе оборотов шпинделя от 15000 до 50000 об/мин и скорости резания от 1500 до 3000 м/мин, а также при обработке штампов и пресс-форм, которые характеризуются жесткими допусками на размеры и высоким классом шероховатости поверхности. ВСО применяется также при изготовлении деталей малых размеров и продукции нано технологии.

При применении ВСО современные станки должны обладать высокой геометрической точностью, высокой статической и динамической жесткостью, температурной стабильностью, а также обеспечивать свободный сход стружки. С этой целью в металлорежущих станках применяются высокоскоростные шпиндели, которые оснащаются различными датчиками, определяющими фактическое положение шпиндельного вала, температуру и вибрацию. Так называемые «умные» шпиндели обеспечивают надежность станков по показателю долговечность и реализуют безлюдную технологию. Особые требования при ВСО предъявляются к режущему инструменту в частности использование инструмента небольшого диаметра от 15 до 20 мм, а также фрез оснащенных пластинами с кубическим нитридом бора (КНБ) и поликристаллическим алмазом (ПКА) [7].

Вспомогательный инструмент, предназначенный для крепления основного режущего инструмента, изготавливается по типу HSK или BT (SK). При этом коническое соединение должно обладать высокой статической и динамической жесткостью, точностью, а также свойством самоцентрирования при высоких скоростях вращения. Это позволяет уменьшить биение инструмента до нескольких микрометров и увеличить срок службы режущих пластин в несколько раз, т.е. повысить его стойкость.

В настоящее время проведены исследования вспомогательного режущего инструмента на основе профильных конических соединений с равноосным контуром типа РК-3 (P3). Результаты экспериментальных и теоретических исследований, приведенные в работах [8, 9, 10, 11, 12], доказывают эффективность и целесообразность использования данных соединений вместо традиционных при совершенствовании конструкций шпиндельных узлов многоцелевых станков с ЧПУ.

Результаты расчетов при моделировании точности установки (базирование и закрепление) профильных конических инструментальных оправок типа РК-3 при их многократной замене в шпинделе многоцелевого станка с учетом действия внешней нагрузки для разных чисел оборотов главного привода приведены на рис. 1–2.

Анализ расчетов точности профильного конического соединения шпиндель-оправка типа РК-3 (P3) с конусностью 7:24, 1:10, 1:20 в условиях многократной сборки и сравнение с результатами расчетов соединений типа SK и HSK, приведенными в работах [13, 14, 15, 16, 17], показывают, что первый тип соединения имеет более высокую точность.

В результате проведенных расчетов установлено, что величина математических ожиданий поперечных перемещений профильной оправки типа РК-3 в условиях внешнего нагружения при конусности 1:10 составляет не более 3,5 мкм при числе оборотов шпинделя равном 48000 в ми-

нугу, а величина математических ожиданий продольных смещений составляет не более 16,5 мкм. Как следует из анализа работы [13] для оправок типа HSK и SK конусностью 1:10 и 7:24, радиальные и осевые смещения оправок лежат в интервале значений от 4 до 14 мкм и от 10 до 16 мкм соответственно, при числе оборотов шпинделя 30000 минуту для меньших величин внешних нагрузок.

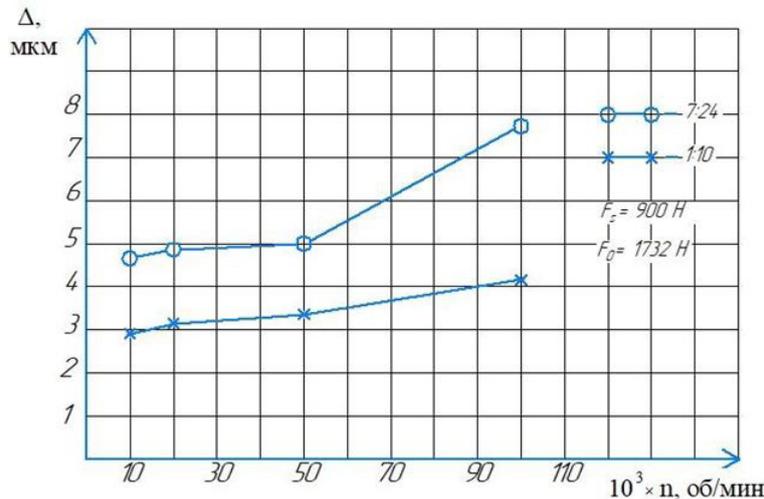


Рис. 1. Зависимость математических ожиданий поперечных перемещений оправки от числа оборотов шпинделя

Fig. 1. Dependence of mathematical expectations transverse movements of the mandrel from the number of revolutions of the spindle

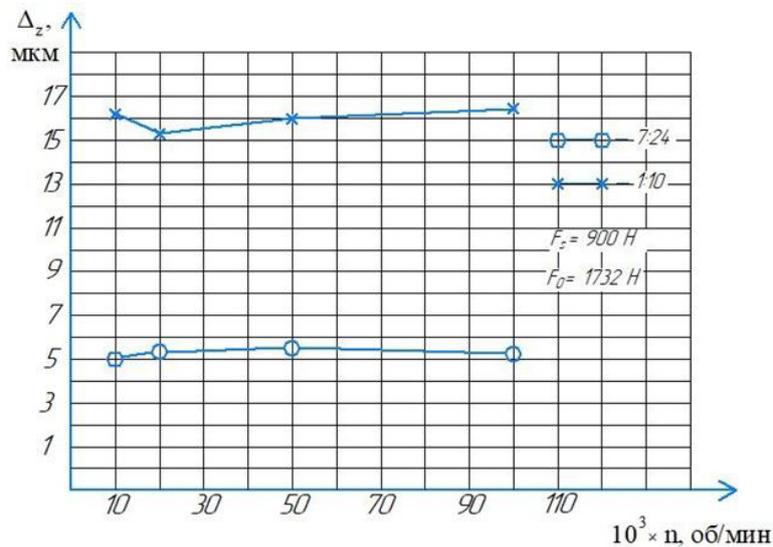


Рис. 2. Зависимость математических ожиданий осевых перемещений оправки от числа оборотов шпинделя

Fig. 2. Dependence of mathematical expectations axial movements of the mandrel from the number of revolutions of the spindle

Исследования показали, что при выборе рациональной конусности посадочной профильной поверхности хвостовика инструментальных оправок, следует учитывать как продольные, так и поперечные смещения последних. При проведении сравнительного анализа математических ожиданий упругих перемещений торца базовой оправки, в продольном и поперечном

направлении при числе оборотов шпинделя равном 95500 об/мин установлено, что при конусности 1:4 достигается паритет между перемещениями, величина которых не превышает 6,5 мкм (рис. 3).

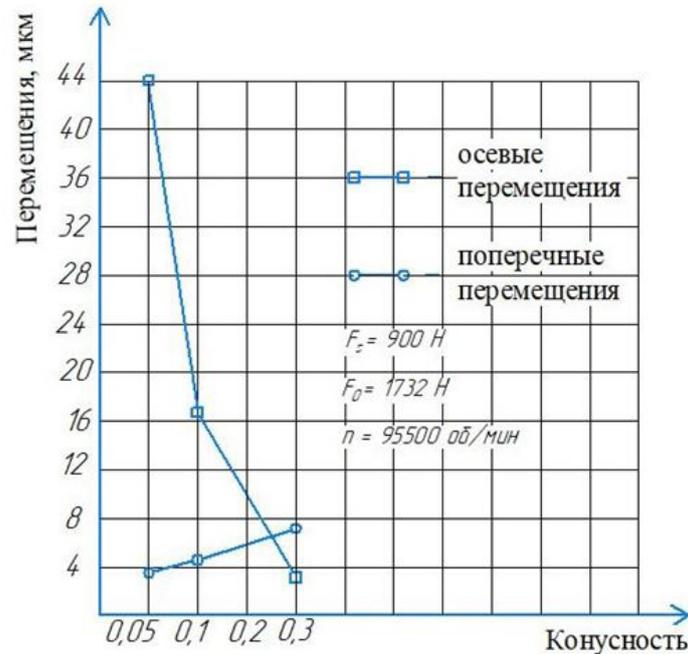


Рис. 3. Зависимость математических ожиданий перемещений оправки от конусности  
 Fig. 3. Dependence of mathematical expectations movement of the mandrel from the taper

Не маловажной задачей при ВСО является также выбор способа крепления основного режущего инструмента, а именно: использование термопластов и гидропластовых патронов, а также балансируемых патронов, которые могут работать при числе оборотов до 100000 об/мин.

Согласно техническим требованиям, предъявляемым к современным металлорежущим станкам, полное радиальное биение (TIR) должно не превышать 10 мкм на вылете инструмента до 250 мм.

### Выводы

1. Установлено, что на точность положения конической профильной оправки в шпинделе станка влияет количество оборотов. С ростом числа оборотов шпинделя упругие перемещения оправки в условиях внешнего нагружения в поперечном направлении носят нелинейный возрастающий характер.

2. Установлено, что при числе оборотов шпинделя от 10000 до 48000 в минуту величина математических ожиданий поперечных перемещений профильной оправки в условиях внешнего нагружения не более 3,5 мкм при конусности 1:10 и не более 5 мкм при конусности 7:24. При числе оборотов от 50000 до 95500 в минуту величина математических ожиданий поперечных перемещений профильной оправки не более 4,5 мкм и 8 мкм соответственно.

3. Установлено, что величина математических ожиданий продольных перемещений профильной оправки в условиях внешнего нагружения не более 16,5 мкм при конусности 1:10 и не более 3,5 мкм при конусности 7:24 при числах оборотов шпинделя станка от 48000 до 95500 в минуту.

4. Установлено, что величина экстремальных значений математических ожиданий продольных и поперечных перемещений профильной оправки в условиях внешнего нагружения при числе оборотов шпинделя 95500 в минуту при конусности 1:4 составит не более 6,5 мкм.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] **Аверьянов О.И., Аверьянова И.О.** Модульный принцип построения многоцелевых станков с ЧПУ: монография / О.И. Аверьянов, И.О. Аверьянова. – Старый Оскол: ТНТ, 2018. – 164 с.
- [2] **Балакшин Б.С.** Основы технологии машиностроения / Б.С. Балакшин – М.: Машиностроение, 1969. – 358 с.
- [3] **Соломенцев Ю.М.** Моделирование точности при автоматизированном проектировании металлорежущего оборудования / Ю.М. Соломенцев, М.Г. Косов, В.Г. Митрофанов. – М.: НИИ-МАШ, 1985. – 68 с.
- [4] **Соломенцев Ю.М., Тимченко А.И.** Профильные бесшпоночные соединения, их конструктивные виды, технология изготовления и перспективы внедрения в машиностроительные отрасли СССР // К: Мосстанкин. – 1986. – 37 с.
- [5] **Ильиных В.А.** Влияние конических профильных соединений на точность и жесткость технологических комплектов многоцелевых станков // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2018. т. 24. № 4. С. 150–159. DOI: 10.18721/YEST.24415
- [6] **Ильиных В.А.** Статистический анализ геометрии профильных деталей шпиндельного узла многоцелевых станков // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2019. т. 25. № 2. С. 132–140. DOI: 10.18721/JEST.25210
- [7] **Молодцов В.В.** Методы проектирования высокоэффективных металлообрабатывающих станков как мехатронных систем: дис. докт. техн. наук: 05.02.07 / Молодцов Владимир Владимирович. – Москва, МГТУ, 2016. – 390 с.
- [8] **Линейцев В.Ю.** Имитационное моделирование деталей конического соединения на основе РК-3 профильных кривых / Линейцев В.Ю., Ильиных В.А. // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. Научный журнал № 2 (46) – Иркутск: ИрГУПС 2015. – С. 51–55. (журнал указан в перечне ВАК под № 1819).
- [9] **Линейцев В.Ю.** Исследование конических РК-3 профильных соединений на точность и жесткость / В.Ю. Линейцев, В.А. Ильиных, В.Е. Ярилов // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. – Иркутск: ИрГУПС. – № 1 (53). – 2017. – С. 36–39. (журнал указан в перечне ВАК под № 1819).
- [10] Шпиндель-инструментальная оправка // Ильиных В.А. – Патент на полезную модель: № 184076, Государственный реестр полезных моделей. Заявка на патент на полезную модель № 2018109190 от 14.03.2018 г. Срок действия патента до 14.03.2028 г.
- [11] Модифицированное профильное моментопередающее соединение вал-ступица с равноосным контуром с натягом // Ильиных В.А., Рожкова Е.А., Линейцев В.Ю. – Патент на полезную модель: № 155119, Государственный реестр полезных моделей. Заявка на патент на полезную модель № 2015107771 (012545) от 05.03.2015 г. Срок действия патента до 05.03.2025 г.
- [12] **Пшеничникова Н.А.** Применение метода кумулятивных сумм при оценке погрешности формы профильных валов / Н.А. Пшеничникова, Н.В. Пешков, В.А. Ильиных // Научно-технический вестник Поволжья. № 1 2019. – Казань ООО «Научно-технический вестник Поволжья», 2019. – С. 126–128.
- [13] **Акмаев О.К.** Оценка работоспособности инструментальных оправок при высокоскоростной обработке деталей на многоцелевых станках / О.К. Акмаев, Р.Г. Кудояров, Р.Р. Башаров // Уфа: Вестник УГАТУ. – Т. 13 – 2009. – № 1 (34). – С. 138–140.
- [14] **Акмаев О.К.** Моделирование жесткости оригинального станка с параллельной кинематикой / О.К. Акмаев, Б.А. Еникеев, А.И. Нигматуллин // М.: СТИН. – 2015. – № 11. – С. 8–12.
- [15] **Weck M.** Determination of the Load Capacity of HSK Interfaces / M. Weck, T. Reinartz // Production Engineering. – 2004. – 11 (1) – pp. 99–102.
- [16] **Aoyama T.** Performance of HSK Tool Interfaces under High Rotational Speed / T. Aoyama, I. Inasaki // CIRP Annals Manufacturing Technology. – 2001. – 50 (1) – pp. 281–284.

[17] **Hanna I.M.** Modeling the HSK Toolholder-Spindle Interface / I.M. Hanna, J.S. Agapiou, D.A. Stephenson // Journal of Manufacturing Science and Engineering. – 2002. – 124 (3) – pp. 734–744.

### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ИЛЬИНЫХ Виктор Анатольевич** – доцент, Забайкальский институт железнодорожного транспорта, канд. техн. наук.

E-mail: ilinykh.viktor5@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 15.05.2020

### REFERENCES

[1] **O.I. Averyanov, I.O. Averyanova**, Modular principle of construction of multi-purpose CNC machines: monograph / O. I. Averyanov, I. O. Averyanova. – Stary Oskol: TNT, 2018. – 164 p.

[2] **B.S. Balakshin**, Fundamentals of mechanical engineering technology / B. S. Balakshin-M.: mechanical engineering, 1969. – 358 p.

[3] **Yu.M. Solomentsev**, Modeling accuracy in automated design of metal-cutting equipment / Yu.M. Solomentsev, M.G. Kosov, V.G. Mitrofanov. – M.: NIIMASH, 1985. – 68 p.

[4] **Yu.M. Solomentsev, A.I. Timchenko**, Profilnye besponochnye splices, their constructive types, manufacturing technology and prospects for implementation in the machine-building industries of the USSR // K: Mosstankin. – 1986. – 37 p.

[5] **V.A. Il'nykh**, The effect of conical profile joints on the accuracy and rigidity of technological sets of multi-purpose machines // Scientific and Technical Journal of SPbPU. Natural and engineering sciences. 2018. Vol. 24. No. 4. S.150-159. DOI: 10.18721/YEST.24415

[6] **V.A. Il'nykh**, Statistical analysis of the geometry of the profile parts of the spindle assembly of multi-purpose machines // Scientific and Technical Journal of SPbPU. Natural and engineering sciences. 2019. Vol. 25. No. 2. S. 132–140. DOI: 10.18721/JEST.25210

[7] **V.V. Molodtsov**, Methods of designing highly efficient Metalworking machines as mechatronic systems: Diss. Doct. Techn. science: 05.02.07 / Vladimir V. Molodtsov. – Moscow, MSTU, 2016. – 390 p.

[8] **V.Yu. Lineytssev**, Simulation modeling of details of conical connection on the basis of P-3-profile curves / Lineytssev V.Yu., Il'nykh V.A. // Modern technology. System analysis. Modeling. Scientific journal № 2 (46) – Irkutsk: IrGUPS 2015. – S. 51–55. (the journal is listed VAK under № 1819).

[9] **V.Yu. Lineytssev**, Study of conical P-3-profile compounds for accuracy and stiffness / V.Yu. Lineytssev, V.A. Il'nykh, V.Ye. Yarilov // Modern technology. System analysis. Modeling. – Irkutsk: IrGUPS. – № 1 (53). – 2017. – S.36-39 (the journal is listed VAK under № 1819).

[10] Spindle-tool mandrel // Il'nykh V.A. – Utility model patent: №184076, State register of utility models. Patent application for utility model № 2018109190 at 14.03.2018. The term of the patent to 14.03.2028.

[11] Modified profile torque-transmitting connection shaft-hub with equiaxed contour with tension // Il'nykh V.A., Rozhkova E.A., Lineytssev V.Yu. – utility model Patent: No. 155119, State register of utility models. Application for utility model patent no. 2015107771 (012545) dated 05.03.2015 The term of the patent to G. 05.03.2025.

[12] **N.A. Pshenichnikova**, Application of the method of cumulative sums in estimating the error of the shape of profile shafts / N.A. Pshenichnikova, N.V. Peshkov, V.A. Il'nykh // Scientific and technical Bulletin of the Volga region. No. 1 2019. – Kazan LLC "Scientific and technical Bulletin of the Volga region", 2019. – p. 126–128.

[13] **O.K. Akmaev**, Evaluation of the designer's work complete set at high speed of data processing on multi-purpose machines / O.K. Akmaev, R.G. Kudesanova, R.R. Sharamov // Ufa: UGATU Bulletin. 13 – 2009. – № 1 (34). – pp. 138–140.

[14] **O.K. Akmaev**, Modeling the hardness of the original machine with parallel kinematics / O.K. Akmaev, B.A. Ennikeev, A.I.O. Nigmatullin / М.: STIN. – 2015. – № 11. – pp. 8–12.

[15] **M. Weck**, Determination of the Load Capacity of HSK Interfaces / M. Weck, T. Reinartz // Production Engineering. – 2004. – 11 (1) – pp. 99–102.

[16] **T. Aoyama**, Performance of HSK Tool Interfaces under High Rotational Speed / T. Aoyama, I. Inasaki // CIRP Annals Manufacturing Technology. – 2001. – 50 (1) – pp. 281–284.

[17] **I.M. Hanna**, Modeling the HSK Toolholder-Spindle Interface / I.M. Hanna, J.S. Agapiou, D.A. Stephenson // Journal of Manufacturing Science and Engineering. – 2002. – 124 (3) – pp. 734–744.

#### THE AUTHORS

**ILYINYKH Viktor A.** – *Zabaikalsky railway transport institute.*  
E-mail: [ilinykh.viktor5@mail.ru](mailto:ilinykh.viktor5@mail.ru)

**Received: 15.05.2020**

Научное издание

**МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ. ЭНЕРГЕТИКА**

**Том 26, № 2, 2020**

Учредитель — Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

Издание зарегистрировано Федеральной службой по надзору за соблюдением законодательства  
в сфере массовых коммуникаций и охраны культурного наследия  
(свидетельство о регистрации СМИ ЭЛ № ФС 77-78004 от 27.03.2020 г.)

Технический секретарь — *О.А. Матенев*

Компьютерная верстка *А.А. Кононовой*

Телефон редакции (812) 294-22-86

E-mail: [ntv-nauka@spbstu.ru](mailto:ntv-nauka@spbstu.ru)

Подписано в печать 23.06.2020.

---

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого  
195251, Санкт-Петербург, ул. Политехническая, д. 29.

## УСЛОВИЯ ПУБЛИКАЦИИ СТАТЕЙ В ЖУРНАЛЕ "МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ. ЭНЕРГЕТИКА"

(ранее «Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки»)

### 1. ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ

Журнал «Материаловедение. Энергетика» является периодическим печатным научным рецензируемым изданием: зарегистрирован в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия (Свидетельство о регистрации СМИ от 27.03.2020 г. ЭЛ № ФС 77-78004) 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 ученых степеней доктора наук и кандидата наук;

с 2005 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, в международную библиографическую и реферативную базу данных ProQuest, международную наукометрическую базу Index Copernicus, Google Scholar, международную систему по периодическим изданиям «Ulrich's Periodicals Directory», представлены на платформе Web of Science в виде отдельной базы данных Russian Science Citation Index (RSCI), EBSCO, CNKI, ROAD.

Журнал публикует результаты работ в следующих областях науки и техники: энергетика, электротехника, материаловедение, металлургия.

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 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, 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 быть законченным описанием.

Ключевые слова должны отражать основную проблематику статьи; они приводятся 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;

аннотации – не менее 100 слов на русском и английском языках;

ключевые слова – не менее 3 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.