

ISSN 1561-8358 (Print)  
ISSN 2524-244X (Online)

# ВЕСЦІ

НАЦЫЯНАЛЬнай  
АКАДЭМІІ НАВУК БЕЛАРУСІ

---

СЕРЫЯ ФІЗІКА-ТЭХНІЧНЫХ НАВУК. 2022. Т. 67, №1

---

# ИЗВЕСТИЯ

НАЦИОНАЛЬНОЙ  
АКАДЕМИИ НАУК БЕЛАРУСИ

---

СЕРИЯ ФИЗИКО-ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК. 2022. Т. 67, №1

---

Журнал основан в 1956 г. как «Весці Акадэміі навук БССР.  
Серыя фізіка-тэхнічных навук», с 1992 г. – «Весці Акадэміі навук Беларусі.  
Серыя фізіка-тэхнічных навук», с 1998 г. – современное название

Выходит четыре раза в год

Учредитель – Национальная академия наук Беларуси

Журнал зарегистрирован в Министерстве информации Республики Беларусь,  
свидетельство о регистрации № 391 от 18 мая 2009 г.

*Входит в Перечень научных изданий Республики Беларусь  
для опубликования результатов диссертационных исследований, включен в базу данных  
Российского индекса научного цитирования (РИНЦ)*

Г л а в н ы й   р е д а к т о р

**Сергей Антонович Чижик** –

Президиум Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь

Р е д а к ц и о н н а я   к о л л е г и я

**А. П. Ласковнѳ** – Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси, Минск,  
Республика Беларусь (*заместитель главного редактора*)

**И. А. Старостина** (*ведущий редактор журнала*)

**П. А. Витязь** – Президиум Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь

**Ю. Гавлик** – Институт технологии машиностроения и автоматизации производства Краковской  
политехники имени Тадеуша Костюшко, Краков, Республика Польша

**Г. Жинтялис** – Литовская академия наук, Вильнюс, Литовская Республика

**В. Г. Залесский** – Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси, Минск,  
Республика Беларусь

- А. Ф. Ильющенко** – Государственное научно-производственное объединение порошковой металлургии – Институт порошковой металлургии имени академика О. В. Романа, Минск, Республика Беларусь
- Б. Каталинич** – Центрально-Европейское отделение Международной инженерной академии, Вена, Австрийская Республика
- С. М. Костромицкий** – Центр радиотехники Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь
- А. Г. Кравцов** – Президиум Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь
- Л. Г. Красневский** – Объединенный институт машиностроения Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь
- А. М. Маляревич** – Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь
- В. П. Маркевич** – Институт фотоники Университета г. Манчестер, Манчестер, Великобритания
- Н. К. Мышкин** – Институт механики металлополимерных систем имени В. А. Белого Национальной академии наук Беларуси, Гомель, Республика Беларусь
- А. Г. Наумовец** – Национальная академия наук Украины, Киев, Украина
- О. Г. Пенязьков** – Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь
- К. А. Солнцев** – Институт металлургии и материаловедения имени А. А. Байкова Российской академии наук, Москва, Российская Федерация
- Л. Танович** – Белградский университет, Белград, Республика Сербия
- В. М. Федосюк** – Научно-практический центр Национальной академии наук Беларуси по материаловедению, Минск, Республика Беларусь
- М. Л. Хейфец** – Институт прикладной физики Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь

*Адрес редакции:  
ул. Академическая, 1, к. 118, 220072, г. Минск, Республика Беларусь.  
Тел.: + 375 17 374-02-45; e-mail: ftvesti@mail.ru  
vestift.belnauka.by*

---

ИЗВЕСТИЯ НАЦИОНАЛЬНОЙ АКАДЕМИИ НАУК БЕЛАРУСИ.

Серия физико-технических наук. 2022. Т. 67, № 1

*Выходит на русском, белорусском и английском языках*

---

Редактор *И. А. Старостина*  
Компьютерная верстка *А. В. Новик*

Подписано в печать 21.03.2022. Выход в свет 29.03.2022. Формат 60 × 84 <sup>1</sup>/<sub>8</sub>. Бумага офсетная.  
Печать цифровая. Усл. печ. л. 14,88. Уч.-изд. л. 16,4. Тираж 74 экз. Заказ 44.  
Цена номера: индивидуальная подписка – 12,67 руб., ведомственная подписка – 29,77 руб.

Издатель и полиграфическое исполнение:

Республиканское унитарное предприятие «Издательский дом «Беларуская навука».  
Свидетельство о государственной регистрации издателя, изготовителя, распространителя печатных изданий № 1/18 от 02.08.2013. ЛП № 02330/455 от 30.12.2013. Ул. Ф. Скорины, 40, 220141, г. Минск, Республика Беларусь

© РУП «Издательский дом «Беларуская навука»,  
Весці Нацыянальнай акадэміі навук Беларусі. Серыя фізіка-тэхнічных навук, 2022

# PROCEEDINGS OF THE NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF BELARUS

---

PHYSICAL-TECHNICAL SERIES, 2022, vol. 67, no. 1

---

The Journal was founded in 1956 under the titles  
“Proceedings of the Academy of Sciences of BSSR. Physical-technical series”,  
since 1992 – “Proceedings of the Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series”,  
since 1998 – it comes under its actual title

Issued four times a year

Founder is the National Academy of Sciences of Belarus

The Journal was registered on May 18, 2009 by the Ministry of Information of the Republic of Belarus  
in the State Registry of Mass Media, reg. no. 391

*The Journal is included in The List of Journals for Publication of the Results  
of Dissertation Research in the Republic of Belarus and in the database  
of Russian Science Citation Index (RSCI)*

## E d i t o r - i n - C h i e f

**Sergei A. Chizhik** – Presidium of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus

## E d i t o r i a l B o a r d

**Alexander P. Laskovnev** – Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk,  
Republic of Belarus (*Associate Editor-in-Chief*)

**Irina A. Starostsina** (*lead editor*)

**Pyotr A. Vityaz** – Presidium of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus

**Józef Gawlik** – Institute for Manufacturing Engineering and Automation of Cracow University  
of Technology, Cracow, Republic of Poland

**Gintautas Žintelis** – Lithuanian Academy of Sciences, Vilnius, Republic of Lithuania

**Vitali G. Zalesski** – Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk,  
Republic of Belarus

**Aliaksandr Ph. Ilyshchanka** – State Scientific and Production Association of Powder Metallurgy – Academician  
O. V. Roman Institute of Powder Metallurgy, Minsk, Republic of Belarus

**Branko Katalinic** – Central-European Branch of the International Engineering Academy, Vienna, Republic  
of Austria

**Sergei M. Kostromitsky** – Radio Engineering Center of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk,  
Republic of Belarus

**Leonid G. Krasnevski** – Joint Institute of Mechanical Engineering of the National Academy of Sciences  
of Belarus, Minsk, Republic of Belarus

**Alexander G. Kravtsov** – Presidium of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic  
of Belarus

**Alexander M. Malyarevich** – Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus

**Vladimir P. Markevich** – Photon Science Institute and School of Electrical and Electronic Engineering, University of Manchester, Manchester, United Kingdom  
**Nikolai K. Myshkin** – V. A. Belyi Metal-Polymer Research Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Gomel, Republic of Belarus  
**Anton G. Naumovets** – National Academy of Sciences of Ukraine, Kiev, Ukraine  
**Oleg G. Penyazkov** – A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus  
**Konstantsin A. Solntsev** – A. A. Baikov Institute of Metallurgy and Material Science of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russian Federation  
**Lyubodrag Tanovich** – University of Belgrade, Belgrade, Republic of Serbia  
**Valeri M. Fedosyuk** – Scientific and Practical Materials Research Center of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus  
**Mikhail L. Kheifetz** – Institute of Applied Physics of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus

*Address of the Editorial Office:  
1, Akademicheskaya Str., room 118, 220072, Minsk, Republic of Belarus.  
Tel.: +375 17 374-02-45; e-mail: ftvesti@mail.ru  
vestift.belnauka.by*

---

PROCEEDING OF THE NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF BELARUS.

Physical-technical series, 2022, vol. 67, no. 1

*Printed in Russian, Belarusian and English languages*

---

Editor *I. A. Starostina*  
Computer imposition *A. V. Novik*

It is sent of the press 21.03.2022. Appearance 29.03.2022. Format 60×84 1/8. Offset paper. The press digital.

Printed pages 14,88. Publisher's signatures 16,4. Circulation 74 copies. Order 44.

Number price: individual subscription – 12,67 byn., departmental subscription – 29,77 byn.

Publisher and printing execution:

Republican unitary enterprise "Publishing House "Belaruskaya Navuka"

Certificate on the state registration of the publisher, manufacturer, distributor of printing editions No. 1/18 dated August 2, 2013. License for the press No. 02330/455 dated December 30, 2013. Address: 40, F. Scorina Str., Minsk, 220141, Republic of Belarus.

© RUE "Publishing House "Belaruskaya Navuka",  
Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series, 2022

**СОДЕРЖАНИЕ****МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ, МЕТАЛЛУРГИЯ**

- Девойно О. Г., Горбунов А. В., Володько А. С., Яцкевич О. К., Горбунова В. А.** Определение возможности модернизации системы на основе дугового плазмотрона для газотермического напыления керамических материалов с использованием топливного вихревого интенсификатора. Часть II: Теплотехническая оценка и экспериментальное тестирование *(на английском языке)* ..... 7
- Протасеня Т. А., Крень А. П., Мацулевич О. В.** Влияние толщины отверждаемого слоя фотополимерной смолы при SLA-технологии печати на упругие и прочностные характеристики полимерных изделий аддитивного производства ..... 17
- Дьячкова Л. Н.** Влияние термической обработки на структуру и свойства псевдосплава порошковая углеродистая сталь – медный сплав, получаемого инфльтрацией ..... 27

**МАШИНОСТРОЕНИЕ, МЕХАНИКА**

- Акулович Л. М., Сергеев Л. Е., Дечко М. М.** Влияние свойств рабочей технологической среды на шероховатость поверхности и производительность при магнитно-абразивной обработке ..... 39

**ЭНЕРГЕТИКА, ТЕПЛО- И МАССООБМЕН**

- Кузьмич М. А., Артюх А. А.** Интенсификация теплообмена в зоне испарителя термосифона при изменении формы поверхности кипения ..... 49
- Казазян В. Т., Малыхин А. П., Войтецкая Е. Ф., Днепровская Н. М., Рубин И. Е., Тетерева Н. А.** Предварительный анализ возможности применения РЕМИКС-топлива в реакторах ВВЭР-1200 Белорусской АЭС ..... 57
- Чорный А. Д., Михеенко С. Д., Сперанский Ф. А., Мостовенко А. Л., Крысин А. И., Баранова Т. А., Жукова Ю. В., Кухарчук И. Г.** Моделирование процесса смешения теплоносителя в опускном участке и напорной камере смешения ВВЭР-1200 (В-491) ..... 65
- Пантелеев С. В., Менжинский А. Б., Малашин А. Н.** Разработка аналитической модели для определения основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки синхронной электрической машины с дробной зубцовой обмоткой ..... 75

**РАДИОЭЛЕКТРОНИКА, ПРИБОРОСТРОЕНИЕ**

- Багдюн А. А., Соломахо В. Л.** Погрешность передачи размера единицы длины – метра в нанометровом диапазоне измерений при использовании наноизмерительной машины ..... 86
- Исаев А. В., Суходолов Ю. В., Шейников А. А.** Динамическая модель структуры спектра последовательностей двойных импульсов ..... 94

**ДИАГНОСТИКА И БЕЗОПАСНОСТЬ ТЕХНИЧЕСКИХ И ПРИРОДНЫХ СИСТЕМ**

- Жемжуров М. Л., Кузьмина Н. Д.** Техническая концепция захоронения очень низкоактивных, низкоактивных и короткоживущих среднеактивных радиоактивных отходов Белорусской АЭС ..... 105
- Петкевич М. Н., Бринкевич А. И., Титович Е. В.** Установление критериев  $\gamma$ -анализа индивидуальных дозовых распределений при проведении верификации планов облучения онкологических пациентов с применением методов высокотехнологичной лучевой терапии ..... 119

## *CONTENTS*

### MATERIALS ENGINEERING, METALLURGY

<b>Devoino O.G., Gorbunov A.V., Volod'ko A.S., Yatskevich O.K., Gorbunova V.A.</b> Characterization of opportunity for upgrading of the system based on arc plasma torch for thermal spaying of ceramic materials, by means of use of fuel vortex intensifier. Part II. Thermal engineering estimation and experimental testing .....	7
<b>Pratasenia T.A., Kren A.P., Matsulevich O.V.</b> Influence of the thickness of the cured layer of photopolymer resin during SLA-printing technology on the elastic and strength characteristics of polymeric products of additive production .....	17
<b>Dyachkova L.N.</b> Influence of heat treatment on the structure and properties of pseudo-alloy steel – copper alloy obtained by infiltration .....	27

### MECHANICAL ENGINEERING AND MECHANICS

<b>Akulovich L.M., Sergeev L.E., Dechko M.M.</b> Influence of properties of the working technological environment on the surface roughness and productivity during magnetic abrasive machining .....	39
--	----

### POWER ENGINEERING, HEAT AND MASS TRANSFER

<b>Kuzmich M.A., Artsiukh A.A.</b> Intensification of heat transfer in the zone of the thermosiphon evaporator when changing the boiling surface shape .....	49
<b>Kazazyan V.T., Malykhin A.P., Vaitetskaya E.F., Dneprovskaya N.M., Rubin I.E., Tetereva N.A.</b> Preliminary analysis of the possibility of using REMIX fuel in VVER-1200 reactors of the Belarusian NPP .....	57
<b>Chorny A.D., Mikheenko S.D., Speransky P.A., Mostovenko A.L., Krysin A.I., Baranova T.A., Zhukova Yu.V., Kukharchuk I.G.</b> Modeling the process of mixing the coolant in the lower section and pressure mixing chamber of VVER-1200 (V-491) .....	65
<b>Pantelev S.V., Menzhinski A.B., Malashin A.N.</b> Development of an analytical model for determining the magnetic leakage flux through the stator teeth of a synchronous electric machine with a fractional tooth winding .....	75

### RADIOELECTRONICS, INSTRUMENT-MAKING

<b>Bagdun A.A., Solomakho V.L.</b> The error of transferring the size of a unit of length – a meter in the nanometer range using the nanomeasuring machine .....	86
<b>Isaev A.V., Suchodolov Yu. V., Sheinikau A.A.</b> Dynamic model of the structure of the spectrum of sequences from double pulses .....	94

### DIAGNOSTICS AND SAFETY OF TECHNICAL AND ENVIRONMENT SYSTEMS

<b>Zhemzhurov M.L., Kuzmina N.D.</b> Technical concept of disposal for very low-level, low-level and short-lived intermediate-level radioactive waste of the Belarusian NPP .....	105
<b>Piatkevich M.N., Brynkevich H.I., Titovich E.V.</b> Establishment of criteria for gamma-analysis of individual dose distributions during verification of radiotherapy high-tech treatment plans for cancer patients .....	119

ISSN 1561-8358 (Print)  
ISSN 2524-244X (Online)

**МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ, МЕТАЛЛУРГИЯ**  
**MATERIALS ENGINEERING, METALLURGY**

UDC 621.793: 621.365  
<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-7-16>

Received 25.08.2021  
Поступила в редакцию 25.08.2021

**Oleg G. Devoino<sup>1</sup>, Andrei V. Gorbunov<sup>2</sup>, Aleksandr S. Volod'ko<sup>1</sup>,  
Olga K. Yatskevich<sup>1</sup>, Vera A. Gorbunova<sup>1</sup>**

<sup>1</sup>*Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus*

<sup>2</sup>*Aeronautics Institute of Technology, Sao Jose dos Campos, SP, Brazil*

**CHARACTERIZATION OF OPPORTUNITY FOR UPGRADING  
OF THE SYSTEM BASED ON ARC PLASMA TORCH  
FOR THERMAL SPAYING OF CERAMIC MATERIALS, BY MEANS OF USE  
OF FUEL VORTEX INTENSIFIER.  
PART II: THERMAL ENGINEERING ESTIMATION  
AND EXPERIMENTAL TESTING**

**Abstract.** The main trends in the field of improving thermal spraying processes for ceramic coatings formation is, along with enhancement of coating properties, also the reducing the energy consumption for the process. In this regard, one of the important directions for improving these technologies with plasma is the development of their new versions, using the principle of adding inexpensive fuel-oxidizing mixtures based on hydrocarbons (natural gas, liquefied gas) with air. This type of plasma-fuel type of spraying will be promising for application at the present time, first of all, in order to obtain refractory functional coatings. For this purpose, the opportunity for upgrading an industrial unit/system for plasma spraying of powder materials with arc plasma torch of 25–40 kW power was investigated with the use of experimental variant of a fuel gas-vortex intensifier. Herewith the thermal engineering assessment for possible parameters of the generated high-temperature flow from the torch with this intensifier was carried out to compare these with established thermodynamic characteristics on the applicability range of this system for optimization of the oxide and carbide coating spraying process (using the examples of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, Cr<sub>3</sub>C<sub>2</sub> and other powders); and gas dynamic and heat transfer calculations of the intensifier operating regimes in this model unit was also performed. New regimes, which were analyzed in our research as the simulants of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> spraying, have the advantage over the N<sub>2</sub>-plasma regimes from the point of view of such kinetic parameter of powder processing as ability of heating factor of hot gas medium. Taking into account the calculated data, the experimental system was developed based on the standard spraying unit UPU-3D with a fuel intensifier of the selected design and the preliminary testing of its operation was carried out at the power of 30±2 kW under the following combination of gases in the torch: nitrogen and mixture of liquefied petroleum gas with air. This system has shown the stable operation in certain range of parameters and, according to the zonal calorimetric measurement and photo-registration of jets, it provides 30–35 % more energy emission from torch generated jet (with attached fuel vortex chamber) in atmospheric conditions, in a comparison with the torch regime with pure N<sub>2</sub>-plasma with the same power on the arc of plasma heater. Use of the system creates an opportunity to spray carbide powders as well as oxide ones at improved intensity of coating producing in a comparison with standard regimes of commercial spraying units with N<sub>2</sub> or Ar plasmas.

**Keywords:** arc torch, combustion assisted-plasma spray, fuel vortex intensifier, ceramic powders, ability of heating factor, gas dynamic calculation, thermal efficiency, experiment

**For citation:** Devoino O. G., Gorbunov A. V., Volod'ko A. S., Yatskevich O. K., Gorbunova V. A. Characterization of opportunity for upgrading of the system based on arc plasma torch for thermal spaying of ceramic materials, by means of use of fuel vortex intensifier. Part II. Thermal engineering estimation and experimental testing. *Vesti Natsyonal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 67, no. 1, pp. 7–16. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-7-16>

О. Г. Девойно<sup>1</sup>, А. В. Горбунов<sup>2</sup>, А. С. Володько<sup>1</sup>, О. К. Яцкевич<sup>1</sup>, В. А. Горбунова<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь

<sup>2</sup>Технологический институт авионавтики, Сан-Жозе-дус-Кампос, Бразилия

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ МОДЕРНИЗАЦИИ СИСТЕМЫ  
НА ОСНОВЕ ДУГОВОГО ПЛАЗМОТРОНА ДЛЯ ГАЗОТЕРМИЧЕСКОГО НАПЫЛЕНИЯ  
КЕРАМИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ТОПЛИВНОГО  
ВИХРЕВОГО ИНТЕНСИФИКАТОРА.  
ЧАСТЬ II: ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА  
И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ТЕСТИРОВАНИЕ**

**Аннотация.** К основным тенденциям в технологиях газотермического напыления керамических покрытий, наряду с оптимизацией их свойств, относится и снижение энергоемкости процесса. При этом одно из направлений в данных процессах с плазмой – это разработка новых их вариантов с использованием введения в теплоноситель недорогих смесей углеводородов с окислителем. Для решения этой задачи рассмотрена возможность модернизации промышленной системы для напыления порошковых материалов на основе дугового плазматрона на 25–40 кВт путем применения пробного варианта топливного газо-вихревого интенсификатора. При этом сделана упрощенная теплотехническая оценка возможных параметров генерируемой высокотемпературной струи плазматрона с данным интенсификатором для сравнения с термодинамическими данными по применимости данных систем с целью формирования оксидных и карбидных покрытий (на примере  $Al_2O_3$ ,  $Cr_3C_2$  и других порошков), а также газодинамический и тепловой расчет режимов плазменно-топливного интенсификатора в такой системе. Изученные новые режимы – имитаторы напыления  $Al_2O_3$ , имеют преимущество над азотно-плазменными режимами с точки зрения кинетического параметра нагрева порошков – фактора нагревательной способности (ability of heating factor, *AHF*) газовой среды. С учетом полученных данных выполнена разработка экспериментальной системы на базе стандартной установки напыления УПУ-3Д с интенсификатором выбранной конструкции и проведено тестирование ее работы при мощности  $30 \pm 2$  кВт и сочетании газов: азота и смеси сжиженного газа (пропан-бутана) с воздухом. Система показала стабильную работу в определенном интервале параметров и, согласно результатам предварительных калориметрических измерений и фоторегистрации струй, обеспечивает внешнее энерговыделение от выходящей из плазматрона с топливной насадкой струи больше на 30–35 % по сравнению с вариантом работы данного нагревателя с азотной плазмой при той же мощности на дуге. Использование системы открывает возможность для напыления как карбидных, так и оксидных порошков при повышенной производительности получения покрытий в сравнении с традиционными режимами промышленных установок на азотной или аргоновой плазме.

**Ключевые слова:** плазматрон, ассистируемое горением плазменное напыление, топливный интенсификатор, керамические порошки, фактор нагревательной способности, газодинамический расчет, тепловой КПД, эксперимент

**Для цитирования:** Определение возможности модернизации системы на основе дугового плазматрона для газотермического напыления керамических материалов с использованием топливного вихревого интенсификатора. Часть II: Теплотехническая оценка и экспериментальное тестирование / О. Г. Девойно [и др.] // Вест. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2022. – Т. 67, № 1. – С. 7–16. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-7-16>

**Introduction.** During the last decade, the new group of promising technologies of surface engineering sector have been actively developing in a number of countries [1–6] for electric arc spraying (at atmospheric pressure, APS) and for melting/spheroidizing of ceramic (refractory oxides and carbides) and metal (copper and nickel alloys) powder materials, as with the use of hydrocarbon based gas combinations (including “liquefied petroleum gas (LPG) + air” and “methane +  $CO_2$ ” mixtures) to enhance plasma jet parameters in order to intensify the material melting in them, as well as with carbonaceous additives injection into the jets for improved control of the structure of sprayed coatings [7–11].

Preliminary the thermodynamic assessment was performed for a group of the parameters of mixed high-enthalpy flow after the conventional type DC arc plasma torch with assisted fuel intensifier of our design for establishing the potential of this prospective combined plasma-fuel system to modify the technology of ceramic oxide and carbide coatings formation [12]. For this task the cases of two main C–H–O–N–Ar–Me-systems (Me = Al, Cr) and one comparative C–H–O–Al-system (all at the pressure  $p = 0.101$  MPa) were analyzed, with taking account of possible variants of combustion assisted APS (CA-APS) and partial oxidation APS (POX-APS) regimes. Based on these results, the task for current investigation can be assumed: to obtain (with use of thermal engineering estimation and experimental testing) the data on possible parameters of high-enthalpy flow after the plasma torch of 25–40 kW with the fuel intensifier (described in [12]) in order to compare them with previously found thermodynamic characteristics of this system on its applicability range for optimization of the ceramic coating spraying process (using the examples of  $Al_2O_3$  and other powders) to a level suitable for machine industry applications.

**Estimation of the effect of kinetic parameter of the powder heating in the analyzed spray system.**

Taking into account the fact that the levels of efficiency parameters, found in our thermodynamic modeling of this spray system [12], are relatively close both for the C–H–O–N–Ar–Me-systems investigated and for the auxiliary “basic” (N<sub>2</sub>–MeO<sub>x</sub>)-systems (as the simulants of plasma-fuel spraying and conventional one, respectively), it is desirable to take into account other factors that are important for efficiency of these systems. Thus, a significant parameter when comparing thermal spraying in different mixtures, according to [11, 13], is the ability of heating factor (*AHF*), applicable for a number of gases, which are suitable for plasma jet heating and melting of ceramic powders in the technologies with these materials:

$$AHF = \frac{L(T_g - T_p)^2 \langle \lambda_g \rangle^2}{\langle \eta_g \rangle v_g} = \frac{\tau(T_g - T_p)^2 \langle \lambda_g \rangle^2}{\langle \eta_g \rangle} = \frac{H_m^2 d_p^2 \langle \rho_p \rangle}{16} = DMF. \quad (1)$$

Here:  $d$  – diameter of heated powder particulates; *DMF* – the difficulty of melting factor;  $H_m$  – total enthalpy of the melting;  $L$  – length of hot zone of plasma jet (where the heating and melting proceed);  $\tau = L/v_g$  – average passing time of plasma gas via this zone;  $T$  – temperature; initial powder temperature  $T_p \approx 300$  K;  $v$  – linear velocity;  $\langle \eta \rangle$ ,  $\langle \lambda \rangle$  – average dynamic viscosity and thermal conductivity of the gas;  $\rho$  – density; indexes are: g – gas; p – particulates. The modified variant of this factor:

$$AHF' = \langle \lambda_g \rangle^2 / \langle \eta_g \rangle. \quad (2)$$

It was deduced based on the kinetic model [11, 13] for intensive heating of oxide powders in the conditions of arc plasma jet processing, for which the energy balance equation for two-phase flow is:

$$\pi d_p^2 h(T_g - T_p) + h_r(T_g) = \frac{1}{6} \pi \rho_p c_p d_p^3 \frac{dT_p}{dt} + \pi d_p^2 \varepsilon_p \sigma T_p^4. \quad (3)$$

The parameters here are:  $h$ ,  $h_r$  – gas to powder heat transfer coefficients on convection and radiation mechanisms, respectively;  $c_p$  and  $\varepsilon_p$  – specific heat capacity and emissivity of the powder;  $\sigma$  – Stefan–Boltzmann constant.

The left side of the equation (3) describes the energy transferred from the plasma by convection and conduction (first term) and by radiation (second term). The right side of (3) presents the energy absorbed by the powder which results in an increase of the particulates' enthalpy (first term) and radiation losses from them (second term). The integration of simplified form of this equation (for the case without taking into account radiation energy transfer in the torch and at the assumption, that the Nusselt number for heat transfer  $Nu = 2$ ) followed by its association with the solution of movement equation for the heated particulates leads to the expression (1) for *AHF*.

Using the thermophysical properties of various gases and their mixtures in the range of 300–3800 K (calculated for the thermodynamically equilibrium case at ambient pressure, with the use of thermodynamic code TERRA of Bauman MGTU [14, 15]), corresponding to the main plasma gases applicable for thermal spraying [1–7, 16–18], we found the dependences for the modified *AHF'* of these gases (Figure 1). They show that the variant of the (air + alkane)-mixtures (including the (air + NG)-mixture with stoichiometry corresponding to fuel complete oxidation to CO<sub>2</sub>, H<sub>2</sub>O) is suitable to provide one of the highest levels of *AHF'* at the fixed total heating time of powder in the gas ( $\tau = \text{const}$ ), thereby it is an efficient heat transport gas, which allows to obtain high heating rate of ceramic powder in it, that makes it possible to decrease by several fold the heating time of the particulates to their melting point, and also provide (in the case of polydisperse powders) fast heating even for the coarse fraction particles. It is also significant, that the calculation shows that this (air + alkane)-mixture is a few times more efficient in terms of *AHF'* level than as N<sub>2</sub> and Ar, typical for gas media of industrial spraying units [1, 16–17, 19]. Moreover, to heat a gas, e.g., for the range of 300–3200 K in the case of (air + NG)-mixture (and for the (air + LPG)-mixture of close composition), according to the calculated data, an enthalpy difference no higher than  $\Delta H = 7.0$  MJ/kg is required, which is technically achievable for the use of our combined (plasma-fuel)-system as well as when operating with the torch with arc stabilization by these mixtures [18, 20].

Figure 2 represents a comparison of the levels of influence of thermodynamic factors and kinetic parameters (such as *AHF*) for different variants of reaction systems of the analyzed type for the

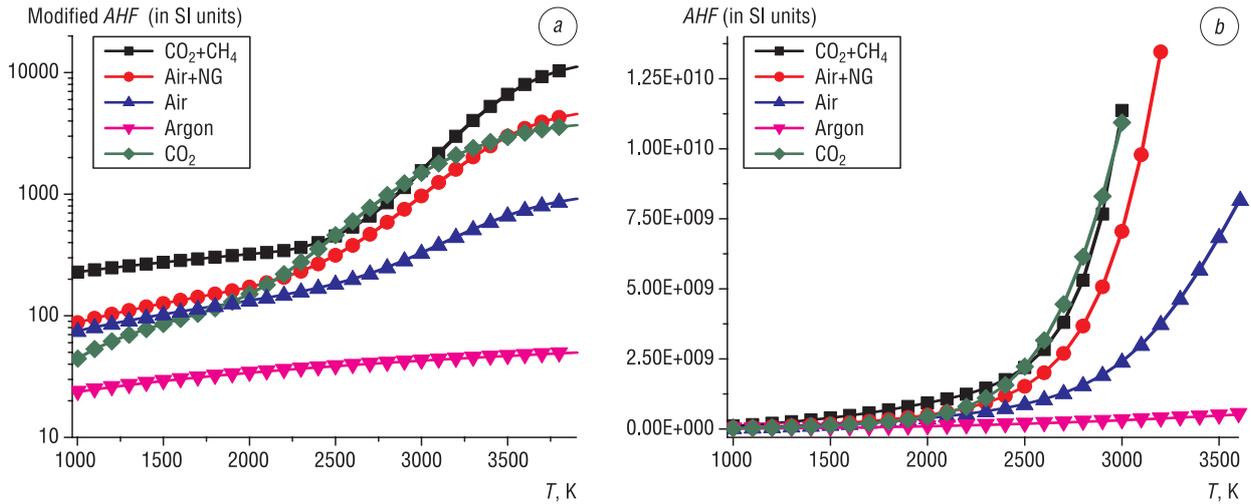


Figure 1. Temperature dependences (in SI units) for the modified “ability of heating factor”  $AHF'$  [11, 13] (a) and for complete variant  $AHF$  of the factor (b) for a number of individual and mixed plasma gases (at pressure  $p = 0.101$  MPa), which are applicable for arc jet heating and melting of ceramic powder materials. Symbols: Air + NG = the mixture of air and natural gas with the stoichiometric ratio, corresponding to the value of equivalence ratio  $ER = 1.0$  (i.e. equivalently to the conditions of ideal CA-APS-process). For the case of  $N_2$ -plasma, absent on the figure, the level of  $AHF'$  at  $T \leq 3500$  K is near the values, which were found for the air case

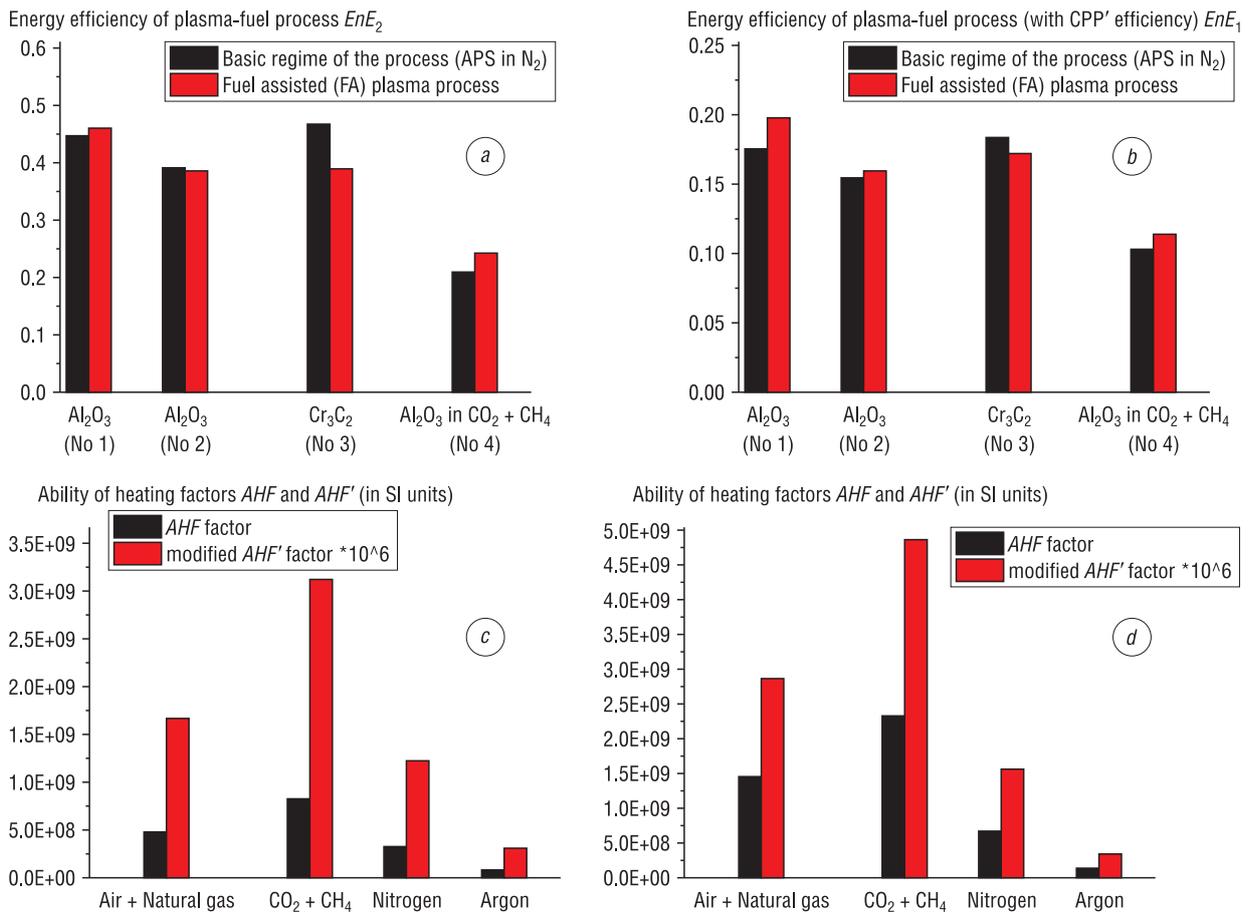


Figure 2. Comparison of thermodynamically found energy efficiencies  $EnE_1$  and  $EnE_2$  (a, b) for the cases of C–H–O–N–Ar–Me- (Me = Al, Cr) and C–H–O–Al-systems ( $p = 0.101$  MPa) as the simulants for the regimes of plasma spraying (APS) with the fuel assistance, and the values of averaged modified ability of heating factor  $AHF'$  and for complete variant  $AHF$  of the factor (c, d) for individual ( $N_2$ , Ar) and mixed (alkane-based) gases. a – Comparison for  $EnE_2$  [12]; b – comparison for  $EnE_1$ ; the values of  $AHF'$  and  $AHF$  factors for the temperatures range up to 2500 K (c) and the values of the factors for the range up to 3000 K (d)

application in plasma-fuel spray units. It shows that the kinetic component, i.e. the potential intensity of the ceramic materials heating in various gas mixtures, for which the Figure shows the values of the  $AHF$  and  $AHF'$  factors depended on the composition of plasma gas, that were averaged for two conditionally specified temperature ranges from ambient temperatures up to 2500 K and up to 3000 K, can provide a stronger effect than the thermodynamic component (expressed in terms of the energy efficiencies) – at least by 1.5–2 fold for the case of alkane-containing gas mixtures (e.g. (air + natural gas)-ones) in a comparison with simple plasma gases, such as air, nitrogen or argon (for the specified ranges on  $T$ , which are typical for operating conditions of the analyzed group of APS-processes with ceramic powders).

Thus, for the regimes considered that simulate spraying of oxides (e.g.  $Al_2O_3$ ), in terms of the thermodynamic parameters of efficiency, they are not only slightly superior to the conventional variant of the powders heating during spray (in  $N_2$ -plasma), but in addition, the regimes of the plasma-fuel process potentially have an advantage over  $N_2$ -plasma regimes in terms of such kinetic parameter as the  $AHF'$ .

**Gas dynamic calculation of possible regime of gas-vortex intensifier for fuel injection into the plasma spraying device (power up to 40 kW).** The calculation of the flow dynamics in the zone of mixing of the plasma jet from the arc torch (described in [12]) with the gas mixture, blowing through the vortex chamber (i.e. to the fuel intensifier, joined coaxially with the anode of the torch (at the outlet from which it is provided for powder injection from the feeder)), showed that the axial velocity of the resulted gas mixture flow in the plane of its exit from the chamber to side of the flow moving to the metal substrate to be coated at the optimal (on the levels of power and electric current ( $\geq 350$  A)) regimes of its operation is fairly high for the stabilization of the near-axial core of the mixed flow and was found to be 50–70 m/s even with the minimal flow rate of the ( $N_2$  + air + LPG)-mixture –  $G = (2-3) \cdot 10^{-3}$  kg/s and without taking into account the input momentum of  $N_2$  jet after the anode. In the case when the effect of the estimated level of  $N_2$  jet velocity after the anode nozzle was taken into account (the mass averaged velocity was found to be 800–1150 m/s, at the jet Reynolds number ( $Re$ ) of 1700–2100), – the axial velocity of the resulted gas mixture flow is  $\geq 850$ –1200 m/s, that corresponds to the typical level for thermal spraying systems of APS-type [1, 16]. The basic configuration of the vortex chamber is shown in Figure 3; the anode diameter for the torch joined to the chamber – 0.006 m; material of the ring in the chamber is 20X23H13 alloy steel. It was also evaluated that the tangential component of the gas velocity at the exit of the ring (from its tangential holes) of the vortex chamber (with an inner radius of 0.025 m) is 95–120 m/s in the basic regimes on the flow rate of air-fuel mixture. To calculate the axial velocity in the chamber' outlet to the attached channel with diameter of

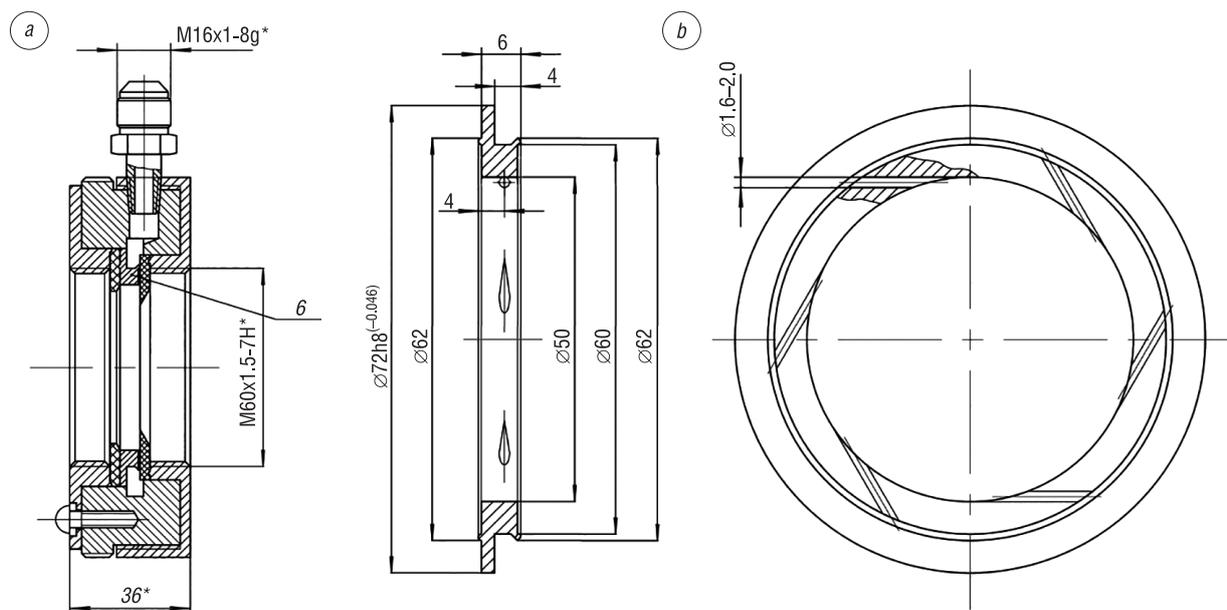


Figure 3. Outline for the fuel vortex chamber (a) in experimental plasma-fuel intensifier and for ring of the chamber' (b). The dimensions for all parts are in mm

0.058 m (serving a function of protective shroud (similar to the used in the oxy-fuel spray system [21]) for the zone between the exit from the intensifier and the region near the substrate) we used the method based on semi-empirical dependences [22, 23], which were tested in a number of the experiments with DC arc torches of 50–300 kW power with air and other plasma gases:

$$V_{\text{ch}} = V_p (R_p / R_{\text{ch}})^n = (C_1 G + C_2 G^{1.2})(C_3 + C_4 G^{0.2} / R_{\text{el}})^n, \quad (4)$$

where:  $C_1 = 4.42\varepsilon/(\rho F)$ ;  $C_2 = 2.79\varepsilon^{0.2}/(R^{1.8}\rho F^{0.2}\mu^{0.2})$ ;  $C_3 = 1.33R$ ;  $C_4 = 0.69F^{0.8}/(R\varepsilon^{0.8}\mu^{0.2})$ ;  $\rho$  and  $\mu$  – gas density and dynamic viscosity at the exit from the ring of the chamber;  $R_{\text{ch}}$  and  $R$  – are the inner radii of the attached (to the chamber) channel and of the ring, respectively;  $F$  – the area of the inlet holes in the ring;  $\varepsilon$  – factor of gas velocity saving in the chamber;  $n$  – empirical coefficient dependent on the gas dynamic regime in the chamber.

In the equation (4) the gas velocity at a border of quasi-potential flow zone (with radius  $R_p$ ) at the exit from the vortex chamber/injector is:

$$V_p = C_1 G + C_2 G^{1.2}. \quad (5)$$

**Experimental testing of upgrading system based on the plasma torch with emission cathode at UPU-3D unit operating with N<sub>2</sub>-plasma and air-fuel (quasi-binary) mixture injection into the intensifier; the contribution of thermal efficiency of the unit parts in the process efficiency.** Simplified testing of the upgrading system based on the UPU-3D unit for spraying [16, 17] was carried out at the operation with DC electric arc torch (with button-type cathode of Th-doped tungsten rod) with our special fuel intensifier and attached cylindrical protective channel (shroud) of steel. For this the regimes were used with the fixed power on the arc of the torch ( $P = 30 \pm 2$  kW), which differed in the composition of the obtained gas mixture jets, when such combination of gases as N<sub>2</sub> with mixture of LPG and air (from the low pressure compressor) was injected. Cooling water flow rate per 1 m<sup>2</sup> of the internal surface of the torch electrodes was not less than  $5 \pm 1$  kg/s. During our experiments (propane + butane)-based LPG (commercial SPBT grade on the GOST 20448-90 [20]) was used, injected into the unit from gas cylinders of 1.6 MPa pressure. The system showed quite stable operation in the chosen parameter ranges (in terms of gas flow rates and the torch power). Figures 4, 5 show the results of photoregistration of high-enthalpy gaseous and two-phase gas-powder jets (with powder injection as the simulant of refractory material for the spraying) with variable composition in different test regimes of the investigated system with the plasma torch. According to our calorimetric data, it provides 30–35 % more energy emission from the intensifier generated jet (in atmospheric air conditions), in a comparison with the torch operating regime with N<sub>2</sub>-plasma with the same power on the torch arc.

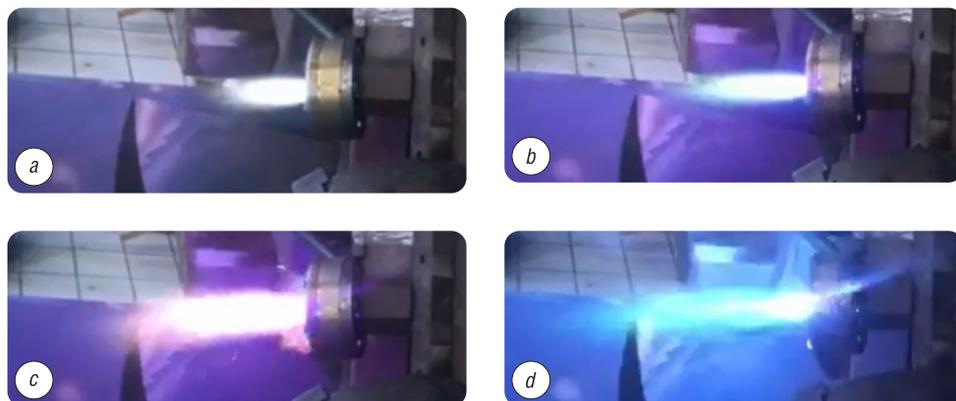


Figure 4. Photos of high-enthalpy gas jets in the test regimes of the spraying experimental system on the base of DC plasma torch with fuel intensifier. The operating regimes were used with fixed torch' power ( $30 \pm 2$  kW), differing in the jet composition: N<sub>2</sub> (a), air (b), (N<sub>2</sub> + air + LPG)-mixture at gas flow rate ratio, which provides on the thermodynamic estimation the conditions for spraying of carbide powders (for example, Cr<sub>3</sub>C<sub>2</sub>) in reducing medium (c); similar gas mixture, but with the flow ratio that provides the conditions for the spraying of oxide ceramic powders in oxidative medium (d)

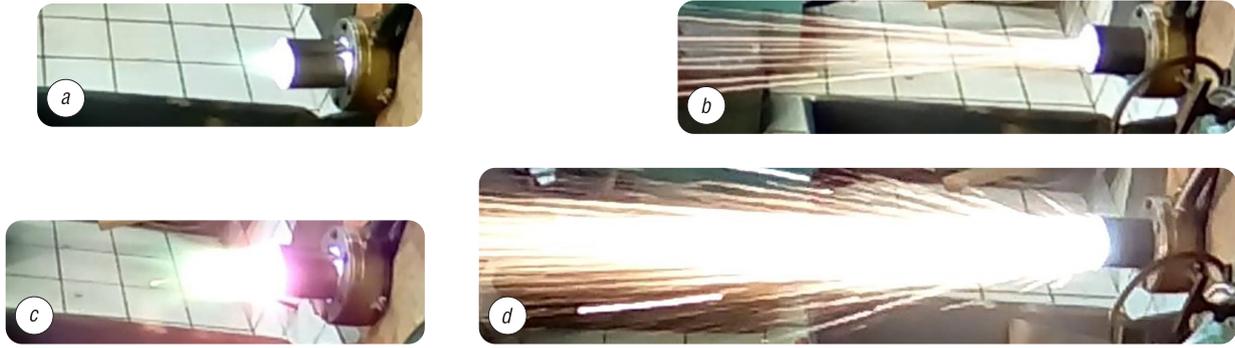


Figure 5. Photos of gas jets (*a, c*) and gas-powder jets (*b, d*) under the different test regimes of the upgrading system of UPU-3D type for plasma-fuel spraying (CA-APS) on the base of the torch with fuel intensifier and attached cylindrical shroud. The regimes with the fixed torch' power ( $30 \pm 2$  kW) were used, differing in the jet composition:  $N_2$  (*a*),  $N_2$  + metal powder ( $\leq 50$  mm particle sizes) (*b*), ( $N_2$  + air + LPG)-mixture (*c*), ( $N_2$  + air + LPG) + metal powder (*d*)

When determining such parameter that we specified early in the modeling of the system [12], as the thermal efficiency of the attached to plasma-fuel intensifier (i.e. plasma torch with coaxially joined vortex chamber/injector for input of air-fuel mixture) additional cylindrical channel (protective shroud)  $\eta_{cs} \approx 0.75$ , the already known criterion dependences for similar high-temperature devices can be used. For example, the case of the experimental variant of PDS-3D plasma torch (based on button-type Hf cathode, tubular copper anode and coaxial cylindrical electrically neutral channel) can be considered as a relatively close analog in terms of the temperature regime and gas flow composition in flue channel. The equation for its generalized thermal efficiency (which is equal to  $((1-\eta)/\eta)$ , where  $\eta$  is experimentally measured thermal efficiency of the torch) when operating on the mixtures of air and LPG [20] has the following form:

$$\tilde{\eta} = 3.02 \cdot 10^6 \left( \frac{I^2}{Gd} \right)^{-0.80} \left( \frac{G}{d} \right)^{-0.71} (1 - \gamma_p)^{0.39} \quad (\text{correlation coefficient of this dependence } R = 0.97). \quad (6)$$

In this equation (6) such parameters were used as:  $I$  is the electric current,  $G$  is the total gas flow rate via this plasma heater,  $d$  is the anode diameter of the torch,  $\gamma_p$  is the fraction of LPG in the input mixture.

It was found, based on (6), that the value of total thermal efficiency of the torch with the additional shroud  $\eta_{pl} \cdot \eta_{cs}$  will be 0.55–0.60 for plasma-fuel system simulated in our investigation. We also found the values close to this level ( $\pm 10$  %) when using two related criterion equations for heat transfer in parallel-flow reactors with ambient pressure  $N_2$ -plasma jets and injection of additional hydrogen-containing (HC) gasified feedstock:

$$i) St_z = 105 \cdot Re^{-0.85} (L_z/D)^{0.63} \quad (7)$$

(it is data from [24], where  $St_z$  and  $Re$  are zonal Stanton number for gas-wall heat transfer and Reynolds number for the two-component flow,  $D$  – channel diameter;  $L_z$  – the length of the chosen zonal part of the channel; allowable ranges for these parameters in (7):  $Re = 700\text{--}2300$ ,  $L_z/D \leq 14.5$ );

$$ii) E_p = 0.68 \mu_p^{-0.125} \quad (8)$$

(this is on the data [25] for cylindrical plasma reactor with channel length of 6.8 calibers at the operating range of  $0.19 \leq \mu_p \leq 0.42$ ; here the unit symbols are:  $E_p = (q_{wp}/q_w)$  – a correction factor for the heat flux for the two-component heterogeneous mixture in the channel;  $q_{wp}$  and  $q_w$  – heat fluxes for the heterogeneous mixture and for gas flow, respectively;  $\mu_p = (G_p/G_g)$  – the heterogeneity degree of the mixture;  $G_p$  and  $G_g$  are the flow rates of the HC-feedstock and the main heat transport gas (i.e.  $N_2$ )).

The checking calculation was also performed for thermal efficiency of the shroud after the plasma-fuel intensifier to validate the coefficients (including the thermal efficiency of the (intensifier + shroud)-combination) for our used thermodynamic model of the spray system [12], taking into account the convection heat transfer of high-temperature flow in it and the energy dissipation transfer by radiation from the heated (up to 800–1100 K according to our experimental measurement) steel wall of the shroud. For this calculation the Nusselt number for gas flows in a cylindrical channel ( $Nu = \alpha d/\lambda_g$ ) was

used in a conventional form of Mikheev's criterion dependence [26] for heat transfer of turbulent flow with a cylindrical channel with diameter  $d$ :  $Nu_d = 0.021 \cdot Re_d^{0.80} \cdot Pr^{0.43} \cdot (Pr/Pr_w)^{0.25} \cdot \varepsilon_1$ , where the  $Nu_d$  and  $Re_d$  numbers were evaluated on the internal diameter of the shroud; two variants of the Prandtl number  $Pr$  and  $Pr_w$  were used for the gas at the mass averaged temperature in the cross-section of the shroud and for the gas at the shroud' wall temperature, respectively;  $\varepsilon_1 \approx 1.65$  (at the level  $Re_d \geq 10^4$ ) is the correction factor for non-steady character of the gas flow for the channel length  $l/d < 50$ . Herewith, it was found that zonal heat transfer coefficient through the wall of the protective steel shroud used in the experiments is at a level of  $\alpha \leq 70\text{--}90 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ , which results in a level of the thermal efficiency of the (intensifier+shroud)-combination not lower than 0.60–0.65 (even at the value of 0.70–0.75 for thermal efficiency of the plasma torch), and as a result, this confirms the permissibility of earlier used approach for the thermodynamic modeling [12] of the analyzed plasma-fuel system in terms of the level of used values of empirical coefficients, including the thermal efficiency of the system parts.

Totally it is possible to accept, that investigated experimental system, in accordance with the set of preliminary data obtained (including our thermochemical modeling results [12], and current estimation and testing data), makes it possible to provide the opportunity for spraying of easily oxidizable carbide powders [1, 27, 28] (under the conditions of a flow of alkanes partial oxidation products at the equivalence ratio  $ER \leq 0.5$ ) as well as for the spraying of oxides (e.g.  $Al_2O_3$  powder) in a flow based on the fuel complete oxidation (air combustion) products, formed in fuel-lean mixtures, characterized by the level of  $ER = 1.0\text{--}1.1$ . This, taking into account the calculated data given in Section 3, creates an opportunity to achieve the improved intensity of coating producing from the carbide and oxide powders in a comparison with standard operating regimes of the commercial spray units of UPU-3D-type with  $N_2$  or Ar plasma, which are still typical for the machine industry in CIS countries [16, 17].

**Conclusions.** 1. Based on our preliminary thermodynamic modeling results for the cases of C–H–O–N–Ar–Me-systems (Me = Al, Cr) and C–H–O–Al-system [12] (as the simulants of the combined plasma-fuel system with arc plasma torch), the additional thermal engineering analysis of parameters of the system was carried out and herewith some kinetic, heat transfer and gas dynamic theoretical estimations at the fuel intensifier operation with “LPG + air”-mixture had carried out.

2. The optimized regimes investigated by us have an advantage over the  $N_2$ -plasma regimes from the point of view of such kinetic parameter of powder heating as the ability of heating factor  $AHF'$  of the gas medium in spraying system. The calculation performed shows that (air+alkane)-mixtures can be a few times more efficient in terms of  $AHF'$  level than as  $N_2$  or Ar, typical for industrial spraying units gases. Besides, to heat a gas, e.g., for the range of 300–3200 K in the case of (air+natural gas)-mixture (and for close (air + LPG)-mixture), according to the calculated data, an enthalpy difference no higher than 7.0 MJ/kg is required, which is technically achievable for the use of the (plasma-fuel)-system as well as when operating with the torch with arc stabilization by these mixtures.

3. Experimental system based on standard UPU-3D plasma spraying unit with electric arc torch (30–40 kW) and with fuel intensifier of selected design has been developed and its operation was tested when the combination of  $N_2$  and (LPG + air)-mixture is injected. It was found that stable operation in the range of parameters (in terms of gas flow rates, torch power) is attainable and, according to calorimetric data, the effect of 30–35 % higher energy emission from plasma torch jet (with attached fuel vortex chamber) relative to the torch regime with  $N_2$ -plasma with the same initial power was indicated. The use of the system gives the possibilities for spraying both carbide powders (in reducing medium of the products of fuel' partial oxidation) and oxide materials with increased productivity for obtaining coatings, in a comparison with conventional unit' spraying regimes.

## References

1. Pawlowski L. *The Science and Engineering of Thermal Spray Coatings*. Hoboken, John Wiley & Sons Publ., 2008. 647 p. <https://doi.org/10.1002/9780470754085>
2. Pershin L., Mitrasinovic A., Mostaghimi J. Treatment of refractory powders by a novel, high enthalpy DC plasma. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2013, vol. 46, no. 22, art. 224019. <https://doi.org/10.1088/0022-3727/46/22/224019>
3. Mostaghimi J., Pershin L., Salimijazi H., Nejad M., Ringuette M. Thermal spray copper alloy coatings as potent bio-cidal and virucidal surfaces. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2021, vol. 30, no. 4, pp. 1–15. <https://doi.org/10.1007/s11666-021-01161-7>

4. Kuzmin V., Gulyaev I., Sergachev D., Vaschenko S., Kornienko E., Tokarev A. Equipment and technologies of air-plasma spraying of functional coatings. *MATEC Web of Conferences*, 2017, vol. 129, art. 01052 (5 p.). <https://doi.org/10.1051/mateconf/201712901052>
5. Kuzmin V., Gulyaev I., Sergachev D., Vashchenko S., Kovalev O., Kornienko E., Tuezov A., Palagushkin B. Supersonic DC plasma torch for deposition of high-density wear-resistant coatings. *Materials Today: Proceedings*, 2019, vol. 19, no. 6, pp. 2152–2156. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.07.230>
6. Salimijazi H., Hosseini M., Mostaghimi J., Pershin L., Coyle T. W., Samadi H., Shafyei A. Plasma sprayed coating using mullite and mixed alumina/silica powders. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2012, vol. 21, no. 5, pp. 825–830. <https://doi.org/10.1007/s11666-012-9766-x>
7. Tekmen C., Iwata K., Tsunekawa Y., Okumiya M. Influence of methane and carbon dioxide on in-flight particle behavior of cast iron powder by atmospheric plasma spraying. *Materials Letters*, 2009, vol. 63, no. 28, pp. 2439–2441. <https://doi.org/10.1016/j.matlet.2009.08.026>
8. Carnicer V., Orts M. J., Moreno R., Sánchez E. Engineering zirconia coating microstructures by using saccharides in aqueous suspension plasma spraying feedstocks. *Ceramics International*, 2020, vol. 46, no. 15, pp. 23749–23759. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2020.06.149>
9. Borrell A., Carpio P., Salvador M. D., Mataix D. B., Carnicer V., Orts T. M. J. Modification of the properties of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TZ-3YS thermal barrier coating by the addition of silicon carbide particles and fructose. *Coatings*, 2021, vol. 11, no. 4, p. 387. <https://doi.org/10.3390/coatings11040387>
10. Yugeswaran S., Amarnath P., Ananthapadmanabhan P. V., Pershin L., Mostaghimi J., Chandra S., Coyle T. W. Thermal conductivity and oxidation behavior of porous Inconel 625 coating interface prepared by dual-injection plasma spraying. *Surface and Coating Technology*, 2021, vol. 411, art. 126990. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2021.126990>
11. Pateyron B., Calve N., Pawłowski L. Influence of water and ethanol on transport properties of the jets used in suspension plasma spraying. *Surface and Coatings Technology*, 2013, vol. 220, pp. 257–260. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2012.10.010>
12. Devoino O. G., Gorbunov A. V., Gorbunova V. A., Volod'ko A. S., Koval V. A., Yatskevich O. K., Halinowski A. A. Characterization of opportunity for upgrading of the system based on arc plasma torch for thermal spraying of ceramic materials, by means of use of fuel vortex intensifier. Part I: Thermodynamic modeling of the system efficiency parameters. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 4, pp. 399–410. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-399-410>
13. Carpio P., Pawłowski L., Pateyron B. Numerical investigation of influence of precursors on transport properties of the jets used in solution precursor plasma spraying. *Surface and Coatings Technology*, 2019, vol. 371, pp. 131–113. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2018.09.073>
14. Gorokhovskii M., Karpenko E. I., Lockwood F. C., Messerle V. E., Trusov B. G., Ustimenko A. B. Plasma technologies for solid fuels: experiment and theory. *Journal of the Energy Institute*, 2005, vol. 78, no. 4, pp. 157–171. <https://doi.org/10.1179/174602205x68261>
15. Barbin N. M., Terentiev D. I., Alexeev S. G., Barbina T. M. Thermodynamic analysis of radionuclides behaviour in products of vapour phase hydrothermal oxidation of radioactive graphite. *Journal of Radioanalytical and Nuclear Chemistry*, 2015, vol. 307, no. 2, pp. 1459–1470. <https://doi.org/10.1007/s10967-015-4587-2>
16. Bielyi A. V., Kalinitchenko A. S., Kukareko V. A., Devoino O. G. *Surface Engineering of Structural Materials with Using of Plasma and Beam Technologies*. Minsk, Belorusskaya nauka Publ., 2017. 457 p. (in Russian).
17. Yatskevich O. K. *Technique for Formation of Wear-Resistant Ceramic Coatings by Plasma Spray of Alumina Powders Doped with Molybdenum and Boron*. Minsk, BNTU, 2019. 176 p. (in Russian).
18. Petrov S. V., Saakov A. G. *Plasma of Combustion Products in Surface Engineering*. Kyiv, TOPAS Publ., 2000. 218 p. (in Russian).
19. Mohammed A. A., Khodair Z. T., Khadam A. A. Preparation, characterization and application of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nanoparticles for the protection of boiler steel tubes from high temperature corrosion. *Ceramics International*, 2020, vol. 46, no. 17, pp. 26945–26955. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2020.07.172>
20. Halinowski A. A., Gorbunov A. V., Mosse A. L. *Thermophysical and Power Parameters of DC Electric Arc Plasma Torches with 200 kW Power for Reactors of Pyrolysis and Oxidation Pyrolysis of Hydrocarbons*. Minsk, A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, 2007. 42 p. (in Russian).
21. Dolatabadi A., Mostaghimi J., Pershin V. Effect of a cylindrical shroud on particle conditions in high velocity oxy-fuel spray process. *Science and Technology of Advanced Materials*, 2002, vol. 137, no. 3, pp. 245–255. [https://doi.org/10.1016/S1468-6996\(02\)00023-2](https://doi.org/10.1016/S1468-6996(02)00023-2)
22. Sharakhovskiy L. I., Kostin N. A. The vortex flows in electric arc heaters. *Heat Transfer. Soviet Researchs*, 1984, vol. 16, no. 5, pp. 126–140 (in Russian).
23. Dolgolenko G. V., Gorbunov A. V., Bublikovsky A. F., Sharakhovskiy L. I., Kaskova S. I. Characteristics of arc plasma twin torch of 300 kW power for the furnace of treatment of contaminated waste of power-engineering boilers. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2009, no. 3, pp. 91–98 (in Russian).
24. Saburov V. P., Cherepanov A. N., Zhukov M. F., Galevsky G. V. *Plasmachemical Synthesis of Ultrafine Powders and Their Application for Metals and Alloys Modification*. Novosibirsk, Nauka Publ., 1995. 344 p. (in Russian).
25. Zyrichev N. A. *Scientific and Engineering Fundamentals and Development of New Directions for Use of Plasma Chemistry in Processes of Combined Treatment of Mineral Feedstock and Industrial Wastes*. Moscow, Baikov Institute of Metallurgy and Material Science of the Russian Academy of Sciences, 1998. 382 p. (in Russian).

26. Mikheev M. A., Mikheeva I. M. *Heat Transfer Fundamentals*. Moscow, BASTET Publ., 2010. 343 p. (in Russian).
27. Yaghtin A. H., Salahinejad E., Khosravifard A., Araghi A., Akhbarizadeh A. Corrosive wear behavior of chromium carbide coatings deposited by air plasma spraying. *Ceramics International*, 2015, vol. 41, no. 6, pp. 7916–7920. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2015.02.131>
28. Mahade S., Narayan K., Govindarajan S., Björklund S., Curry N., Joshi S. Exploiting suspension plasma spraying to deposit wear-resistant carbide coatings. *Materials*, 2019, vol. 12, no. 15, art. 2344 (1–9 p.). <https://doi.org/10.3390/ma12152344>

### Information about the authors

*Oleg G. Devoino* – Dr. Sc. (Engineering), Professor, Head of Plasma and Laser Technology Laboratory, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: devoino-o@mail.ru

*Andrej V. Gorbunov* – Ph. D. (Engineering), Visiting Professor, Plasmas and Processes Laboratory, Aeronautics Institute of Technology, ITA–DCTA (São José dos Campos, 12228-900, SP, Brazil). Web of Science Researcher ID: R-2138-2019. E-mail: gorbunov.ita@gmail.com

*Aleksandr S. Volod'ko* – Researcher, Plasma and Laser Technology Laboratory, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: nilusko@tut.by

*Olga K. Yatskevich* – Ph. D. (Engineering), Assistant Professor, Head of Department of Technological Equipment, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: mtools@bntu.by

*Vera A. Gorbunova* – Ph. D. (Chemistry), Assistant Professor, Department of Engineering Ecology, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: vgveragorbunova@mail.ru

### Информация об авторах

*Девойно Олег Георгиевич* – доктор технических наук, профессор, заведующий отраслевой научно-исследовательской лабораторией плазменных и лазерных технологий, филиал БНТУ «Научно-исследовательский политехнический институт», Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: devoino-o@mail.ru

*Горбунов Андрей Васильевич* – кандидат технических наук, приглашенный профессор, лаборатория плазмы и процессов Факультета физики, Технологический институт аэронавтики (ИТА–СТА, Сан-Жозе-дус-Кампос, 12228-900, Сан Паулу, Бразилия). Web of Science Researcher ID: R-2138-2019. E-mail: gorbunov.ita@gmail.com

*Володько Александр Сергеевич* – научный сотрудник, отраслевая научно-исследовательская лаборатория плазменных и лазерных технологий, филиал БНТУ «Научно-исследовательский политехнический институт», Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: nilusko@tut.by

*Яцкевич Ольга Константиновна* – кандидат технических наук, доцент, заведующий кафедрой «Технологическое оборудование», машиностроительный факультет, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: mtools@bntu.by

*Горбунова Вера Алексеевна* – кандидат химических наук, доцент, факультет горного дела и инженерной экологии, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: vgveragorbunova@mail.ru

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

УДК 620.179.18

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-17-26>

Поступила в редакцию 05.11.2021

Received 05.11.2021

**Т. А. Протасеня, А. П. Крень, О. В. Мацулевич***Институт прикладной физики Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь***ВЛИЯНИЕ ТОЛЩИНЫ ОТВЕРЖДАЕМОГО СЛОЯ ФОТОПОЛИМЕРНОЙ СМОЛЫ ПРИ SLA-ТЕХНОЛОГИИ ПЕЧАТИ НА УПРУГИЕ И ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПОЛИМЕРНЫХ ИЗДЕЛИЙ АДДИТИВНОГО ПРОИЗВОДСТВА**

**Аннотация.** Рассмотрена возможность контроля методом динамического индентирования упругих и прочностных свойств полимерных изделий, полученных путем аддитивного синтеза по SLA-технологии. Выполнена оценка чувствительности метода к изменению твердости, предела прочности и модуля упругости изделий, выращенных по различным режимам печати с толщиной отверждаемого слоя фотополлимерной смолы в 100, 50 и 25 мкм. Проведено сравнение двух основных методик расчета физико-механических характеристик материала по данным диаграммы его ударного нагружения: адаптированной классической методики механики контактного взаимодействия, рассматривающей геометрические параметры деформированной области материала, и методики на основе энергетических характеристик ударного взаимодействия. Установлено, что наибольшая чувствительность метода динамического индентирования к изменению свойств аддитивного полимера в зависимости от толщины его отверждаемого слоя обеспечивается при использовании энергетической расчетной модели оценки свойств материала. Полученные результаты – основа методик неразрушающего контроля полимерных изделий аддитивного производства методом динамического индентирования. Реализация данных методик в портативной измерительной технике является альтернативой стандартным разрушающим испытаниям и позволит получить достоверные данные о свойствах контролируемого материала без необходимости изготовления специальных образцов-свидетелей.

**Ключевые слова:** твердость, модуль упругости, прочность, SLA-технология, индентирование

**Для цитирования:** Протасеня, Т. А. Влияние толщины отверждаемого слоя фотополлимерной смолы при SLA-технологии печати на упругие и прочностные характеристики полимерных изделий аддитивного производства / Т. А. Протасеня, А. П. Крень, О. В. Мацулевич // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2022. – Т. 67, № 1. – С. 17–26. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-17-26>

**Tatsiana A. Pratasenia, Alexander P. Kren, Oleg V. Matsulevich***Institute of Applied Physics of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus***INFLUENCE OF THE THICKNESS OF THE CURED LAYER OF PHOTOPOLYMER RESIN DURING SLA-PRINTING TECHNOLOGY ON THE ELASTIC AND STRENGTH CHARACTERISTICS OF POLYMERIC PRODUCTS OF ADDITIVE PRODUCTION**

**Abstract.** The possibility of using dynamic indentation method for measurement the elastic and strength properties of polymer products obtained by additive synthesis using the SLA-technology is considered. The sensitivity of the method to changes in hardness, tensile strength, and elastic modulus of products obtained by different printing modes with a thickness of the cured layer of photopolymer resin of 100, 50, and 25 microns has been estimated. A comparison is made of two main methods for calculating the physical and mechanical characteristics of a material according to the data of its impact loading diagram: an adapted classical method of mechanics of contact interaction, considering the geometric parameters of the deformed region of the material, and a method based on the energy characteristics of shock interaction. It was found that the highest sensitivity of the dynamic indentation method to changes in the properties of the additive polymer, depending on the thickness of its hardened layer, is provided when using an energy computational model for evaluating the properties of the material. The results obtained are the basis for the methods of non-destructive testing of polymer products of additive manufacturing by the method of dynamic indentation. The implementation of these techniques in portable measuring equipment is an alternative to standard destructive tests and will allow obtaining reliable data on the properties of the controlled material without the need to manufacture special witness samples.

**Keywords:** hardness, elastic modulus, strength, SLA-technology, indentation

**For citation:** Pratasenia T. A., Kren A. P., Matsulevich O. V. Influence of the thickness of the cured layer of photopolymer resin during SLA-printing technology on the elastic and strength characteristics of polymeric products of additive production. *Vesti Natsyuanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2022, vol. 67, no. 1, pp. 17–26 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-17-26>

**Введение и постановка задачи исследования.** Развитие современных технологий привело к появлению полимерных материалов, которые обладают исключительными эксплуатационными качествами: высокой пластичностью и прочностью при относительно малой объемной массе, способностью к упругому восстановлению деформации, химической стойкостью к воде, органическим растворителям, растворам солей и легкостью в обработке. Кроме того, для повышения эксплуатационных свойств, как правило, в состав полимеров вводят дополнительные компоненты (процесс армирования), тем самым адаптируя материал под конкретные задачи производства. В настоящее время получение готовых изделий из полимерных материалов общепринятыми методами: штамповки, прессования, литья, формования, – отходит на второй план, а лидирующие позиции занимают аддитивные технологии, в частности лазерная стереолитография (SLA-технология). В процессе SLA-печати фотополимерная смола послойно отверждается под действием лазера, однако такого воздействия недостаточно для полной полимеризации материала, и следующий цикл воздействия лазерного луча направлен не только на отверждение очередного слоя полимера, но и способствует межслоевому сплавлению и доотверждению предыдущего. Фактически модификация структуры материала продолжается и после завершения процесса печати. Благодаря этому в отличие от деталей, изготовленных экструзионными методами печати, полимерные изделия, полученные лазерной стереолитографией, имеют изотропные свойства [1, 2].

Вследствие аддитивной природы SLA-технологии толщина отверждаемого слоя определяет разрешение печати (то есть способность создавать изделия с высокой точностью). Как правило, чем меньше толщина слоя, тем выше разрешение печати и качество готового изделия. Однако с уменьшением толщины слоя растут время печати и количество необходимых слоев для выращивания изделия, что увеличивает вероятность возникновения искажений и ошибок [3]. В некоторых случаях печать изделий с более низким разрешением (с большей толщиной слоя) может способствовать улучшению их качества. В идеальном случае выбор толщины слоя печати должен осуществляться исходя из анализа формы и геометрии модели, а также оценки возможности повышения качества изделия за счет селективного увеличения или уменьшения слоя печати в каждом конкретном случае. Современный уровень развития аддитивных технологий позволяет в некоторых 3D-принтерах использовать функцию адаптивной толщины слоя, но пока она находится на стадии тестирования и не может полноценно использоваться при серийном производстве изделий.

Следует также отметить, что наиболее распространенной проблемой, связанной с точностью изготовления продукции аддитивного синтеза по SLA-технологии, является так называемое скручивание. По сути скручивание – это деформация, вызванная усадкой фотополимерной смолы в процессе отверждения под действием УФ-излучения лазера. В случае, если усадка слоя значительна, между текущим слоем и предыдущим возникают внутренние напряжения. Это приводит к деформации изделия и изменению физико-механических характеристик материала, что и определяет необходимость их контроля на протяжении всех жизненных циклов изделия: производства, эксплуатации, технического обслуживания и хранения (вплоть до утилизации).

Единственными методами, применяемыми сейчас для численной оценки физико-механических характеристик изделий аддитивного производства, являются стандартные разрушающие испытания [4]. Наряду с тем, как нет стандартизованных требований к производству продукции методами аддитивного синтеза, не разработаны и стандарты на проведение контроля таких изделий. В отечественной практике, как правило, используются стандарты, регламентирующие испытания пластмасс (ГОСТ 11 262-2017 (ISO 527-2:2012) «Пластмассы. Метод испытания на растяжение»; ГОСТ 4648-2014 (ISO 178:2010) «Пластмассы. Метод испытания на статический изгиб»; ГОСТ 4647-2015 (ISO 179-1: 2010) «Пластмассы. Метод определения ударной вязкости по Шарпи» и т. д.). Но поскольку свойства образцов-свидетелей могут отличаться от свойств готового изделия (ввиду своей геометрии, масштабного фактора и т.д.), то объективность полученной с их помощью оценки свойств аддитивного материала ставится под сомнение, даже если опустить временные и материальные затраты на испытания. В то же время надежных методов неразрушающего контроля, которые могли бы с достаточной степенью достоверности дать

численную оценку физико-механическим характеристикам, пока не существует. В различных публикациях отмечается, что частично задача контроля может быть решена с помощью ультразвукового метода [5]. Однако ультразвуковой контроль может дать лишь оценку скорости прохождения различных волн в объекте, по которой можно определить модуль упругости, наличие пористости и других дефектов. При этом, используя данный вид контроля, невозможно оценить такие характеристики, как твердость и предел прочности.

По этой причине актуальной задачей контроля качества изделий, изготовленных по SLA-технологии, является развитие методов неразрушающего контроля, способных оперативно дать численную оценку их физико-механических характеристик и определить оптимальную величину отверждаемого слоя печати, обеспечивающего требуемые упругие и прочностные характеристики при минимальных временных затратах на изготовление.

Наиболее часто применяемым методом неразрушающего измерения физико-механических характеристик материалов является метод индентирования. Описание использования индентирования для контроля изделий, полученных методами аддитивного синтеза, можно найти в ряде публикаций ученых ведущих мировых центров, при этом лишь малая часть посвящена контролю именно полимерных материалов [6–8]. Однако в своем классическом представлении – статического нагружения – метод индентирования не предназначен для проведения оперативного контроля, поскольку требует создания замкнутой силовой системы нагружения. В условиях производства для этих целей более пригоден метод динамического индентирования, позволяющий проводить контроль реальных изделий (а не подготовленных образцов) и своевременно выявлять отклонения их характеристик от номинальных значений уже на стадии изготовления.

Ранее нами были проведены исследования, направленные на адаптацию метода динамического индентирования для контроля ряда конструкционных материалов (углезаполненных полимеров, углерод-углеродных композитов и т.д.). Научные работы по данной теме посвящены в том числе вопросам моделирования процесса упругопластического деформирования и содержат аналитические уравнения связи параметров диаграммы ударного нагружения с основными физико-механическими характеристиками материалов (твердостью, пределом прочности, модулем упругости и т.д.) [9, 10]. Описанные в [9, 10] расчетные модели (уравнения (1) и (2)) получены нами на основе классических моделей механики контактного деформирования, разработанных С.И. Булычевым и В.П. Алехиным, при рассмотрении геометрических параметров деформированной области материала (упругого прогиба контура отпечатка  $h_s$ , контактной глубины внедрения  $h_c$ , глубины пластического отпечатка  $h_p$  и т.д.) [11, 12]. Так, согласно данным моделям, динамическая твердость  $H_{IT}$  и приведенный динамический модуль упругости контролируемого материала  $E_{IT}^*$  могут быть рассчитаны по формулам:

$$H_{IT} = \frac{P_{h_{\max}}}{\pi R_i (h_{\max} + h_p)}, \quad (1)$$

$$E_{IT}^* = \frac{3P_{h_{\max}}}{4\sqrt{R_i} (h_{\max} - h_p)^{3/2}}, \quad (2)$$

где  $R_i$  – радиус индентора, м;  $h_{\max}$  – максимальная глубина внедрения индентора, м;  $P_{h_{\max}}$  – контактное усилие при максимальной глубине внедрения, Н;  $h_p$  – глубина пластического отпечатка, м.

В настоящей же работе предлагается использовать связь физико-механических характеристик контролируемого материала с энергетическими характеристиками ударного взаимодействия: энергией пластической и упругой деформации. Сравнение этих двух подходов расчета основных физико-механических характеристик исследуемых материалов позволит выявить наиболее точную и информативную методику определения твердости и модуля упругости материалов полимерных изделий и оценить чувствительность метода динамического индентирования к изменению свойств аддитивного материала в зависимости от толщины его отверждаемого слоя.

**Методика расчета физико-механических характеристик на основе энергетических параметров ударного нагружения.** Согласно закону сохранения энергии, величина кинетической энергии при ударе  $W_0$  равна работе деформирования за время активного этапа удара:

$$W_0 = \frac{mv_{\max}^2}{2} = \int_0^{h_{\max}} P(h) dh, \quad (3)$$

где  $v_{\max}$  – предупредная скорость индентора, м/с;  $m$  – масса индентора, кг (рис. 1).

Энергия упругого деформирования  $W_e$  равна кинетической энергии отскока индентора (см. рис. 1):

$$W_e = \frac{mv_{\min}^2}{2} = \frac{m}{2} (v_{\max}^2 e^2), \quad (4)$$

где  $v_{\min}$  – скорость отскока индентора, м/с;  $e$  – коэффициент восстановления скорости, равный отношению  $v_{\min}/v_{\max}$ .

Работа восстановления упругих деформаций в процессе разгрузки равна работе упругого вдавливания индентора с радиусом сферического наконечника  $R_i$  в вогнутую сферическую лунку в испытуемом материале, имеющую радиус  $R_m = d_c^2 / 8h_p$  (см. рис. 1) до момента достижения максимальной упругой глубины вдавливания  $h_e$ .

Работа восстановления упругих деформаций в процессе разгрузки для сферического индентора описывается уравнением

$$W_e = \int_{h_p}^{h_{\max}} P dh = \int_0^{h_e} \frac{4}{3} \sqrt{R_0} E_{ITW}^* h^{3/2} dh = \frac{8}{15} \sqrt{R_0} E_{ITW}^* h_e^{5/2}, \quad (5)$$

где  $h_e$  – упругая глубина вдавливания, равная разности максимальной глубины внедрения индентора  $h_{\max}$  и глубины невозстановленного отпечатка  $h_p$ , м;  $R_0$  – приведенный радиус контактирующих поверхностей, м.

Приведенный радиус контактирующих поверхностей рассчитывается согласно уравнению

$$R_0 = \frac{R_i R_m}{R_i + R_m}. \quad (6)$$

Приняв во внимание уравнение Герца [13] в виде  $P_{h_{\max}} = \frac{4}{3} \sqrt{R_0} E_{ITW}^* h^{3/2}$ , энергию упругого деформирования можно представить следующим образом:

$$W_e = \frac{3}{10} \frac{P_{h_{\max}}^2}{\sqrt{R_0} E_{ITW}^* \sqrt{h_e}}. \quad (7)$$

Контактный диаметр  $d_c$  (см. рис. 1) при упругом вдавливании рассчитывается, согласно [14], по формуле

$$d_c = 2\sqrt{h_e R_0}. \quad (8)$$

Значение  $E_{ITW}^*$  получим на основании совместного решения (7) и (8):

$$E_{ITW}^* = \frac{6}{5} \frac{P_{h_{\max}}^2}{mv_{\max}^2 e^2 d_c}, \quad (9)$$

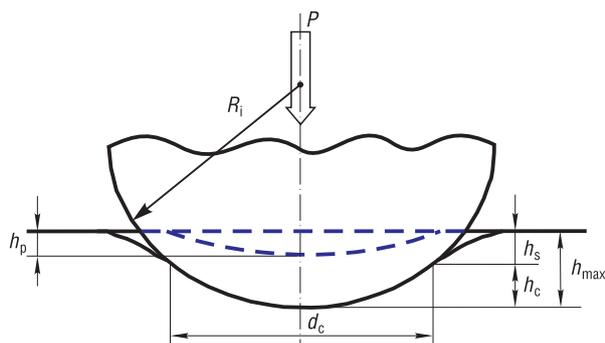


Рис. 1. Схематичное представление поперечного сечения отпечатка при деформировании материала сферическим индентором

Fig. 1. Schematic representation of the cross-section of the indentation when the material is deformed by a spherical indenter

либо иначе через параметр глубины при упругопластическом вдавливании:

$$E_{ITW}^* = \frac{3\sqrt{2}}{5} \frac{P_{h_{\max}}^2}{mv_{\min}^2 \sqrt{2R_i(h_{\max} + h_p)}}. \quad (10)$$

Твердость  $H_{ITW}$  является мерой сопротивления материала вдавливанию индентора и в частном случае может быть определена соотношением

$$H_{ITW} = \frac{W_p}{V_p}, \quad (11)$$

где  $W_p$  – энергия пластической деформации материала, Дж;  $V_p$  – объем пластического отпечатка,  $m^3$ .

Энергия пластической деформации вычисляется как разность между полной кинетической энергией удара  $W_0$  и энергией упругого деформирования  $W_e$ :

$$W_p = W_0 - W_e = \frac{m(v_{\max}^2 - v_{\min}^2)}{2}. \quad (12)$$

В свою очередь объем пластического отпечатка с достаточной для практических целей точностью рассчитывается по формуле

$$V_p = \pi h_p h_c R_i. \quad (13)$$

Принимая во внимание, что контактная глубина внедрения индентора  $h_c = \frac{1}{2}(h_{\max} + h_p)$ , уравнение для расчета твердости примет вид

$$H_{ITW} = \frac{m(v_{\max}^2 - v_{\min}^2)}{\pi R_i h_p (h_{\max} + h_p)}. \quad (14)$$

**Макет измерительного оборудования и экспериментальные исследования.** Для проведения экспериментальных исследований нами был разработан макет установки для регистрации процесса ударного нагружения полимерных изделий аддитивного производства и обработки первичной измерительной информации (рис. 2).

В качестве первичного измерительного преобразователя установки выступает катушка индуктивности, закрепленная на стеклянной трубке, которая служит вертикальной направляющей при движении в ней индентора с запрессованным постоянным магнитом. Испытательный удар осуществляется за счет свободного падения индентора под действием силы тяжести. Во время движения магнит наводит в катушке индуктивности электродвижущую силу индукции, пропорциональную скорости перемещения индентора. Зависимость изменения скорости индентора от времени выступает основным информативным сигналом любой установки ударного индентирования. Преимуществом метода динамического индентирования является возможность непрерывной регистрации процесса внедрения индентора в материал, что позволяет регистрировать

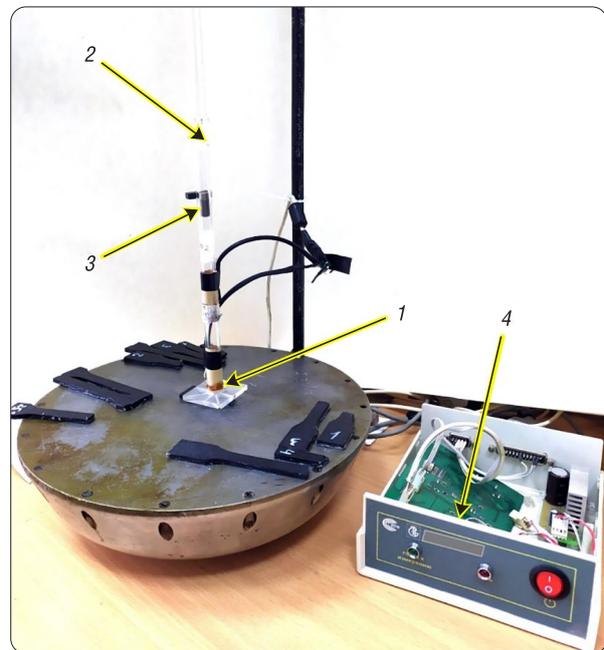


Рис. 2. Внешний вид макета установки для регистрации процесса ударного нагружения: 1 – катушка индуктивности, 2 – стеклянная направляющая, 3 – индентор с запрессованным магнитом, 4 – электронный блок обработки

Fig. 2. Appearance of the layout of the installation for registering the process of impact loading: 1 – inductor coil, 2 – glass rail, 3 – indenter with a pressed-in magnet, 4 – electronic processing unit

максимальное количество информативных параметров, характеризующих упругие и прочностные свойства контролируемых материалов и изделий. Дальнейшая обработка информативного сигнала (фильтрация, аналого-цифровое преобразование и т.д.) осуществляется в электронном блоке и персональном компьютере со специализированным программным обеспечением.

Для проведения исследования влияния толщины отверждаемого слоя при SLA-технологии аддитивного производства на физико-механические характеристики полимерных изделий были изготовлены образцы – лопатки типа A1 (согласно ГОСТ 11 262-2017) из фотополимерной смолы Formlabs Black V4 (рис. 3).



Рис. 3. Внешний вид образцов из фотополимерной смолы Formlabs Black V4, изготовленных по SLA-технологии для проведения исследований

Fig. 3. Appearance of samples from Formlabs Black V4 photopolymer resin made using SLA-technology for research

Печать образцов осуществлялась в Белорусском государственном технологическом университете (Минск, Беларусь) на 3D-принтере Form2 (Formlabs Inc., США) при температуре смолы 31 °С, мощности лазера 250 мВт с пятном 140 мкм. Доотверждение материала образцов проводилось в сушильной камере Form Cure (Formlabs Inc., США) при температуре 60 °С под действием УФ-излучения мощностью 39 Вт. Для исследования было изготовлено три вида образцов с различной толщиной отверждаемого слоя при печати: 100, 50 и 25 мкм (по пять образцов каждого вида). Все образцы были предварительно испытаны на растяжение (ГОСТ 11 262-2017). Результаты испытаний представлены в табл. 1.

Т а б л и ц а 1. Результаты стандартных испытаний образцов на растяжение

T a b l e 1. Results of standard tensile tests

Номер образца	Модуль упругости $E_p$ , ГПа			Предел прочности $\sigma_p$ , МПа		
	100 мкм	50 мкм	25 мкм	100 мкм	50 мкм	25 мкм
1	2,03	2,26	1,84	54,66	57,66	62,85
2	1,83	2,35	2,11	57,46	63,95	61,48
3	2,10	2,85	2,15	49,17	64,93	55,94
4	2,23	2,30	2,19	59,34	60,67	56,21
5	2,04	2,02	2,18	56,21	57,49	63,23
Среднее значение	2,05	2,37	2,09	55,37	60,94	59,94
Коэффициент вариации	6,31 %	5,16 %	6,17 %	6,24 %	5,06 %	5,35 %

Из представленных данных видно, что оптимальная толщина отверждаемого слоя при указанных геометрических параметрах выращиваемого изделия составляет 50 мкм. При заданных параметрах SLA-печати модуль упругости увеличивается в среднем на 10 %, а предел прочности – примерно на 9 %.

Инденитрование образцов осуществлялось с предупредной скоростью 3,0 м/с твердосплавным индентором (из карбида вольфрама) массой 6,8 г с радиусом сферического наконечника 2,5 мм. Выбор параметров инденитрования обусловлен необходимостью получения стабильного информативного сигнала и обеспечения достаточного объема пластического отпечатка ( $h_{max}$  при заданных параметрах нагружения составляла порядка 140 мкм) для интегральной оценки свойств аддитивного полимерного материала. Результаты инденитрования представлены в табл. 2 и 3.

Т а б л и ц а 2. Результаты измерения динамической твердости

T a b l e 2. Dynamic hardness measurement results

Номер образца	Динамическая твердость $H_{IT}$ , МПа			Динамическая твердость $H_{ITW}$ , МПа		
	100 мкм	50 мкм	25 мкм	100 мкм	50 мкм	25 мкм
1	372,20	395,69	386,96	383,22	422,10	411,23
2	369,37	395,02	383,93	374,44	419,23	402,10
3	383,20	410,00	401,83	390,55	424,00	415,20
4	398,82	417,82	408,93	394,49	425,02	417,82
5	379,12	402,10	392,10	384,98	422,82	413,06
Среднее значение	380,54	404,13	394,75	385,54	422,63	411,88
Коэффициент вариации	3 %	2 %	3 %	2 %	1 %	1 %

Т а б л и ц а 3. Результаты измерения динамического модуля упругости

T a b l e 3. The results of measuring the dynamic modulus of elasticity

Номер образца	Динамический модуль упругости $E_{IT}^*$ , ГПа			Динамический модуль упругости $E_{ITW}^*$ , ГПа		
	100 мкм	50 мкм	25 мкм	100 мкм	50 мкм	25 мкм
1	6,82	7,20	6,87	7,04	7,68	7,18
2	6,78	7,00	6,68	7,01	7,59	7,13
3	6,89	7,26	7,01	7,12	7,95	7,21
4	6,89	7,31	7,03	7,14	7,97	7,23
5	6,85	7,23	6,90	7,06	7,92	7,18
Среднее значение	6,85	7,20	6,90	7,07	7,82	7,19
Коэффициент вариации	1 %	2 %	2 %	1 %	2 %	1 %

Анализ данных (см. табл. 2, 3) показал, что метод динамического индентирования на качественном уровне подтверждает результаты стандартных испытаний на растяжение (см. табл. 1). По данным ударного нагружения наибольшими значениями твердости и модуля упругости обладают образцы, изготовленные при заданной толщине отверждаемого слоя в 50 мкм. При этом наибольшее изменение динамической твердости и динамического модуля упругости наблюдается между образцами с толщиной отверждаемого слоя в 100 и 50 мкм. При уменьшении толщины отверждаемого слоя фотополимерной смолы твердость  $H_{IT}$  увеличивается в среднем на 6 %, а модуль упругости  $E_{IT}^*$  – на 5 %. Однако наибольшую чувствительность к изменению свойств исследуемых полимерных изделий метод динамического индентирования показал при использовании энергетического подхода анализа регистрируемых данных нагружения материала. В данном случае изменение динамической твердости  $H_{ITW}$  составило порядка 10 %, а модуля упругости  $E_{ITW}^*$  – 11 %.

Результаты исследования приведены на рис. 4, 5.

Как видно из приведенных графиков, полученные экспериментальные данные оценки модуля упругости, могут быть представлены в виде линейных градуировочных характеристик  $E_p = f(E_{IT}^*)$ , либо  $E_p = f(E_{ITW}^*)$ . При этом в диапазоне изменения модуля упругости 1,83–2,85 ГПа функция  $E_p = f(E_{ITW}^*)$ , отражающая наибольшую чувствительность метода динамического индентирования к изменению свойств исследуемых материалов, может быть представлена следующим уравнением с коэффициентом корреляции 0,99:

$$E_p = 0,43E_{ITW}^* - 1,01, \quad (15)$$

погрешность аппроксимации при этом составляет не более 1 %.

Аналогичным образом функция  $\sigma_p = f(H_{ITW})$  может быть описана полиномиальной зависимостью (16) с коэффициентом корреляции 0,98:

$$\sigma_p = -2,2 \cdot 10^{-3} H_{ITW}^2 + 1,9037 H_{ITW} - 356,07. \quad (16)$$

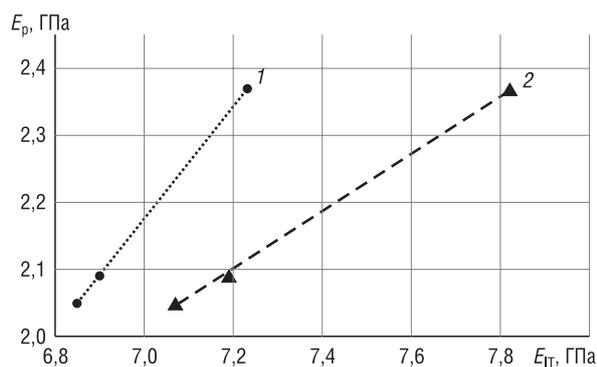


Рис. 4. Градуировочная характеристика, определяющая функциональную связь динамического модуля упругости  $E_{IT}^*$  (график 1) и  $E_{ITW}^*$  (график 2) с модулем упругости  $E_p$ , измеренным в ходе стандартных испытаний

Fig. 4. Calibration characteristic that determines the functional relationship of the dynamic elastic modulus  $E_{IT}^*$  (graph 1) and  $E_{ITW}^*$  (graph 2) with the elastic modulus  $E_p$ , measured during standard tests

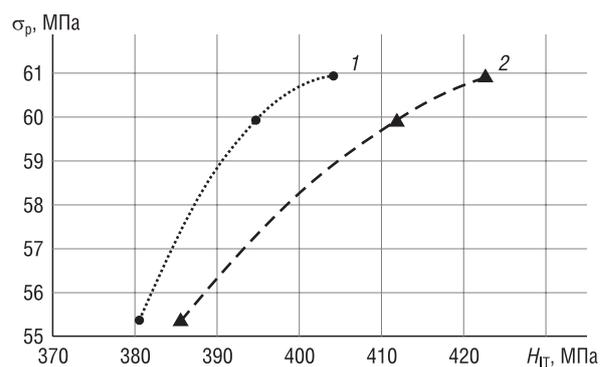


Рис. 5. Градуировочная характеристика, определяющая функциональную связь динамической твердости  $H_{IT}$  (график 1) и  $H_{ITW}$  (график 2) с пределом прочности  $\sigma_p$ , измеренным в ходе стандартных испытаний

Fig. 5. Calibration characteristic that determines the functional relationship of the dynamic hardness  $H_{IT}$  (graph 1) and  $H_{ITW}$  (graph 2) with the ultimate strength  $\sigma_p$ , measured during standard tests

Данная градуировочная кривая (уравнение (16)) позволяет оценить предел прочности полимерных изделий, изготовленных по различным режимам печати SLA-технологии, в диапазоне изменения предела прочности 49,17–64,93 МПа с погрешностью, не превышающей 9 %.

**Закключение.** Проведенные исследования позволили установить, что уменьшение толщины отверждаемого слоя фотополимерной смолы Formlabs Black V4 при 3D-печати стандартных образцов на растяжение (ГОСТ 11262-2017) по SLA-технологии ведет к улучшению физико-механических характеристик выращиваемых полимерных изделий. На основе экспериментальных данных показана достаточная чувствительность метода динамического индентирования к изменению твердости (прочности) и модуля упругости образцов, изготовленных по различным режимам печати, с толщиной слоя 100, 50 и 25 мкм. В результате использования основных методик обработки регистрируемых параметров ударного нагружения (на основе энергетических параметров ударного нагружения и на базе геометрических параметров деформированной области материала) установлено, что оптимальной является энергетическая расчетная модель, позволяющая получить максимально достоверные данные о свойствах исследуемых материалов и обеспечивающая наибольшую чувствительность метода динамического индентирования к изменению характеристик полимерных изделий. Экспериментальные данные ударного нагружения качественно соответствуют результатам стандартных испытаний на растяжение и подтверждают эффективность применения метода динамического индентирования для оперативного контроля твердости и модуля упругости изделий аддитивного синтеза из фотополимерных смол.

Показано, что полученные градуировочные зависимости в диапазоне изменения предела прочности  $\sigma_p = 49,17\text{--}64,93$  МПа и модуля упругости  $E_p = 1,83\text{--}2,85$  ГПа имеют полиномиальный и линейный характер соответственно. Использование данных зависимостей позволяет измерить  $\sigma_p$  методом динамического индентирования с погрешностью не более 9 %, а  $E_p$  – 1 %.

### Благодарности

Работа выполнена в рамках Национальной программы стипендий для молодых ученых при финансовой поддержке Всемирной федерации ученых по теме «Оценка физико-механических характеристик композиционных (полимерных и углерод-углеродных) материалов методами инструментального индентирования».

### Acknowledgements

The work was carried out within the framework of the National Scholarship Program for Young Scientists with the financial support of the World Federation of Scientists on the topic “Evaluation of the physical and mechanical characteristics of composite (polymer and carbon-carbon) materials using instrumental indentation methods”.

## Список использованных источников

1. Ляпков, А. А. Полимерные аддитивные технологии: учеб. пособие / А. А. Ляпков. – Томск: Изд-во Том. политехн. ун-та, 2016. – 114 с.
2. Layani, M. Novel Materials for 3D Printing by Photopolymerization / M. Layani, X. Wang, S. Magdassi // *Additive Materials*. – 2018. – Vol. 30, iss. 41. – P. 1706344. <https://doi.org/10.1002/adma.201706344>
3. Vat Photopolymerization of Polymer and Polymer Composites: Processes and Applications / Ans Al Rashid [et al.] // *Additive Manufacturing*. – 2021. – P. 102279. <https://doi.org/10.1016/j.addma.2021.102279>
4. Mechanical characterization of 3D-printed polymers / J.R. C. Dizon [et al.] // *Additive Manufacturing*. – 2017. – Vol. 20. – P. 44–67. <https://doi.org/10.1016/j.addma.2017.12.002>
5. Ibrahim, M. E. Ultrasonic inspection of hybrid polymer matrix composites / M. E. Ibrahim // *Compos. Sci. Technol.* – 2021. – Vol. 208, № 3. – P. 108755. <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2021.108755>
6. Indentation experiments and simulations of nonuniformly photocrosslinked polymers in 3D printed structures / Z. Zhao [et al.] // *Additive Manufacturing*. – 2020. – Vol. 35. – P. 101420. <https://doi.org/10.1016/j.addma.2020.101420>
7. Progress in Additive Manufacturing on New Materials / Neng Li [et al.] // *J. Mater. Sci. Technol.* – 2018. – Vol. 35, iss. 2. – P. 242–269. <https://doi.org/10.1016/j.jmst.2018.09.002>
8. Li, C.-W. On the microstructure and properties of an advanced cemented carbide system processed by selective laser melting / Chen-Wei Li, Kai-Chun Chang, An-Chou Yeh // *J. Alloys Compd.* – 2019. – Vol. 782. – P. 440–450. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2018.12.187>
9. Complex of devices for determining the physical and mechanical properties of the carbon materials used in the rocket and space technology by the impact indentation method / A. P. Kren [et al.] // *Mech. Compos. Mater.* – 2015. – Vol. 51, № 2. – P. 323–328. <https://doi.org/10.1007/s11029-015-9493-8>
10. Kren, A. P. Determination of the physic and mechanical characteristics of isotropic pyrolytic graphite by dynamic indentation method/ A. P. Kren, T. A. Pratasenia // *Russ. J. Nondestr. Test.* – 2014. – Vol. 50, iss. 7. – P. 419–425. <https://doi.org/10.1134/S1061830914070079>
11. Булычев, С. И. Испытание материалов непрерывным вдавливанием индентора / С. И. Булычев, В. П. Алехин. – М.: Машиностроение, 1990. – 224 с.
12. Oliver, W. C. An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments / W. C. Oliver, G. M. Pharr // *J. Mater. Res.* – 1992. – Vol. 7, № 6. – P. 1564–1583. <https://doi.org/10.1557/JMR.1992.1564>
13. Джонсон, К. Механика контактного взаимодействия / К. Джонсон. – М.: Мир, 1989. – 510 с.
14. Варнелло, В. В. Измерение твердости металлов / В. В. Варнелло. – М.: Изд-во стандартов, 1965. – 210 с.

## References

1. Lyapkov A. A. *Polymer Additive Technologies*. Tomsk, Tomsk Polytechnic University Publ., 2016. 114 p. (in Russian).
2. Layani M., Wang X., Magdassi S. Novel Materials for 3D Printing by Photopolymerization. *Additive Materials*, 2018, vol. 30, iss. 41, p. 1706344. <https://doi.org/10.1002/adma.201706344>
3. Ans Al Rashid, Waqas Ahmed, Muhammad Yasir Khalid, Muammer Koc. Vat Photopolymerization of Polymer and Polymer Composites: Processes and Applications. *Additive Manufacturing*, 2021, p. 102279. <https://doi.org/10.1016/j.addma.2021.102279>
4. Dizon J.R. C., Espera A. H., Jr., Chen Q., Advincola R. C. Mechanical characterization of 3D-printed polymers. *Additive Manufacturing*, 2017, vol. 20, pp. 44–67. <https://doi.org/10.1016/j.addma.2017.12.002>
5. Ibrahim M. E. Ultrasonic inspection of hybrid polymer matrix composites. *Composites Science and Technology*, 2021, vol. 208, no. 3, pp. 108755. <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2021.108755>
6. Zhao Z., Wu D., Chen H.-S., Qi H. J., Fang D. Indentation experiments and simulations of nonuniformly photocrosslinked polymers in 3D printed structures. *Additive Manufacturing*, 2020, vol. 35, pp. 101420. <https://doi.org/10.1016/j.addma.2020.101420>
7. Li N., Huang S., Zhang G., Qin R., Liu W., Xiong H., Shi G., Blackburn J. Progress in Additive Manufacturing on New Materials. *Journal of Materials Science and Technology*, 2018, vol. 35, iss. 2, pp. 242–269. <https://doi.org/10.1016/j.jmst.2018.09.002>
8. Li C.-W., Chang K.-C., Yeh A.-C. On the microstructure and properties of an advanced cemented carbide system processed by selective laser melting. *Journal of Alloys and Compounds*, 2019, vol. 782, pp. 440–450. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2018.12.187>
9. Kren A. P., Pratasenia T. A., Arnautov A. K., Rudnitskii V. A. Complex of devices for determining the physical and mechanical properties of the carbon materials used in the rocket and space technology by the impact indentation method. *Mechanics of Composite Materials*, 2015, vol. 51, no. 2, pp. 323–328. <https://doi.org/10.1007/s11029-015-9493-8>
10. Kren A. P., Pratasenia T. A. Determination of the physic and mechanical characteristics of isotropic pyrolytic graphite by dynamic indentation method. *Russian Journal of Nondestructive Testing*, 2014, vol. 50, iss. 7, pp. 419–425. <https://doi.org/10.1134/S1061830914070079>
11. Bulychev S. I., Alekhin V. P. *Testing of Materials by Continuous Indentation of the Indenter*. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1990. 224 p. (in Russian).
12. Oliver W. C., Pharr G. M. An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments. *Journal of Materials Research*, 1992, vol. 7, no. 6, pp. 1564–1583. <https://doi.org/10.1557/JMR.1992.1564>
13. Johnson K. L. *Contact Mechanics*. Cambridge University Press, 1985. 452 p. <https://doi.org/10.1017/CBO9781139171731>
14. Varnello V. V. *Measuring the Hardness of Metals*. Moscow, Standards Publ., 1965. 210 p. (in Russian).

### Информация об авторах

*Протасеня Татьяна Анатольевна* – кандидат технических наук, старший научный сотрудник, лаборатория контактно-динамических методов контроля, Институт прикладной физики Национальной академии наук Беларуси (ул. Академическая, 16, 220072, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0003-0557-7207>. E-mail: 5657397@gmail.com

*Крень Александр Петрович* – доктор технических наук, доцент, заведующий лабораторией контактно-динамических методов контроля, Институт прикладной физики Национальной академии наук Беларуси (ул. Академическая, 16, 220072, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0001-9658-1003>. E-mail: alekspk@mail.ru

*Мацулевич Олег Владимирович* – кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник, лаборатория контактно-динамических методов контроля, Институт прикладной физики Национальной академии наук Беларуси (ул. Академическая, 16, 220072, Минск, Республика Беларусь). E-mail: matsulevich.o.v@gmail.com

### Information about the authors

*Tatsiana A. Pratasenia* – Ph. D. (Engineering), Senior Researcher, Mechanical Testing Laboratory, Institute of Applied Physics of the National Academy of Sciences of Belarus (16, Akademicheskaya Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0003-0557-7207>. E-mail: 5657397@gmail.com

*Alexander P. Kren* – D. Sc. (Engineering), Associate Professor, Head of the Mechanical Testing Laboratory, Institute of Applied Physics of the National Academy of Sciences of Belarus (16, Akademicheskaya Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0001-9658-1003>. E-mail: alekspk@mail.ru

*Oleg V. Matsulevich* – Ph. D. (Engineering), Leading Researcher, Mechanical Testing Laboratory, Institute of Applied Physics of the National Academy of Sciences of Belarus (16, Akademicheskaya Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: matsulevich.o.v@gmail.com

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

УДК 621.762.8

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-27-38>

Поступила в редакцию 21.09.2021

Received 21.09.2021

**Л. Н. Дьячкова***Институт порошковой металлургии имени академика О. В. Романа, Минск, Республика Беларусь***ВЛИЯНИЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА ПСЕВДОСПЛАВА ПОРОШКОВАЯ УГЛЕРОДИСТАЯ СТАЛЬ – МЕДНЫЙ СПЛАВ, ПОЛУЧАЕМОГО ИНФИЛЬТРАЦИЕЙ**

**Аннотация.** Представлены результаты исследований влияния режимов термической обработки (ТО) на изменение структуры и свойств псевдосплавов сталь – медный сплав, получаемых инфильтрацией. Показано, что в зависимости от состава и исходной плотности стального каркаса прочность материала повышается в 1,3–1,8 раза. Эффект упрочнения реализуется при содержании углерода в стальном каркасе 0,3–1,5 % и достигается вследствие изменения структуры и фазового состава стальной основы и медной фазы. Установлено, что в процессе выдержки при нагреве под закалку и при отпуске происходит перераспределение углерода в железной фазе, которое более выражено в каркасе псевдосплава из среднеуглеродистой стали. Отмечено образование в зернах каркаса «корковой» структуры, при этом в каркасе из среднеуглеродистой стали это происходит при температуре отпуска 200 °С, из низкоуглеродистой – при 500–650 °С. В каркасе из высокоуглеродистой стали расслоение по углероду в теле зерна менее выражено. Повышение прочности псевдосплавов при температурах отпуска 500–650 °С связано с образованием  $\alpha'$ -фазы, выпадением карбидной фазы  $Fe_3C$  и метастабильной фазы  $Fe_2C$  в железной фазе, а также с выделением дисперсных фаз  $Fe_4Cu_3$ ,  $\eta-Cu_6Sn_5$  и  $\delta-Cu_3Sn_8$  в медной фазе. Благодаря выделению фаз микротвердость инфильтрата в виде меди в псевдосплавах после отпуска при 550 °С повысилась с 820–880 по 950–980 МПа, в виде оловянной бронзы – с 1450 по 1750 МПа. Применение термической обработки приводит к повышению не только прочности, но и триботехнических свойств псевдосплава: коэффициент трения псевдосплава с каркасом плотностью 80 % из стали ПК80 снижается до 0,008–0,009, предельное давление схватывания возрастает в 2 раза и более чем в 2,5 раза повышается износостойкость.

**Ключевые слова:** псевдосплав на основе железа, инфильтрация, термическая обработка, закалка, отпуск, структура, фазовый состав, свойства

**Для цитирования:** Дьячкова, Л. Н. Влияние термической обработки на структуру и свойства псевдосплава сталь – медный сплав, получаемого инфильтрацией / Л. Н. Дьячкова // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2021. – Т. 67, № 1. – С. 27–38. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-27-38>

**Larisa N. Dyachkova***Academician O. V. Roman Powder Metallurgy Institute, Minsk, Republic of Belarus***INFLUENCE OF HEAT TREATMENT ON THE STRUCTURE AND PROPERTIES OF PSEUDO-ALLOY STEEL – COPPER ALLOY OBTAINED BY INFILTRATION**

**Abstract.** The paper presents the results of studies of the effect of heat treatment regimes on changes in the structure and properties of steel-copper alloy pseudo-alloys obtained by infiltration. It is shown that, depending on the composition and initial density of the steel skeleton, the strength of the material increases by 1.3–1.8 times, the hardening effect is realized when the carbon content in the steel skeleton is 0.3–1.5 % and is achieved due to changes in the structure and phase composition of the steel base and copper phase. It has been established that during heating for quenching and during tempering, redistribution of carbon occurs in the iron phase, which is more pronounced in the frame of the pseudo-alloy made of medium-carbon steel. The formation of a “crust” structure in the grains of the skeleton is noted, while in the skeleton made of medium-carbon steel this occurs at a tempering temperature of 200 °C, in low-carbon steel – at a temperature of 500–650 °C. In a high-carbon steel skeleton, carbon stratification in the grain body is less pronounced. An increase in the strength of pseudo-alloys at tempering temperatures of 500–650 °C is associated with the formation of the  $\alpha'$ -phase, the precipitation of the  $Fe_3C$  carbide phase and the metastable  $Fe_2C$  phase in the iron phase, as well as the precipitation of dispersed phases  $Fe_4Cu_3$ ,  $Fe_4Cu_3$ ,  $\eta-Cu_6Sn_5$  and  $\delta-Cu_3Sn_8$  in the copper phase. Due to the precipitation of phases, the microhardness of the infiltrate in the form of copper in pseudo-alloys after tempering at 550 °C increased from 820–880 to 950–980 MPa, in the form of tin bronze – from 1450 to 1750 MPa. The use of heat treatment leads to an increase not only in the strength, but also in the tribotechnical properties of the pseudo-alloy: the friction coefficient of the pseudo-alloy with a frame of 80 % density made of FeC0.8 steel decreases to 0.008–0.009, the seizure pressure doubles and the wear resistance increases by more than 2.5 times.

**Keywords:** iron-based pseudo-alloy, infiltration, heat treatment, quenching, tempering, structure, phase composition, properties

**For citation:** Dyachkova L. N. Influence of heat treatment on the structure and properties of pseudo-alloy steel – copper alloy obtained by infiltration. *Vestsi Natsyyanal' nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 67, no. 1, pp. 27–38 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-27-38>

**Введение.** В практике порошковой металлургии, так же как и в традиционной металлургии, для повышения механических свойств материалов применяются различные виды термической обработки. Возможность их использования для порошковых материалов основана на том, что спеченный материал содержит поры и компактную составляющую, в которой при нагреве и охлаждении совершаются превращения, аналогичные превращениям, происходящим в компактных материалах. В то же время наличие пор не позволяет полностью переносить закономерности тепловых процессов компактных сталей на порошковые. В компактных сталях температурные и кинетические условия протекания различных превращений зависят в основном от химического состава, в порошковых – дополнительно от пористости, химической и структурной неоднородности [1]. Неоднородность спеченных материалов приводит к формированию неоднородной структуры после термической обработки, в результате механические свойства не достигают значений, характерных для компактных сталей такого же состава [2–4]. Несоответствие свойств объясняется неполным растворением графита, неравномерностью структуры, наличием остаточной пористости.

Авторы [5] отмечают, что после термообработки в структуре низкоуглеродистой стали, содержащей 2,5 % меди и 1,5 % молибдена, образуются участки бейнита, троостита, пластинчатого и зернистого перлита, карбидные включения и поры. Наличие пор снижает прочность и теплопроводность спеченных материалов, что делает их чувствительными к тепловым ударам. Поры, являясь концентраторами напряжений, при резком охлаждении вызывают появление значительных неравномерно распределенных термических и фазовых напряжений, которые влияют на структуру материала и приводят к появлению трещин. Кроме того, вследствие пористости при нагреве порошковых материалов на воздухе происходит их окисление по всему объему. Для устранения пористости в железографитовой композиции предлагаются режим двойного спекания с подпрессовкой [6], холодное и горячее доуплотнение [7], различные методы пластической деформации [8], а также инфильтрация медными сплавами [9–11]. В свою очередь при термической обработке для предотвращения объемного окисления из-за наличия пор нагрев изделий производят в соляных ваннах с помощью токов высокой частоты [12] или в защитных атмосферах.

Метод инфильтрации железного каркаса медными сплавами позволяет не только практически исключить пористость, но и изменить химический состав и теплофизические свойства порошкового материала. Так, инфильтрация пористых каркасов на основе железа медным сплавом приводит к повышению теплопроводности с 46–48 до 78–82 Вт/м·К [10, 13].

Наличие в псевдосплаве основы из порошковой стали и фазы на основе меди позволяет применять термическую обработку и пластическую деформацию для повышения механических свойств [14–18], при этом наличие медной фазы в материале оказывает значительное влияние на формирование структуры в каркасе. При взаимодействии железного каркаса с медным сплавом возможно взаимодействие фаз с растворением, диффузией, полиморфными или структурными превращениями, появление новых межфазных поверхностей [19]. Эти процессы протекают относительно медленно, поэтому для их осуществления требуется изотермическая выдержка. Кроме того, поскольку в железный каркас для получения высокого комплекса механических и триботехнических свойств вводятся различные легирующие элементы и добавки, для их растворения и создания однородной структуры в каркасе также необходима изотермическая выдержка.

Режимы термической обработки железомедных псевдосплавов, получаемых инфильтрацией, существенно отличаются от режимов ТО компактных сталей (из-за наличия значительного количества фазы на основе меди и ее морфологии) и порошковых сталей (из-за невысокой, менее 5 %, пористости). В то же время имеющиеся в литературе сведения [9] подтверждают целесообразность применения для псевдосплавов термической обработки для повышения прочности.

Исследуя псевдосплавы на основе хромоникелевой стали, авторы [16] установили, что наличие меди не влияет на расположение С-образных кривых и замедляет распад аустенита лишь за счет заполнения пор и улучшения однородности структуры по легирующим элементам благодаря присутствию жидкой фазы на стадии спекания. Количество аустенита в псевдосплавах сталь–медь, закаленных от одной и той же температуры, согласно [20], зависит от двух факторов: химического состава и концентрационной неоднородности. В результате высокотемпературной закалки псевдосплава хромоникелевая сталь – медь образуется 50 % метастабильного аустенита [21].

*Целью настоящей работы* явилось исследование влияния термической обработки на формирование структуры и свойства псевдосплава порошковая углеродистая сталь – медный сплав, получаемого инфильтрацией.

**Методика исследований.** В качестве объекта исследования использовали псевдосплавы, изготавливаемые инфильтрацией медным сплавом спрессованных каркасов из порошковой углеродистой стали с 0,5; 1; 2 % графита.

Шихту на основе железа получали смешиванием в шаровом смесителе типа «пьяная бочка» в течение 1 ч исходных порошков железа, меди и графита в состоянии поставки со средним размером частиц соответственно 160, 70 и 20 мкм. Шихту прессовали до относительной плотности 75 и 85 %.

Для инфильтрации прессовок на основе железа в шаровом смесителе типа «пьяная бочка» в течение 1 ч готовили шихту на основе меди с добавкой 5 % олова и 1,5 % специальных добавок, обеспечивающих чистоту поверхности образцов после инфильтрации. Инфильтрацию осуществляли в атмосфере эндогаза при температуре 1120 °С.

Сложность термической обработки композиционных материалов заключается в необходимости совмещения режимов упрочнения всех составляющих материала. Для псевдосплавов эта задача особенно сложна, поскольку составляющие фазы (сталь и медный сплав) существенно отличаются по теплофизическим параметрам, полиморфным превращениям и имеют различные режимы термической обработки. Так, для оловянных бронз основным видом термической обработки является гомогенизация при температуре 700–750 °С с быстрым охлаждением и отжиг при температуре 550 °С [22], для сталей – закалка с температуры выше критической точки  $A_{c3}$  с последующим низким отпуском [23]. В железомедных материалах возможно дисперсионное твердение, происходящее в процессе медленного охлаждения с температуры максимального растворения меди в железе.

При выборе режимов термической обработки исследуемых псевдосплавов учитывали все вышеперечисленное.

Поскольку теплопроводность псевдосплавов, как уже было отмечено, больше, чем компактных и порошковых сталей, для предотвращения подстуживания при закалке температура нагрева составляла на 50–100 °С выше температуры, необходимой по диаграмме равновесного состояния. Исходя из этого температура закалки псевдосплавов составила 850 °С, что на 60–90 °С выше, чем необходимо для исследуемых материалов. Отпуск после закалки проводили при температурах 200, 300, 400, 500, 550, 600, 650, 700 °С в течение 1 ч, кроме того, при температурах отпуска 500–650 °С выполняли выдержку в течение 3 ч. После отпуска образцы охлаждали на воздухе до комнатной температуры. Поскольку псевдосплавы обладают повышенной коррозионной стойкостью, нагрев при термической обработке выполняли на воздухе в засыпке отработанного карбюризатора. Кроме закалки исследовали влияние отжига на свойства псевдосплава. Отжиг проводили при температуре 650–700 °С в течение 1 ч с охлаждением с печью.

Механические свойства оценивали при испытании на сжатие, трехточечный изгиб и по твердости. Испытания на сжатие и изгиб выполняли на испытательной машине Instron (Англия) со скоростью нагружения 2 мм/мин. Микротвердость фаз определяли на микротвердомере Akashy (Япония) при нагрузке 10 г – медная фаза и 50 г – фаза на основе железа, твердость – на твердомере по Виккерсу и по Бринеллю.

Структуру исследовали на металлографическом микроскопе MEF-3 (Австрия), а также электронном микроскопе Mira (Чехия) с приставкой INCA 350 фирмы Oxford Instruments (Великобритания), предназначенной для микрорентгеноспектрального анализа. Шлифы травили 4%-ным раствором пикриновой кислоты в этиловом спирте. Фазовый состав определяли на установке ДРОН-3,0 в интервале углов  $2\theta$  от 40 до 120° в  $CuK_{\alpha}$ -излучении.

Твердость по Бринеллю определяли при нагрузке 187,5 Н и диаметре шарика 2,5 мм.

**Результаты исследований.** Анализ результатов испытаний псевдосплавов после различных режимов термической обработки выявил, что прочность повышается в 1,3–1,8 раза в зависимости от состава и исходной плотности стального каркаса. Несмотря на значительное превышение температуры нагрева под закалку, роста зерна не наблюдается. Это связано с тем, что в порошковых сталях в силу их строения собирательная рекристаллизация замедлена, у них низкая склонность к росту зерна, то есть они являются наследственно мелкозернистыми. Это обстоятельство позволяет избежать роста зерна в порошковых сталях при нагреве до более высокой температуры по сравнению с обычно применяемой для данного состава компактной стали, а также при длительных выдержках.

Влияние температуры отпуска на свойства псевдосплавов зависит от содержания углерода в каркасе. В псевдосплавах с каркасом из низкоуглеродистой и среднеуглеродистой стали повышение температуры отпуска с 200 по 550 °С, в отличие от компактных и порошковых сталей, приводит к увеличению прочности и твердости (табл. 1) независимо от содержания медной фазы.

Зависимость предела прочности при изгибе и твердости по Бринеллю от температуры отпуска псевдосплава с каркасом из стали ПК80, инфильтрированным медно-оловянным сплавом, представлена на рис. 1. Характер зависимости прочности от температуры отпуска, в отличие от твердости, являющейся структурно менее чувствительной характеристикой, у псевдосплавов с исходной плотностью каркаса 75 и 85 % несколько отличается, что связано с объемом медной фазы в материале и происходящими в ней превращениями.

Повышение твердости и незначительное повышение прочности псевдосплава после отпуска при 200 °С объясняется, согласно рентгенофазовому анализу, образованием мартенсита отпуска. Некоторое снижение прочности псевдосплава после отпуска при 300–400 °С обусловлено отпускной хрупкостью порошкового стального каркаса [24].

Повышение прочности псевдосплавов при температурах отпуска 500–650 °С связано с дальнейшим распадом остаточного аустенита и превращением его в  $\alpha'$ -железо (мартенсит), выпадением карбидной фазы  $Fe_3C$  и метастабильной фазы  $Fe_2C$  (табл. 2). Точное определение количества аустенита в псевдосплаве технически затруднено из-за совпадения на рентгенограммах пиков меди и аустенита. С повышением температуры отпуска с 500 по 600 °С прочность и твердость псевдо-

Т а б л и ц а 1. Влияние режимов термической обработки на предел прочности при сжатии, МПа (числитель) и твердость HV (знаменатель) псевдосплавов сталь – медный сплав, полученных инфильтрацией

Table 1. Influence of heat treatment regimes on ultimate strength in compression, MPa (numerator) and hardness HV (denominator) of steel – copper alloy pseudo-alloys obtained by infiltration

Состав псевдосплава	Относительная плотность каркаса, %	Режим термической обработки			
		закалка, отпуск 200 °С	закалка, отпуск 550 °С	закалка, отпуск 700 °С	отжиг 700 °С
ПК40, инфильтрация медью	75	$\frac{2900}{1300-1350}$	$\frac{5600}{2760-2910}$	–	–
	85	$\frac{3640}{2730-3480}$	$\frac{6700}{3300-3900}$	$\frac{6700}{3560}$	$\frac{2200}{1250-1270}$
ПК80, инфильтрация медью	75	$\frac{5100}{2970-3100}$	$\frac{7400}{3500-3780}$	–	$\frac{2980}{1720-1980}$
	85	$\frac{5860}{3340-3730}$	$\frac{8670}{3500-4260}$	$\frac{8970}{4980}$	$\frac{4920}{2340-2760}$
ПК80, инфильтрация медно-оловянным сплавом	75	$\frac{5850}{4070-5910}$	$\frac{7900}{4130-4800}$	–	$\frac{5730}{2390-2510}$
	85	$\frac{7150}{4320-4390}$	$\frac{9700}{4130-4900}$	–	$\frac{5710}{2240-2320}$
ЖГр2, инфильтрация медью	75	$\frac{10\,600}{4980-5710}$	$\frac{7640}{3500-3900}$	–	$\frac{6620}{3130-3780}$
	85	$\frac{12\,330}{5710-5810}$	$\frac{8560}{3500-4000}$	$\frac{4100}{2370}$	$\frac{3980}{2290-2630}$

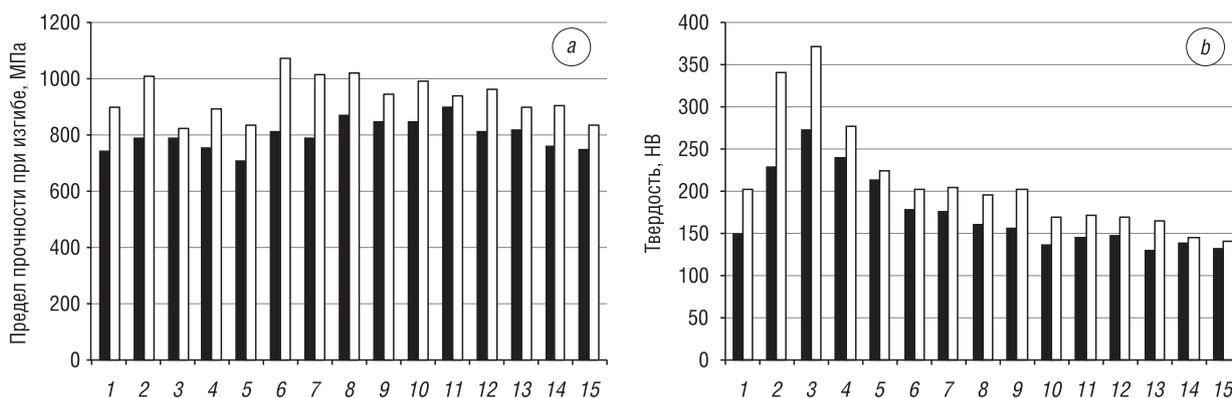


Рис. 1. Влияние режимов термообработки на предел прочности при изгибе (а) и твердость HB (b) псевдосплава с каркасом из стали ПК80, инфильтрированным медно-оловянным сплавом: ■ – плотность каркаса 75 %; □ – плотность каркаса 85 %; 1 – пропитка; 2 – закалка; 3 – отпуск 200 °С; 4 – отпуск 300 °С; 5 – отпуск 400 °С; 6 – отпуск 500 °С, 1 ч; 7 – отпуск 500 °С, 3 ч; 8 – отпуск 550 °С, 1 ч; 9 – отпуск 550 °С, 3 ч; 10 – отпуск 600 °С, 1 ч; 11 – отпуск 600 °С, 3 ч; 12 – отпуск 650 °С, 1 ч; 13 – отпуск 650 °С, 3 ч; 14 – отпуск 700 °С, 1 ч; 15 – отпуск 700 °С, 3 ч

Fig. 1. Influence of heat treatment modes on the bending strength (a) and hardness HB (b) of a pseudo-alloy with a frame made of FeC0.8 steel infiltrated with a copper-tin alloy: ■ – frame density 75 %; □ – frame density 85 %; 1 – impregnation; 2 – hardening; 3 – tempering 200 °C; 4 – tempering 300 °C; 5 – tempering 400 °C; 6 – tempering 500 °C, 1 h; 7 – tempering 500 °C, 3 h; 8 – tempering 550 °C, 1 h; 9 – tempering 550 °C, 3 h; 10 – tempering 600 °C, 1 h; 11 – tempering 600 °C, 3 h; 12 – tempering 650 °C, 1 h; 13 – tempering 650 °C, 3 h; 14 – tempering 700 °C, 1 h; 15 – tempering 700 °C, 3 h

сплава с исходной плотностью каркаса 75 % повышается в большей степени; возрастает она также с увеличением времени выдержки при температуре 600 °С. Повышается также и микротвердость медной фазы в псевдосплавах. Так, после отпуска при 550 °С микротвердость повысилась с 820–880 по 950–980 МПа, инфильтрата в виде оловянной бронзы – с 1450 по 1750 МПа. Это объясняется процессами старения в медной фазе – выделением дисперсных фаз Fe<sub>4</sub>Cu<sub>3</sub>, η-Cu<sub>6</sub>Sn<sub>5</sub> и δ-Cu<sub>3</sub>Sn<sub>8</sub> (табл. 2), а также изменением структуры – перераспределением углерода в железной фазе.

Необходимо отметить, что в отличие от сталей, в которых метастабильный ε-карбид (Fe<sub>2</sub>C) выделяется, начиная с температуры отпуска 100 °С, после образования сегрегаций углерода на структурных несовершенствах в решетке мартенсита, в псевдосплавах его выделение наблюдается только при 550 °С. Это говорит о замедлении диффузионных процессов углерода под воздействием меди.

Проведенное исследование структуры материала после инфильтрации показало, что она состоит из частиц стальной основы и медной фазы, расположенной дискретно по границам и в стыках частиц. При инфильтрации неспеченного каркаса и последующей изотермической выдержке формируется неоднородное распределение углерода, меди и олова по объему частиц железной фазы. В приграничных с медной фазой областях содержание углерода меньше, чем в центре (рис. 2, а). Это влияет на процессы формирования структуры при термической обработке. В центре частиц каркаса аустенизация происходит быстрее, чем в приграничной области.

Т а б л и ц а 2. Зависимость фазового состава псевдосплава с каркасом из стали ПК80, инфильтрированным медно-оловянным сплавом, от режимов термической обработки

T a b l e 2. Dependence of the phase composition of a pseudo-alloy with a skeleton made of FeC0.8 steel infiltrated with a copper-tin alloy on the heat treatment regimes

Режим термообработки	α'-Fe (мартенсит закалки)	α-Fe (мартенсит отпуска)	γ-Fe	Fe <sub>3</sub> C	Fe <sub>2</sub> C	Fe <sub>4</sub> Cu <sub>3</sub>	α-(Cu, Sn)	η-Cu <sub>6</sub> Sn <sub>5</sub>	δ-Cu <sub>3</sub> Sn <sub>8</sub>
Закалка	21	35	12	13	–	–	14	–	5
Отпуск 200 °С	15	29	8	20	–	–	25	–	3
Отпуск 550 °С, 1 ч	12	42	5	15	6	4	13	3	–
Отпуск 550 °С, 3 ч	13	50	3	12	1	2	14	5	–
Отпуск 650 °С, 1 ч	12	54	–	11	3	–	18	–	2
Отпуск 650 °С, 3 ч	10	50	–	10	–	5	22	–	3

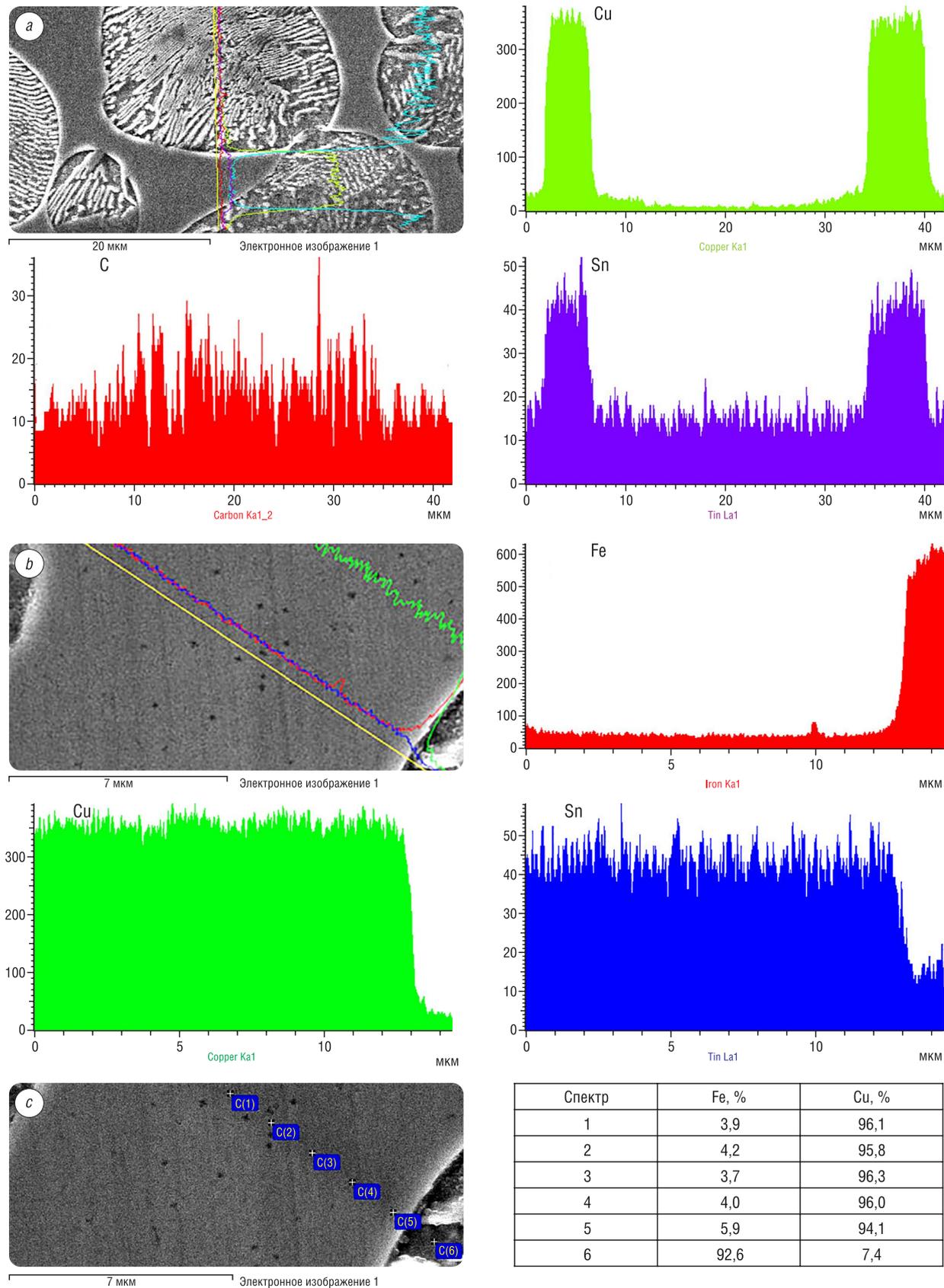


Рис. 2. Структура и состав железной и медной фаз в псевдосплаве с каркасом из стали ПК50, инфильтрированным оловянистой бронзой и распределение элементов в них: *a* – железная фаза; *b*, *c* – медная фаза; *c* – точечный анализ  
 Fig. 2. The structure and composition of the iron and copper phases in a pseudo-alloy with a skeleton made of FeC0.5 steel infiltrated with tin bronze and the distribution of elements in them: *a* – iron phase; *b*, *c* – copper phase; *c* – point analysis

В медной фазе также отмечается неравномерное распределение железа (рис. 2, *b*). Согласно точечному анализу (рис. 2, *c*), содержание железа в центре фазы составляет 3,7–4,2 %, на границе с железной фазой – 5,9 %.

В процессе выдержки при отпуске также происходит перераспределение углерода в железной фазе. В структуре каркаса из низкоуглеродистой стали после отпуска при 200 °С неоднородность по углероду менее выражена (рис. 3, *a*). С повышением температуры отпуска диффузия углерода в сторону дефектного приграничного слоя усиливается, поэтому наблюдается образование структуры с различным содержанием углерода в приграничной области – «корковая» структура (рис. 3, *b*), когда содержание в приграничной области углерода больше, чем в центре частицы.

Исследование фрактограмм разрушения псевдосплава с каркасом из порошковой стали ПК40 (рис. 4) подтвердило образование «корковой» структуры в частице железной фазы после отпуска. В центре частицы наблюдаются неглубокие ямки, по границе частицы – фасетки, что говорит о более вязком разрушении благодаря меньшему содержанию углерода в центре частицы и квазихрупком разрушении по границе частицы.

В псевдосплаве с каркасом из среднеуглеродистой стали образование «корковой» структуры в зернах наблюдается уже при температуре отпуска 200 °С (рис. 5, *a*), вблизи границы частицы имеет место более травящаяся темная оторочка, на границе с медной фазой – более светлая оторочка, а в теле зерна – крупные цементитные пластины. На границе частиц железной фазы с медной фазой содержание углерода меньше, чем в оторочке, из-за замедления диффузии углерода в железо в присутствии меди. Межчастичная диффузия углерода подавлена барьерным слоем медной фазы, поэтому выравнивания содержания углерода не происходит. С повышением температуры отпуска наблюдается сфероидизация цементитных пластин (рис. 5, *b*), которые при большой температуре отпуска коагулируют (рис. 5, *c*), при этом мартенсит отпуска переходит в троостосорбит. Такие же процессы происходят и в порошковых сталях, однако стадия сфероидизации цементитных пластин происходит при температурах 350–400 °С [25].

Микротвердость в центре железных частиц после отпуска при 550 °С составляет 3030 МПа, оторочки – 4120 МПа; после

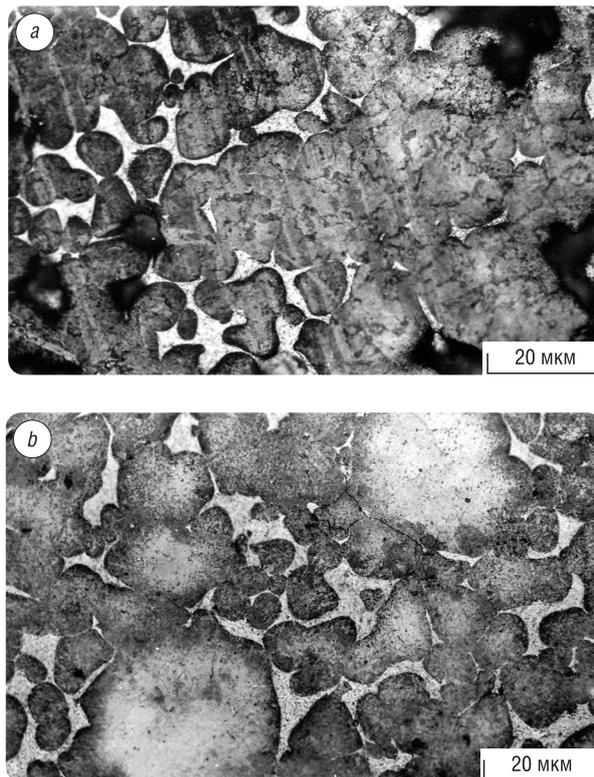


Рис. 3. Структура псевдосплава с каркасом из стали ПК50, инфильтрированным медью, после закалки и отпуска: *a* – 200 °С; *b* – 550 °С

Fig. 3. The structure of a pseudo-alloy with a skeleton made of FeC0.5 steel infiltrated with copper, after quenching and tempering: *a* – 200 °С; *b* – 550 °С

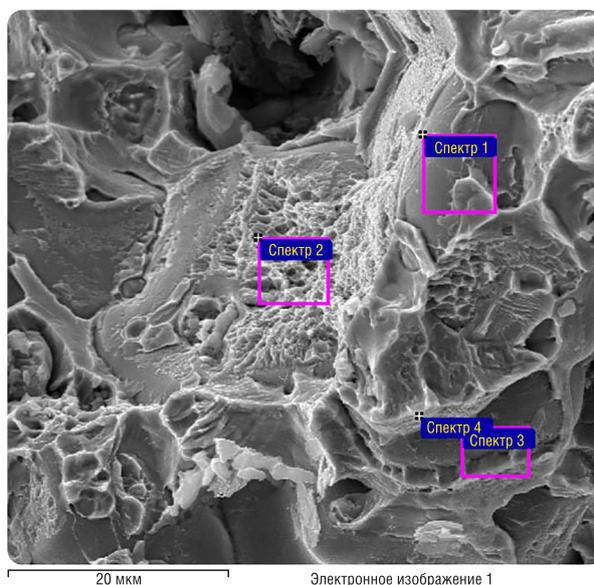


Рис. 4. Фрактограмма излома псевдосплава сталь ПК50–медно-оловянный сплав, полученного инфильтрацией, после закалки и отпуска при 550 °С

Fig. 4. Fractogram of the fracture of a pseudo-alloy with a skeleton made of FeC0.5 steel infiltrated with a copper-tin alloy, after quenching and tempering at 550 °С

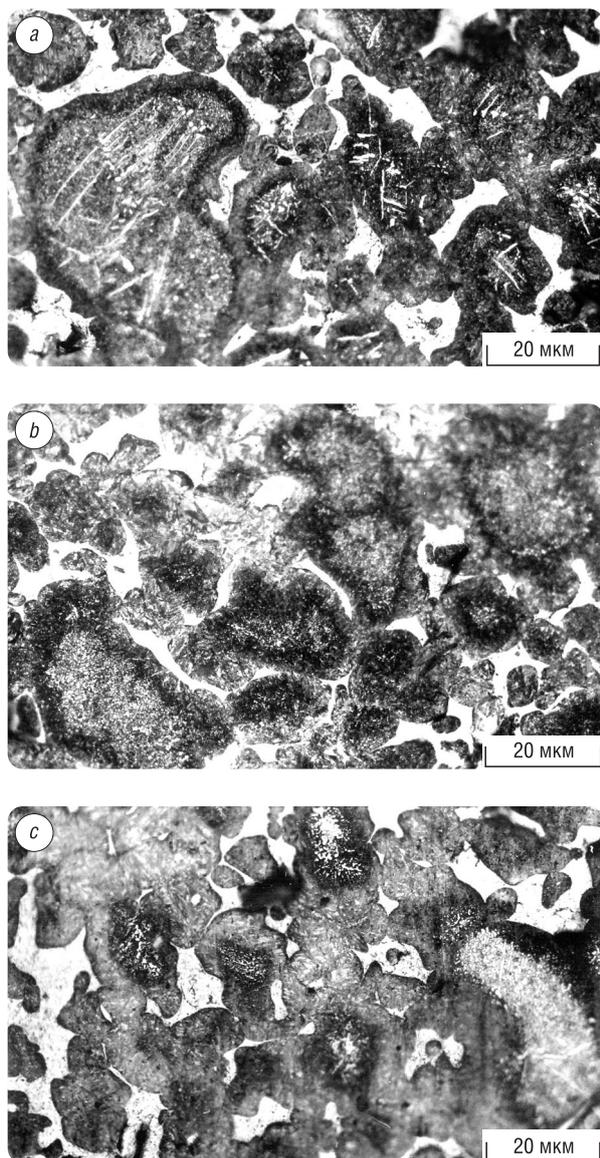


Рис. 5. Структура псевдосплава с каркасом из стали ПК80, инфильтрованным медью, после закалки и отпуска: *a* – 200 °С, *b* – 550 °С, *c* – 650 °С

Fig. 5. The structure of a pseudo-alloy with a skeleton made of FeC0.8 steel infiltrated with copper, after quenching and tempering: *a* – 200 °С, *b* – 550 °С, *c* – 650 °С

отпуска при 700 °С – соответственно 1480 и 4730 МПа, что говорит о большем содержании углерода и дисперсионном твердении.

Таким образом, создается композиционное строение зерна в каркасе: в сердцевине зерна структура троостосорбит, вблизи границы оторочка из этой же фазы, но с большим содержанием углерода, по границе зерна – твердый раствор меди в железе.

В каркасе из высокоуглеродистой стали расщепление по углероду в теле зерна менее выражено (рис. 6). После отпуска при температуре 200 °С отмечается большое количество мелких цементитных выделений в приграничной области и крупные цементитные пластины – в центре зерна (рис. 6, *a*). С повышением температуры отпуска за счет сегрегации углерода при распаде мартенсита наряду со сфероидизацией и коагуляцией мелких выделений цементита происходит рост и утолщение цементитных пластин (рис. 6, *b*), что приводит к снижению прочности псевдосплава (см. табл. 1).

Таким образом, как установлено в работе, композиционное строение частиц в каркасе вследствие различного содержания углерода и меди, дисперсионное твердение в приграничной с медной фазой области в стальном зерне, образование троостосорбита в сердцевине стального зерна, а также дисперсионное твердение медной фазы за счет нановыделений соединений меди с железом и оловом после закалки и высокотемпературного отпуска (см. табл. 2) приводит к существенному повышению прочности (см. табл. 1, рис. 1) и триботехнических свойств псевдосплава (рис. 7, табл. 3). Коэффициент трения псевдосплава с каркасом плотностью 80 % из стали ПК80 составляет 0,008–0,009, предельное давление схватывания возрастает в 2 раза (рис. 7), более чем в 2,5 раза повышается износостойкость (табл. 3).

Т а б л и ц а 3. Износостойкость псевдосплава с каркасом из порошковой углеродистой стали, инфильтрованным медно-оловянным сплавом, после закалки и отпуска

Table 3. Wear resistance of a pseudo-alloy with a skeleton made of powder carbon steel infiltrated with copper-tin alloy, after quenching and tempering

Состав каркаса, %	Температура отпуска, °С	Интенсивность изнашивания · 10 <sup>-12</sup> ( <i>P</i> = 2,8 МПа, <i>V</i> = 4 м/с)
ПК80	Без термообработки	25,5
	200	12,2
	550	10,7
ЖГр2	200	9,6
	550	9,2

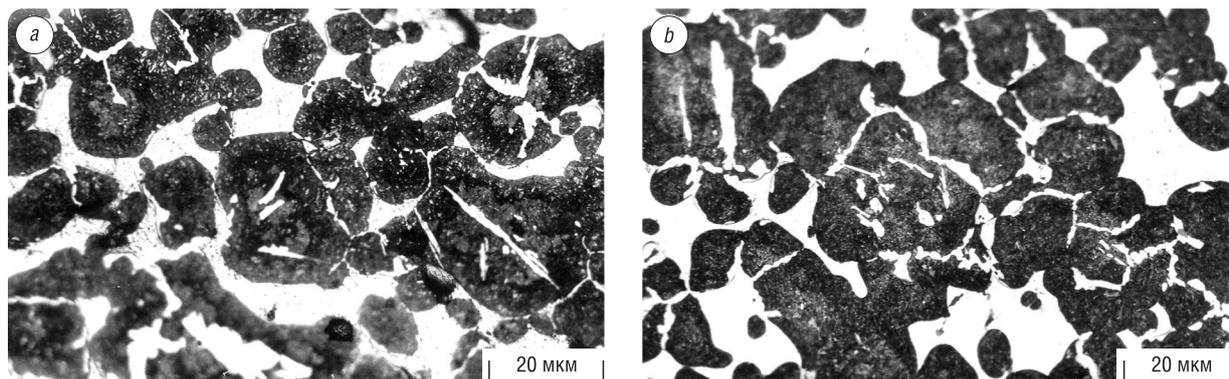


Рис. 6. Структура псевдосплава с каркасом плотностью 75 % из стали ЖГр2, инфильтрированным медью, после закалки и отпуска: *a* – 200 °С, *b* – 550 °С

Fig. 6. The structure of a pseudo-alloy with a skeleton with a density of 75 % made of steel FeGr2 infiltrated with copper, after quenching and tempering: *a* – 200 °С, *b* – 550 °С

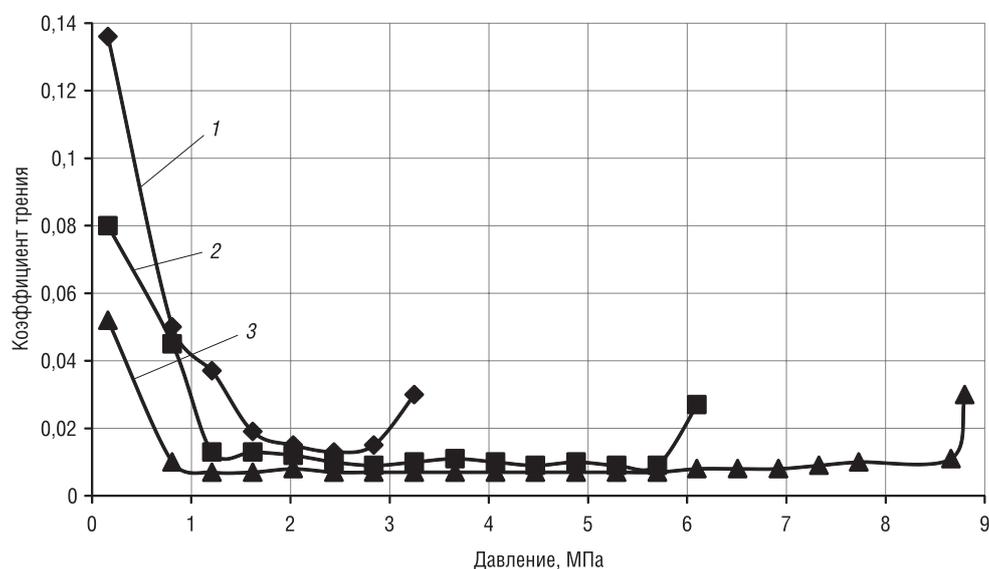


Рис. 7. Зависимость коэффициента трения псевдосплава с каркасом из стали ПК80 плотностью 80 % от состава инфильтрата и режимов обработки: кривые 1, 2 – инфильтрация медью; кривая 3 – инфильтрация сплавом медь – 5 % олова; кривая 1 – без термообработки; кривые 2, 3 – закалка и отпуск при 550 °С

Fig. 7. Dependence of coefficient of friction of a pseudo-alloy with a skeleton made of FeC0.8 steel with a density of 80 %, on the composition of the infiltrate and the processing regimes: curves 1, 2 – copper infiltration; curve 3 – infiltration with copper – 5 % tin alloy; curve 1 – without heat treatment; curves 2, 3 – quenching and tempering at 550 °С

При необходимости механической обработки изделия из псевдосплавов подвергают отжигу. С точки зрения прочностных свойств отжиг инфильтрированных материалов целесообразно проводить при температуре 650–700 °С, поскольку при этой температуре происходят более интенсивно диффузионные процессы, обеспечивающие выравнивание содержания меди в изделии. Кроме того, при этой температуре имеет место старение в медной фазе. В связи с этим отжиг в работе проводили при температуре 600–700 °С.

Как было установлено, прочность псевдосплавов после отжига при 700 °С ниже, чем после закалки и высокотемпературного отпуска при 700 °С, но достаточно высокая благодаря процессам старения в медной фазе и дисперсионного твердения в стальной (см. табл. 1).

ДюрOMETрический анализ псевдосплавов после отжига показал, что стальная фаза имеет микротвердость 2300–2900 МПа в зависимости от содержания углерода в стали. При этом твердость псевдосплавов с каркасом из среднеуглеродистой и высокоуглеродистой сталей при температуре

отжига 600 °С составляет 1970–2290 МПа, а при 700 °С – 1400–1700 МПа. Структура стальной фазы и в высокоуглеродистом, и в среднеуглеродистом каркасе после отжига представляет собой сочетание пластинчатого и зернистого перлита (рис. 8).

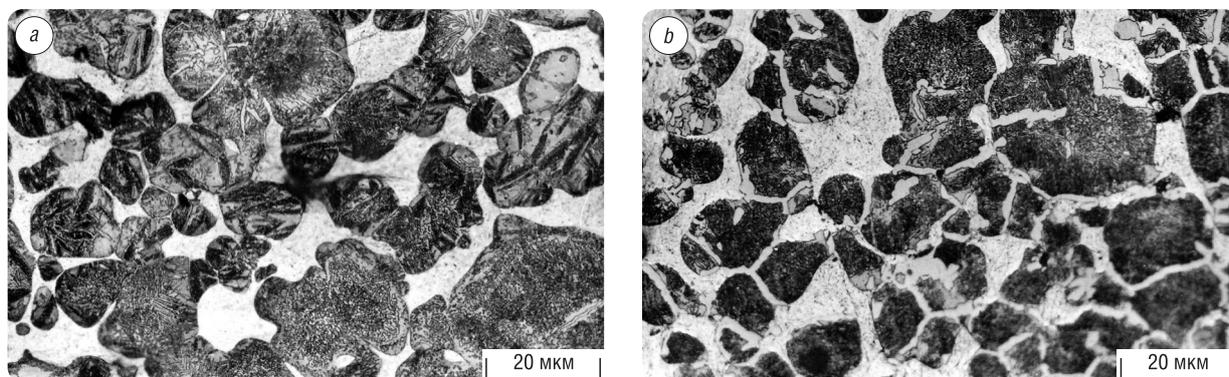


Рис. 8. Структура псевдосплава с каркасом, инфильтрированным медью, после отжига при 700 °С: *a* – каркас из стали ПК80, *b* – каркас из стали ЖГр2

Fig. 8. Structure of a pseudo-alloy with a copper-infiltrated skeleton after annealing at 700 °С: *a* – a skeleton made of FeC0.8 steel, *b* – skeleton made of FeGr2 steel

**Заключение.** Исследовано влияние режимов термической обработки на изменение структуры и свойств псевдосплавов сталь – медный сплав, получаемых инфильтрацией. Показано, что в зависимости от состава и исходной плотности стального каркаса прочность материала повышается в 1,3–1,8 раза. Эффект упрочнения реализуется при содержании углерода в стальном каркасе 0,3–1,5 % и достигается вследствие изменения структуры и фазового состава стальной основы и медной фазы. После инфильтрации материал состоит из частиц стальной основы и медной фазы, расположенной дискретно по границам и в стыках частиц. При инфильтрации неспеченного каркаса и последующей изотермической выдержке формируется неоднородное распределение углерода, меди и олова по объему частиц фазы на основе железа (в приграничных с медной фазой областях содержание углерода меньше, чем в центре) и неравномерное распределение железа в медной фазе (содержание железа в центре фазы составляет 3,7–4,2 %, на границе с железной фазой – 5,9 %).

В процессе выдержки при отпуске происходит перераспределение углерода в железной фазе, образование «корковой» структуры, которая более выражена в псевдосплаве с каркасом из среднеуглеродистой стали. В псевдосплаве с каркасом из среднеуглеродистой стали образование «корковой» структуры в зернах наблюдается при температуре отпуска 200 °С, из низкоуглеродистой – при температуре 500–650 °С. Микротвердость в центре железных частиц после отпуска при 550 °С составляет 3030 МПа, оторочки – 4120 МПа; после отпуска при 700 °С – 1480 и 4730 МПа соответственно. В каркасе из высокоуглеродистой стали расслоение по углероду в теле зерна менее выражено. При температуре отпуска 200 °С отмечаются большое количество мелких цементитных выделений в приграничной с медной фазой области и крупные цементитные пластины в центре зерна, при больших температурах отпуска наряду со сфероидизацией и коагуляцией мелких выделений цементита наблюдаются рост и утолщение цементитных пластин.

Повышение прочности псевдосплавов при температурах отпуска 500–650 °С связано с образованием  $\alpha'$ -фазы, выпадением карбидной фазы  $\text{Fe}_3\text{C}$  и метастабильной фазы  $\text{Fe}_2\text{C}$  в железной фазе, а также выделением дисперсных фаз  $\text{Fe}_4\text{Cu}_3$ ,  $\eta\text{-Cu}_6\text{Sn}_5$  и  $\delta\text{-Cu}_3\text{Sn}_8$  в медной фазе, благодаря чему микротвердость инфильтрата в виде меди в псевдосплавах после отпуска при 550 °С повысилась с 820–880 по 950–980 МПа, в виде оловянной бронзы – с 1450 по 1750 МПа.

Применение термической обработки приводит к повышению не только прочности, но и триботехнических свойств псевдосплава: коэффициент трения псевдосплава с каркасом плотностью 80 % из стали ПК80 снижается до 0,008–0,009, предельное давление схватывания возрастает в 2 раза и более чем в 2,5 раза повышается износостойкость.

## Список использованных источников

1. Ермаков, С. С. Порошковые стали и изделия / С. С. Ермаков, Н. Ф. Вязников. – М.: Машиностроение, 1990. – 319 с.
2. Шатт, В. Порошковая металлургия. Спеченные и композиционные материалы / В. Шатт. – М.: Металлургия, 1983. – 520 с.
3. Гуревич, Ю. Г. Термическая обработка порошковых сталей / Ю. Г. Гуревич, В. И. Рахманов. – М.: Металлургия, 1985. – 80 с.
4. Гревнов, Л. М. Некоторые особенности термической обработки спеченных пористых сталей / Л. М. Гревнов // Порошковая металлургия. – 1998. – № 11/12. – С. 16–19.
5. Некоторые особенности термической обработки порошковых материалов на основе железа / Н. Г. Крашенинников [и др.] // Вестн. Казан. технол. ун-та. – 2013. – Т. 16, № 21. – С. 128–130.
6. Влияние термической обработки на изменение механических свойств металлокерамической композиции на основе железа / А. В. Людаговский [и др.] // Вестн. МГСУ. – 2013. – № 6. – С. 117–122.
7. Павлов, В. А. Перспективные технологические процессы порошковой металлургии / В. А. Павлов, А. П. Ляшенко, М. И. Носенко // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2008. – № 1. – С. 30–33
8. Исследование уплотнения при деформации пористых материалов / Н. А. Шестаков [и др.] // Изв. Тул. госуд. ун-та. Техн. науки. – 2011. – Вып. 3. – С. 440–448.
9. Тучинский, Л. И. Композиционные материалы, получаемые методом пропитки / Л. И. Тучинский. – М.: Металлургия, 1986. – 208 с.
10. Дьячкова, Л. Н. Исследование влияния методов получения на структуру и свойства инфильтрованного материала на основе железа / Л. Н. Дьячкова // Материалы, технологии, инструменты. – 2007. – Т. 12, № 2. – С. 60–63.
11. Pelletiers, T. W. Copper-Infiltrated Steels / T. W. Pelletiers, W. K. Daye // ASM Handbook. – ASM International, Materials Park, OH, 1998. – Vol. 7: Powder Metallurgy / eds.: P. Samal, E. Klar. – P. 326–330. <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v07.a0006076>
12. Термообработка порошковых сталей / С. И. Богодухов [и др.] // Вестн. ОГУ. – 2004. – № 5. – С. 150–153.
13. Теплофизические свойства псевдосплава железо-медь / С. В. Демидков [и др.] // Порошковая металлургия. – 1992. – № 10. – С. 38–42.
14. Особенности текстурирования при холодной прокатке псевдосплавов / Р. В. Минакова [и др.] // Порошковая металлургия. – 2000. – № 1/2. – С. 88–96.
15. Влияние инфильтрации и горячей штамповки на свойства порошковых железо-медных материалов: компьютерное моделирование и эксперимент / Л. Н. Дьячкова [и др.] // Новейшие технологии в порошковой металлургии и керамике: материалы Междунар. конф., Киев, 8–12 сент. 2003 г. – Киев, 2003. – С. 152–153.
16. Смышляева, Т. В. Изотермический распад переохлажденного аустенита в псевдосплавах хромоникелевая сталь-медь / Т. В. Смышляева, А. А. Шацов // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2000. – № 1. – С. 11–14.
17. Гуревич, Ю. Г. Кинетика превращения аустенита в порошковой стали ЖГр1ДЗ до и после пропитки медью / Ю. Г. Гуревич, А. Г. Ивашко, И. Ф. Паньшин // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1985. – № 11. – С. 139–140.
18. Дьячкова, Л. Н. Влияние термической обработки на структуру и свойства инфильтрованных материалов на основе порошковых углеродистых сталей / Л. Н. Дьячкова, Л. Ф. Керженцева // Перспективы развития поверхностного и объемного упрочнения сплавов. – Минск: БНТУ, 2004. – С. 161–164.
19. Дьячкова, Л. Н. Закономерности формирования структуры псевдосплавов системы порошковая сталь – медный сплав, получаемых инфильтрацией / Л. Н. Дьячкова, П. А. Витязь // Доклады Нац. акад. наук Беларуси. – 2012. – Т. 56, № 5. – С. 106–114.
20. Шацов, А. А. Особенности структуры метастабильных псевдосплавов «сталь – медь» / А. А. Шацов // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2007. – № 6. – С. 21–24.
21. Маликов, Л. С. Использование принципа получения метастабильного аустенита, регулирования его количества и стабильности при разработке экономнолегированных сплавов и упрочняющих обработок / Л. С. Маликов // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1996. – № 2. – С. 35–39.
22. Колачев, Б. А. Металловедение и термическая обработка цветных металлов и сплавов / Б. А. Колачев, В. А. Ливанов. – М.: Металлургия, 1981. – 416 с.
23. Новиков, И. И. Теория термической обработки металлов / И. И. Новиков. – М.: Металлургия, 1986. – 480 с.
24. Hendrickson, A. A. Impact forging of sintered steel performs / A. A. Hendrickson, P. M. Machmeier, D. W. Smith // Powder Metallurgy. – 2000. – Vol. 43, № 4. – P. 327–344.

## References

1. Ermakov S. S. *Powder Steels and Products*. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1990. 319 p. (in Russian).
2. Shutt V. *Powder metallurgy. Sintered and Composite Materials*. Moscow, Metallurgiya Publ., 1983. 520 p. (in Russian).
3. Gurevich Yu. G., Rakhmanov V. I. *Heat Treatment of Powder Steels*. Moscow, Metallurgiya Publ., 1985. 80 p. (in Russian).
4. Grevnov L. M. Some features of heat treatment of sintered porous steels. *Poroshkovaya metallurgiya = Powder Metallurgy*, 1998, no. 11–12, pp. 16–19 (in Russian).
5. Krasheninnikov N. G., Kapranov V. I., Alibekov S. Ya., Salmanov R. S. Some features of heat treatment of iron-based powder materials. *Vestnik Kazanskogo tekhnologicheskogo universiteta* [Bulletin of Kazan Technological University], 2013, vol. 16, no. 21, pp. 128–130 (in Russian).

6. Lyudagovsky A. V., Kosmodamiansky A. S., Polyakova M. A., Krasnov Yu. I. Influence of heat treatment on the change in mechanical properties of cermet composition based on iron. *Vestnik MGSU = Monthly Journal on Construction Architecture*, 2013, no. 6, pp. 117–122 (in Russian).
7. Pavlov V. A., Lyashenko A. P., Nosenko M. I. Promising technological processes of powder metallurgy. *Novi materiali v metalurgii ta mashinobuduvanni = New Materials and Technologies in Metallurgy and Mechanical Engineering*, 2008, no. 1, pp. 30–33 (in Russian).
8. Shestakov N. A., Subich V. N., Maksimenko A. E., Lysyuk M. V. Study of compaction during deformation of porous materials. *Izvestiya Tul'skogo gosudarstvennogo universiteta. Tekhnicheskie nauki = Izvestiya Tula State University. Technical Science*, 2011, no. 3, pp. 440–448 (in Russian).
9. Tuchinsky L. I. *Composite Materials Obtained by the Impregnation Method*. Moscow, Metallurgiya Publ., 1986. 208 p. (in Russian).
10. Dyachkova L. N. Investigation of the influence of production methods on the structure and properties of an infiltrated material based on iron. *Materialy, tekhnologii, instrumenty [Materials, Technologies, Tools]*, 2007, vol. 12, no. 2, pp. 60–63 (in Russian).
11. Pelletiers T. W., Daye W. K. Copper-Infiltrated Steels. Samal P., Klar E. (eds.) *ASM Handbook. Vol. 7: Powder Metallurgy*. ASM International, Materials Park, OH, 1998, pp. 326–330. <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v07.a0006076>
12. Bogodukhov S. I., Proskurin A. D., Kozik E. S., Sheinin B. M. Heat treatment of powder steels. *Vestnik OGU = Bulletin of the Orenburg State University*, 2004, no. 5, pp. 150–153 (in Russian).
13. Demidkov S. V., Dyachkova L. N., Zvonarev E. V. Thermophysical properties of pseudo-alloy iron-copper. *Poroshkovaya metallurgiya = Powder Metallurgy*, 1992, no. 10, pp. 38–42 (in Russian).
14. Minakova R. V., Rachek A. P., Kryachko L. A. [et al.]. Features of texturing during cold rolling of pseudoalloys. *Poroshkovaya metallurgiya = Powder Metallurgy*, 2000, no. 1–2, pp. 88–96 (in Russian).
15. Dyachkova L. N., Gorokhov V. M., Zvonarev E. V. [et al.]. Influence of infiltration and hot stamping on the properties of powder iron-copper materials: computer modeling and experiment. *Noveishie tekhnologii v poroshkovoi metallurgii i keramike: materialy Mezhdunarodnoi konferentsii, Kiev, 8–12 sentyabrya 2003 g. [Newest Technologies in Powder Metallurgy and Ceramics: Materials of the International Conference, Kiev, Ukraine, September 8–12, 2003]*. Kiev, 2003, pp. 152–153 (in Russian).
16. Smyshlyaeva T. V., Shatsov A. A. Isothermal decomposition of supercooled austenite in pseudoalloys of chromium-nickel steel-copper. *Metallovedenie i termicheskaya obrabotka metallov [Metallurgy and Heat Treatment of Metals]*, 2000, no. 1, pp. 11–14 (in Russian).
17. Gurevich Yu. G., Ivashko A. G., Panshin I. F. Kinetics of austenite transformation in powder steel FeGr1Cu3 before and after copper impregnation. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*, 1985, no. 11, pp. 139–140 (in Russian).
18. Dyachkova L. N., Kerzhentseva L. F. Influence of heat treatment on the structure and properties of infiltrated materials based on powder carbon steels. *Prospects for the Development of Surface and Volumetric Hardening of Alloys*. Minsk, Belarusian National Technical University, 2004, pp. 161–164 (in Russian).
19. Dyachkova L. N., Vityaz P. A. Patterns of the formation of the structure of pseudoalloys of the powder steel – copper alloy system obtained by infiltration. *Doklady Natsional'noi akademii nauk Belarusi = Doklady of the National Academy of Sciences of Belarus*, 2012, vol. 6, no. 5, pp. 106–114 (in Russian).
20. Shatsov A. A. Features of the structure of metastable pseudoalloys “steel – copper” *Metallovedenie i termicheskaya obrabotka metallov [Metallurgy and Heat Treatment of Metals]*, 2007, no. 6, pp. 21–24 (in Russian).
21. Malikov L. S. Using the principle of obtaining metastable austenite, regulating its amount and stability in the development of economically alloyed alloys and hardening treatments. *Metallovedenie i termicheskaya obrabotka metallov [Metallurgy and Heat Treatment of Metals]*, 1996, no. 2, pp. 35–39 (in Russian).
22. Kolachev B. A., Livanov V. A. *Metallurgy and Heat Treatment of Non-Ferrous Metals and Alloys*. Moscow. Metallurgiya Publ., 1981. 416 p. (in Russian).
23. Novikov I. I. *Theory of Heat Treatment of Metals*. Moscow. Metallurgiya Publ., 1986. 480 p. (in Russian).
24. Hendrickson A. A., Machmeier P. M., Smith D. W. Impact forging of sintered steel performs. *Powder Metallurgy*, 2000, vol. 43, no. 4, pp. 327–344.

### Информация об авторе

Дьячкова Лариса Николаевна – доктор технических наук, доцент, заведующий лабораторией, Институт порошковой металлургии имени академика О. В. Романа (ул. Платонова, 41, 220005, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0003-1850-6221>. E-mail: [dyachkova@tut.by](mailto:dyachkova@tut.by)

### Information about the author

Larisa N. Dyachkova – D. Sc. (Engineering), Associate Professor, Head of the Laboratory, Academician O. V. Roman Powder Metallurgy Institute (41, Platonov Str., 220005, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0003-1850-6221>. E-mail: [dyachkova@tut.by](mailto:dyachkova@tut.by)

ISSN 1561-8358 (Print)  
ISSN 2524-244X (Online)

**МАШИНОСТРОЕНИЕ, МЕХАНИКА**  
**MECHANICAL ENGINEERING, MECHANICS**

УДК 621.923.04  
<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-39-48>

Поступила в редакцию 05.01.2022  
Received 05.01.2022

**Л. М. Акулович<sup>1</sup>, Л. Е. Сергеев<sup>1</sup>, М. М. Дечко<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>Белорусский государственный аграрный технический университет, Минск, Республика Беларусь,  
<sup>2</sup>ОАО «ЛМЗ Универсал», Солигорск, Минская область, Республика Беларусь

**ВЛИЯНИЕ СВОЙСТВ РАБОЧЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СРЕДЫ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ  
ПОВЕРХНОСТИ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ПРИ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ  
ОБРАБОТКЕ**

**Аннотация.** Приведены результаты экспериментальных исследований параметров шероховатости поверхностей беговых дорожек шариковых подшипников из стали ШХ-15 и производительности процесса магнитно-абразивной обработки в зависимости от свойств компонентов рабочей технологической среды. При исследованиях использовали методы математического моделирования технологического процесса магнитно-абразивной обработки, последующего анализа полученных многофакторных уравнений регрессии для выявления наиболее значимых технологических факторов по критериям их взаимодействия и относительного влияния на шероховатость поверхности и производительность обработки. Установлен относительный суммарный вклад в изменение шероховатости обработанной поверхности ( $R_a$ , мкм) и производительности обработки ( $\Delta G$ , мг/мин): одиночных управляющих технологических факторов 29,1 % и 48,2 % соответственно; взаимодействующих управляющих технологических факторов 46,8 % и 45,9 % соответственно. Управляющие технологические факторы в порядке убывания степени влияния по обобщенной значимости располагаются в последовательности: водородный показатель pH, градиент магнитной индукции  $B$  (Тл/мм), микротвердость абразива  $HV$  (ГПа), вязкость СОЖ  $\gamma$  (сСт), время обработки  $t$  (с) и магнитная проницаемость  $\mu$  (мкГн/м). Приведено толкование физических механизмов взаимодействия управляющих технологических факторов. Полученные результаты количественной оценки относительного суммарного вклада одиночных управляющих технологических факторов могут быть использованы при назначении режимов магнитно-абразивной обработки колец подшипников, а их (факторов) взаимодействия – в исследованиях синергизма параметров рабочей технологической среды, что позволяет получить значительно больший эффект, чем использование каждого параметра в отдельности.

**Ключевые слова:** магнитно-абразивная обработка, магнитная индукция, рабочая технологическая среда, регрессионный анализ, смазочно-охлаждающее технологическое средство, ферроабразивные порошки, синергизм

**Для цитирования:** Акулович, Л. М. Влияние свойств рабочей технологической среды на шероховатость поверхности и производительность при магнитно-абразивной обработке / Л. М. Акулович, Л. Е. Сергеев, М. М. Дечко // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2022. – Т. 67, № 1. – С. 39–48. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-39-48>

**Leonid M. Akulovich<sup>1</sup>, Leonid E. Sergeev<sup>1</sup>, Mikhail M. Dechko<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>Belarusian State Agrarian Technical University, Minsk, Republic of Belarus  
<sup>2</sup>JSC “LMZ Universal”, Soligorsk, Minsk Region, Republic of Belarus

**INFLUENCE OF PROPERTIES OF THE WORKING TECHNOLOGICAL ENVIRONMENT ON THE SURFACE  
ROUGHNESS AND PRODUCTIVITY DURING MAGNETIC ABRASIVE MACHINING**

**Abstract.** The results of experimental studies of the surface roughness parameters of ball bearing treadmills made of steel SHX-15 and the performance of the magnetic abrasive treatment process depending on the properties of the components of the working process medium are presented. The research used methods of mathematical modeling of the technological process of magnetic abrasive processing, subsequent analysis of the obtained multivariate regression equations to identify the most significant technological factors according to the criteria of their interaction and relative influence on surface roughness and processing

performance. The relative total contribution to the change in the roughness of the treated surface ( $Ra$ , microns) and processing performance ( $\Delta G$ , mg/min) was established: single control technological factors affect 29,1 % and 48,2 %, respectively; interacting control technological factors 46,8 % and 45,9 %, respectively. The controlling technological factors in descending order of the degree of influence by generalized significance are arranged in the sequence: hydrogen pH, gradient of magnetic induction  $B$  (T/mm), microhardness of abrasive  $HV$  (GPa), coolant viscosity  $\gamma$  (cSt), processing time  $t$  (s) and magnetic permeability  $\mu$  ( $\mu\text{H/m}$ ). The interpretation of the physical mechanisms of interaction of controlling technological factors is given. The obtained results of a quantitative assessment of the relative total contribution of single control technological factors can be used in assigning modes of magnetic abrasive treatment of bearing rings, and their interaction – in studies of the synergism of the parameters of the working technological environment, which allows obtaining a much greater effect than using each parameter separately.

**Keywords:** magnetic abrasive machining, magnetic induction, working technological environment, regression analysis, lubricating and cooling technological agent, ferroabrasive powders, synergism

**For citation:** Akulovich L. M., Sergeev L. E., Dechko M. M. Influence of properties of the working technological environment on the surface roughness and productivity during magnetic abrasive machining. *Vestsi Natsyyanal' nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2022, vol. 67, no. 1, pp. 39–48 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-39-48>

**Введение.** Известно, что от свойств и состояния поверхностных слоев деталей, которые наиболее подвержены внешним воздействиям, зависит надежность и ресурс работы машин и механизмов [1]. Современное машиностроение располагает достаточно большим количеством методов и способов формирования рабочих поверхностей деталей машин с обеспечением заданных шероховатости и физико-механических свойств [2–6], в том числе пластическое деформирование поверхностного слоя, механическая обработка лезвийными и абразивными инструментами, электрофизические и электрохимические методы. Однако по производительности и экологичности доминирующим финишным методом остается механическая абразивная обработка, которая нередко является единственно возможным способом достижения требуемого качества поверхности. В обеспечение эксплуатационных характеристик поверхностей деталей машин значительный вклад вносит их топография, сформированная технологическим процессом при изготовлении. Так, величина и форма микронеровностей на рабочих поверхностях деталей оказывает существенное влияние на износостойкость трущихся поверхностей. Уменьшение микронеровностей обеспечивает более благоприятный микропрофиль, облегчающий трение и снижающий износ сопрягаемых поверхностей. Формирование микропрофиля поверхностей деталей происходит при их изготовлении на операциях финишной обработки, доля которых в производственных процессах постоянно увеличивается в связи с внедрением новых технологий изготовления заготовок (обработка давлением, точное литье, порошковая металлургия и т.п.), снижающих припуски на механическую обработку [2]. В машиностроении около 80 % рабочих поверхностей деталей машин подвергается финишной обработке, удельная трудоемкость которой составляет 20–45 % в общей трудоемкости изготовления изделий [3].

По виду режущего инструмента существующие методы финишной абразивной обработки поверхностей можно разделить на обработку закрепленным, свободным и подвижно-координированным абразивным зерном. При любом способе финишной абразивной обработки важнейшим фактором является возможность изменять давление частиц абразивного порошка на обрабатываемую поверхность заготовки. В незакрепленном состоянии частицы абразива более полно используют свои режущие способности, так как происходит нивелирование их рабочих кромок относительно обрабатываемой поверхности. К одному из перспективных способов финишной обработки эластичным инструментом относится магнитно-абразивная обработка (МАО). В процессе МАО ферроабразивные порошки (ФАП) в свободном состоянии помещают в магнитное поле (МП) (рис. 1), под действием которого зерна порошка ориентируются так, что к обрабатываемой поверхности обращены их наиболее острые кромки. В результате этого на протяжении всего цикла обработки имеет место процесс ориентированного абразивного резания эластичным инструментом. Под действием магнитного поля в процессе обработки происходит переориентация незакрепленных ферроабразивных зерен (ФАЗ), которые стремятся сориентироваться наибольшей осью перпендикулярно обрабатываемой поверхности. Режущий инструмент при МАО формируется непосредственно в рабочем зазоре  $\delta$  (см. рис. 1) путем самоорганизованной ориентации множества незакрепленных ФАЗ относительно обрабатываемой поверхности [7, 8]. Поэтому для реализации МАО не требуется изготавливать профилирующий абразивный инструмент, а так-

же периодически его править, что в 2–3 раза снижает затраты на инструмент. MAO обеспечивает шероховатость поверхности по параметру  $Ra = 0,01–0,4$  мкм, снижение температуры резания по сравнению с традиционными методами абразивной обработки, что способствует образованию нового качества поверхности и структуры поверхностного слоя.

Известно [7, 9–11], что основными факторами, характеризующими процесс MAO и определяющими его производительность и качество обработанных поверхностей, являются компоненты рабочей технологической среды (РТС). К ним относятся:

ферроабразивный порошок, из которого формируется режущий инструмент;

электромагнитное поле (ЭМП), которое удерживает ФАП в рабочем зазоре и формирует из него абразивную щетку;

смазочно-охлаждающее технологическое средство (СОТС), облегчающее процесс резания и повышающее интенсивность срезания неровностей.

Однако опубликованные работы не содержат результатов исследований в области ковариантности и интеграции компонентов РТС, что не позволяет целенаправленно управлять процессом MAO с целью обеспечения высокой производительности обработки, снижения расхода электроэнергии, дорогостоящих ферроабразивного порошка и смазочно-охлаждающих технологических средств. Это объясняется тем, что у исследователей о режущем инструменте сложилось устойчивое представление только как о ФАП без учета синергического воздействия РТС и роли СОТС и ЭМП [12, 13]. Это часто приводит к ошибкам при выборе и назначении режимов и параметров MAO, а в результате – к непроизводительным потерям и пониженным эксплуатационным свойствам деталей. Отсутствие научно обоснованных диапазонов параметров РТС и системных данных о механизме концентрации ЭМП в зоне обработки при изменении формы и габаритов деталей не способствует промышленному внедрению технологии MAO. Синергический подход, выявляющий наиболее важные стороны каждого из компонентов РТС, позволит интенсифицировать MAO поверхностей тел вращения на основе ковариантности свойств и их взаимного влияния.

*Цель исследования* – установить наиболее значимые параметры компонентов рабочей технологической среды при магнитно-абразивной обработке, определить степень взаимовлияния их свойств и влияние на шероховатость поверхности и производительность обработки.

Задачи состоят в формализации процесса MAO, выявлении эффектов взаимодействия технологических факторов и количественной оценке относительного вклада каждого фактора, что позволит раскрыть потенциальные возможности магнитно-абразивной обработки.

**Методика исследований.** Динамическая модель, характеризующая переход процесса MAO из одного состояния в другое, усложняется набором неоднозначных и (или) изменяющихся входных параметров:

ферроабразивные зерна имеют стохастическую геометрию и в процессе MAO в результате самоорганизации самопроизвольно (случайным образом) распределяются на обрабатываемой поверхности;

режущая способность ферроабразивной «щеткой» зависит от степени уплотнения ФАЗ, что носит стохастический характер;

интенсивность резания каждым ферроабразивным зерном зависит как от степени воздействия ЭМП на компоненты РТС, так и от магнитной проницаемости ФАЗ, а также от свойств СОТС.

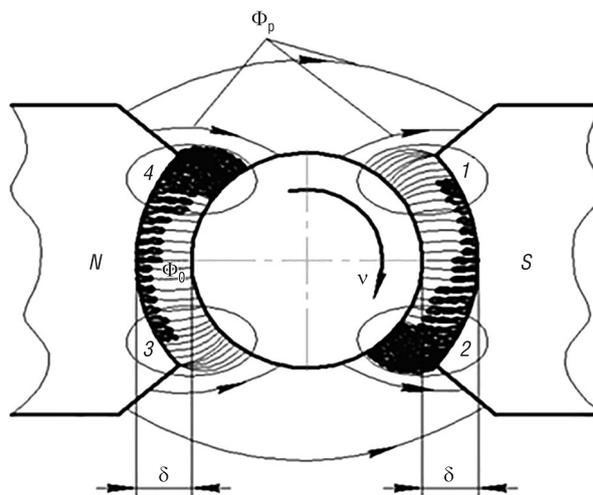


Рис. 1. Схема магнитно-абразивной обработки наружных цилиндрических поверхностей:  $\Phi_0$  – основной магнитный поток,  $\Phi_p$  – поток рассеивания,  $\delta$  – рабочие зазоры,  $v$  – линейная скорость перемещения обрабатываемой поверхности,  $N$  и  $S$  – северный и южный полюсы магнитов,  $1–4$  – зоны формирования режущего инструмента

Fig. 1. Scheme of magnetic-abrasive treatment of external cylindrical surfaces:  $\Phi_0$  – main magnetic flux,  $\Phi_p$  – scattering flux,  $\delta$  – working gaps,  $v$  – linear velocity of movement of the treated surface,  $N$  and  $S$  – are the north and south poles of the magnets,  $1–4$  – cutting tool formation zones

Указанные особенности дают основание процесс MAO уподобить открытой нелинейной самоорганизующейся системе [14, 15], подверженной колебаниям, в результате которых она развивается и движется к относительно устойчивому состоянию. Этому способствует постоянный энергетический и материальный обмен системы с окружающей средой. Нелинейный характер параметров самоорганизации процесса MAO затрудняет возможность однозначно прогнозировать результаты обработки и оптимизировать режимы технологического процесса традиционными методами. Используя фундаментальные представления и выводы синергетики как науки о совместном действии факторов, самоорганизующихся в системы, можно априори утверждать наличие следующих общих свойств системы «станок – деталь – управляющее устройство» [16]. Например, выявлено, что при MAO лезвий режущих сегментов из стали 65Г замена ферроабразивного порошка Ж15КТ (ТУ 6-09-03-483–81) на Царамам-А (ТУ 06482–81) и смазочно-охлаждающего технологического средства Аквол-10 (ТУ 3840130–75) на СинМА-1 (ТУ 38.5901176–91) при прочих равных условиях приводит к уменьшению времени скругления кромки изделий в 2,6 раза [17]. Это указывает на необходимость исследования структуры и химического состава ФАП и различных составов СОТС, их ковариантности и взаимовлияния на процесс обработки и диспергирования при наложении МП. В [18] представлены данные, что после MAO резцов достигнуто повышение их стойкости в 2÷3 раза при использовании магнитных индукторов с возможностью варьирования величиной магнитной индукции в зоне резания изменением положения индуктора. Поскольку определение топографии ЭМП связывается с интуитивным подходом, то для эффективного решения задачи требуется персонал высокой квалификации.

Сложность процесса MAO, обусловленная самоорганизацией формирования режущего инструмента и изменением в процессе обработки его режущей способности, характеризуется нелинейными зависимостями выходных параметров от технологических режимов и синергетической природой многих явлений.

При решении подобных задач, как правило, показатели качества и производительности являются конфликтующими параметрами, оптимальные значения которых достижимы при различных значениях управляющих факторов. Поэтому оптимизация технологического процесса требует поиска варианта, компромиссного по обоим критериям. Эффективной методологией решения этой проблемы является математическое моделирование, основанное на получении многофакторных уравнений, описывающих поведение технологического процесса и его многокритериальную оптимизацию с помощью построенной математической модели. Количественная оценка эффектов взаимодействия факторов заключается в поиске адекватных математических моделей, содержащих параметры, которые характеризуют эффект синергизма [17, 18]. В связи с этим количественный анализ взаимодействия технологических факторов состоит в оценке численных значений параметров математических моделей и их обобщенных характеристик.

При MAO эффекты взаимодействия технологических факторов наиболее полно проявляются при финишной обработке беговых дорожек колец подшипников качения, которые широко применяются в изделиях машиностроения. Сложный профиль поверхности беговых дорожек и требования по обеспечению их высокой геометрической точности обуславливают при MAO наличие множества неконтролируемых факторов, что приводит к необходимости выделить в качестве обобщенных характеристик параметры РТС одной физической природы.

На основе априорной информации [1, 3, 7–11] в качестве управляющих факторов при MAO выбраны основные показатели компонентов РТС, характеризующие их физические свойства и функциональное назначение (таблица):

**Управляющие факторы процесса магнитно-абразивной обработки**  
**Control factors of the process of magnetic-abrasive processing**

Управляющий фактор		Уровень фактора		
наименование	обозначение	основной	верхний	нижний
Градиент магнитной индукции, $B$ , Тл/мм	$X_1$	0,8	1,0	0,6
Магнитная проницаемость, $\mu$ , мкГн/м	$X_2$	8	11	5
Водородный показатель, рН	$X_3$	8	9,5	6,5
Микротвердость абразива, $HV$ , ГПа	$X_4$	10	12	8
Вязкость СОЖ, $\gamma$ , сСт	$X_5$	30	50	10
Время обработки, $t$ , с	$X_6$	90	135	45

градиент магнитной индукции обуславливает силовое воздействие МП на ферроабразивные зерна по величине и направлению, а время обработки – продолжительность этого воздействия;

магнитная проницаемость и микротвердость абразива определяют магнитные свойства ФАП и режущую способность абразивных зерен;

вязкость смазочно-охлаждающей жидкости и водородный показатель (кислотность) характеризуют технологические свойства СОТС.

Экспериментальные исследования были проведены на установке СФТ 2.150.00.00.000 при MAO беговых дорожек шариковых подшипников 1000 812 (ГОСТ 8338–75) из стали ШХ-15 (ГОСТ 801–78). Параметрами оптимизации MAO приняты производительность процесса ( $\Delta G$ , мг/мин) и шероховатость обработанной поверхности ( $Ra$ , мкм). Постоянные параметры и режимы MAO: скорость резания – 2 м/с; частота осцилляции – 1420 дв. ход./мин; амплитуда осцилляции – 3 мм; величина рабочего зазора – 1 мм. Используемый ФАП: 1) Ж15КТ; 2) Fe–TiC; 3) FeV<sub>x</sub>–W<sub>4</sub>C; размерность зерен ФАП – 0,16–0,20 мм. Применяемая СОТС: 1) СинМА-1; 2) Э2 (ГОСТ 1975–75); 3) СОТС (патент Респ. Беларусь № 23142), 3%-ный водный раствор [19].

Шероховатость образцов измерялась до и после обработки в трех разных сечениях на профилографе-профилометре модели 252 (завод-производитель «Калибр», Российская Федерация). В каждом сечении выполнялось по четыре замера. По результатам всех измерений находилось среднеарифметическое значение шероховатости поверхности каждого образца.

Построение количественной зависимости выходных параметров процесса MAO от варьируемых факторов осуществлено с помощью регрессионного анализа [20, 21]. При построении регрессионных моделей неизвестную функцию, как правило, заменяют полиномом, например, второго порядка. Для оценки коэффициентов многофакторных полиномов эксперименты реализуют по методике математического планирования с целью уменьшения числа опытов. Но при этом приближение модели к реальной зависимости (аппроксимация) базируется на оценке различия между экспериментальными и расчетными данными только по тем значениям, которые получены в точках плана. В результате интерполяция по регрессионной модели в область с малым числом экспериментальных данных (например, в «звездных» точках центральных композиционных планов) может давать результаты, не соответствующие физическим свойствам оцениваемого параметра. Особенно наглядно это проявляется для параметров, асимптотически приближающихся к нулю (например, шероховатость) и не принимающих отрицательных значений по их физическому смыслу.

Для обеспечения указанных свойств уравнений регрессии выполнены преобразования параметров оптимизации  $Y_1 = \ln(Ra)$ ,  $Y_2 = \ln(\Delta G)$ . В качестве уравнения регрессии был выбран полином 2-го порядка, дополненный трехфакторными взаимодействиями.

Эксперимент выполнялся по матрице центрального композиционного ортогонального плана, включающего 77 опытов со звездным плечом  $\alpha = \sqrt{8}$ . Опыты дублировались по 9 раз, и в каждом из них производилась оценка принятых параметров оптимизации. Статистический анализ результатов экспериментов выполнен в программе Statistica (TIBCO Software) с помощью процедуры «Обобщенные линейные и нелинейные модели» методом пошагового регрессионного анализа с исключением статистически незначимых коэффициентов.

**Результаты и их обсуждение.** В результате проведенных исследований получены уравнения регрессии в нормированных координатах, определяющие зависимости шероховатости поверхности  $Ra$ , мкм, и производительности процесса MAO  $\Delta G$ , мг/мин, от управляющих технологических факторов:

$$Ra = \exp(-2,3649 - 0,0831X_1 + 0,0729X_2 - 0,1139X_3 + 0,1450X_4 + 0,1597X_5 + 0,0591X_6 - 0,0332X_1X_3 - 0,0448X_1X_6 + 0,0869X_2X_3 - 0,1752X_2X_4 + 0,0493X_3X_5 - 0,0560X_3X_6 - 0,0648X_4X_6 + 0,1540X_1^2 + 0,0587X_2^2 + 0,1904X_3^2 + 0,0601X_5^2 + 0,0609X_6^2 + 0,1088X_1X_2X_3 - 0,0401X_1X_2X_4 - 0,0322X_1X_2X_5 - 0,0788X_2X_3X_4 + 0,0502X_2X_3X_6 - 0,0561X_3X_4X_5 + 0,0398X_3X_4X_6 - 0,0823X_4X_5X_6);$$

$$\Delta G = \exp(-1,3527 + 0,0976X_1 + 0,1457X_3 - 0,0522X_4 + 0,0542X_6 - 0,0250X_1X_2 - 0,0213X_1X_3 - 0,0383X_1X_4 - 0,0288X_1X_5 - 0,0415X_2X_3 + 0,0630X_2X_4 - 0,0215X_2X_6 - 0,0438X_1^2 - 0,0567X_1X_2X_3 - 0,0286X_1X_2X_4).$$

Анализ коэффициентов регрессии показывает значительное взаимовлияние технологических факторов МАО, подтверждаемое статистической значимостью коэффициентов регрессии при двух- и трехфакторных взаимодействиях. На рис. 2 и 3 отражен относительный вклад факторов и их взаимодействий на изменение шероховатости обработанной поверхности  $Ra$  и производительности  $\Delta G$  в процессе МАО соответственно.

Для параметров, связанных с удалением материала с поверхности и образованием присущей МАО шероховатости, основное значение имеет двойное факторное взаимодействие  $\mu \cdot HV$ , которое определяет формирование цепочечной структуры ферроабразивной «щетки», поскольку возможна миграция цепочек зерен ФАП. В результате этой миграции часть порошка переносится с поверхностью детали из одного рабочего зазора в другой и непрерывно перераспределяется по длине профиля в рабочем зазоре, увеличивая поток рассеивания. Распределение и ориентация ФАЗ в соответствии с градиентом магнитной индукции по обрабатываемой поверхности обеспечивает давление инструмента на обрабатываемую поверхность, что определяет размерный и массовый съем материала.

Другое двойное факторное взаимодействие  $\mu \cdot pH$  выполняет функцию удержания агентов СОТС как проводника 2-го рода в пористом скелете ферроабразивной «щетки». Пена, образующаяся при гидродинамической неустойчивости течения СОТС и наличии в пористой среде волн давления, создаваемых вибрацией цепочечных структур ФАЗ, приводит к удалению субстрата отходов в процессе МАО. Это способствует повышению эффективности процесса обработки, так как образующиеся структуры субстрата препятствуют диспергированию срезаемой стружки.

Для повышения производительности процесса МАО и достижения требуемой шероховатости поверхности главное значение имеет тройное взаимодействие  $B \cdot \mu \cdot pH$ , которое обеспечивает рост диспергирования и пластического деформирования поверхностного слоя при абразивной обработке происходящими на поверхности детали электрохимическими процессами в присутствии химических или поверхностно-активных веществ – компонентов СОТС. Механизм реализации элек-

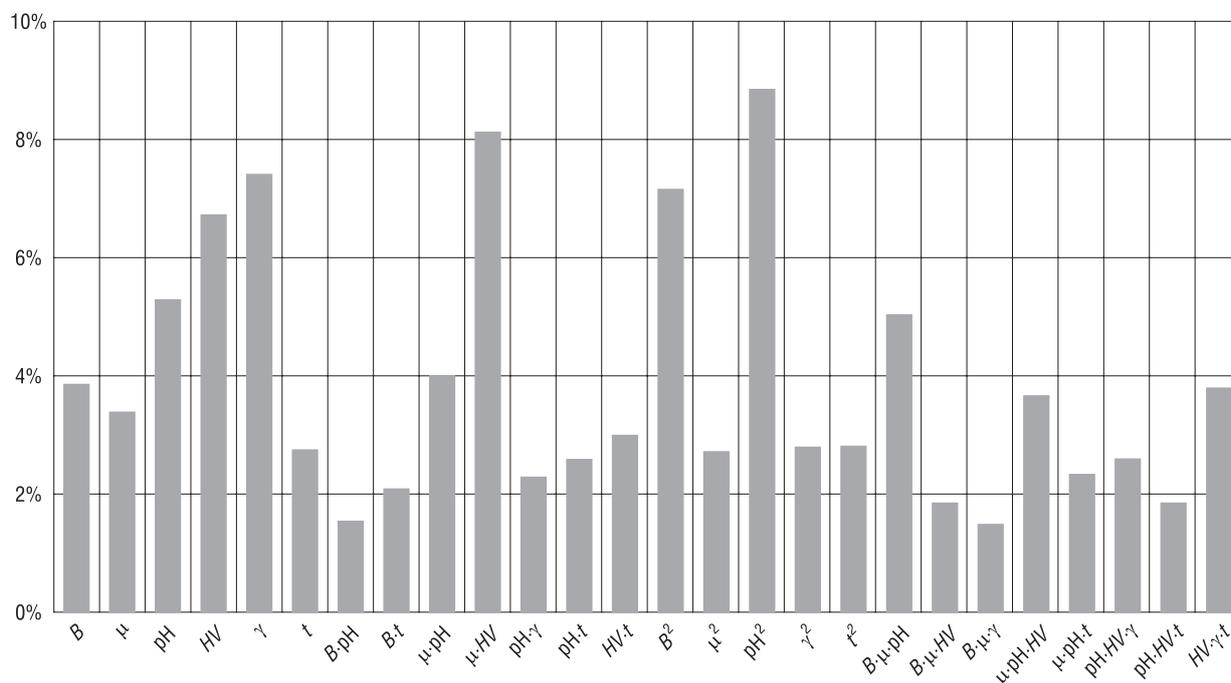


Рис. 2. Относительный вклад факторов магнитно-абразивной обработки и их взаимодействий в изменение шероховатости обработанной поверхности в процессе магнитно-абразивной обработки: pH – водородный показатель;  $B$  – градиент магнитной индукции, Тл/мм;  $HV$  – микротвердость абразива, ГПа;  $\gamma$  – вязкость смазочно-охлаждающей жидкости, сСт;  $t$  – время обработки, с;  $\mu$  – магнитная проницаемость, мкГн/м

Fig. 2. Relative contribution of magnetic-abrasive machining factors and their interactions to the change in the roughness of the machined surface during magnetic-abrasive machining: pH – pH value;  $B$  – magnetic induction gradient, T/mm;  $HV$  – abrasive microhardness, GPa;  $\gamma$  – viscosity of the cutting fluid, cSt;  $t$  – processing time, s;  $\mu$  – magnetic permeability,  $\mu\text{H/m}$

трических воздействий на поверхностные слои заключается в протекании электрохимических реакций ввиду нарушения электронейтральности. При обработке методом MAO электрохимическая неоднородность поверхности металла приводит к ее дифференциации на анодные (с более отрицательным электронным потенциалом) и катодные (с более положительным электронным потенциалом) составляющие [4]. При MAO поверхностей реализация химического воздействия осуществляется путем анодного растворения металла со сглаживанием шероховатости поверхности ферроабразивными зернами, которая обусловлена присутствием окислителей, входящих в состав СОТС. Поскольку поверхность обрабатываемого материала и РТС представляет собой многоэлектродный гальванический элемент, характеризующийся как система участков «катод–анод», то конкретный характер анодных процессов определяется природой металла и анионным составом СОТС. Повышение съема металла при MAO осуществляется на обрабатываемой поверхности образованием пленок оксидной природы, механическая прочность которых значительно меньше, чем у основного металла.

Второе тройное взаимодействие  $B \cdot \mu \cdot HV$  связано с проявлением магнитоэластического и электроэластического эффектов. Каждый микрообъем поверхностного слоя испытывает действие циклически изменяющихся сил магнитного притяжения, индукционных токов (пинч-эффект) и выделяемой ими теплоты. Проникновение магнитного потока на глубину дефектного слоя и его воздействие многократными импульсами перемагничивания, генерируемыми магнитным полем, приводит к тому, что находящиеся ближе к поверхности слои металла более податливы к деформациям под действием циклически изменяющихся напряжений магнитострикционного происхождения.

Важность третьего тройного взаимодействия  $HV \cdot \gamma \cdot t$  заключается в том, что в ФАЗ происходит разрушение агрегатов, состоящих из субмикронных ферромагнитных частиц железа. Подобное разрушение агрегатов приводит к тому, что парафинированные масляные глобулы выпадают в виде тонкодисперсной и объемной взвеси, осаживаемой на микрорельефе зерен ФАП. Решающим фактором засаливания РТС выступает значительное ускорение коагуляции и коалесценции масляных глобул под действием ЭМП. Глобулы СОТС высокой вязкости не в состоянии преодолеть сужения поровых каналов и образуют сводовые перемычки непосредственно у поверхности данной «щеткой», увеличивая сводовую кольматацию используемых РТС. После образования перемычки начинают удерживаться и глобулы меньшего размера вплоть до необратимой закупорки поровых каналов и снижения проницаемости в зоне закупорки. Образование внешней и внутренней фильтрационной корки как на поверхности, так и в массиве ферроабразивной «щеткой» препятствует дальнейшей фильтрации СОТС, поскольку изменение невозможного радиуса поперечного сечения порового канала уже не осуществляется, а амплитуда перемещения стенки порового канала принимает практически нулевые значения, что связано с высокой вязкостью и приводит к прекращению стружкообразования. Таким образом, взаимное влияние компонентов РТС состоит в том, что ЭМП осуществляет создание и формирование цепочечной структуры ферроабразивной «щеткой», что определяет давление на ФАП и приводит к деформированию срезаемого слоя обрабатываемой поверхности и управлению углом ориентации ФАЗ через градиент МП. Воздействие СОТС проявляется в смачиваемости и охлаждении

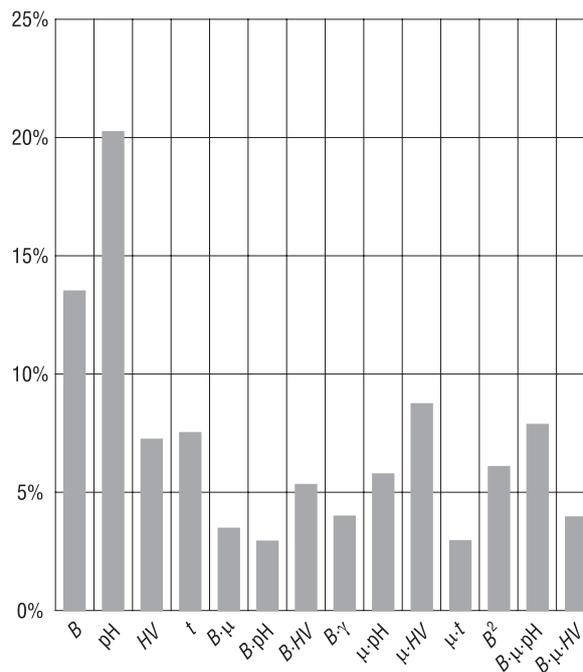


Рис. 3. Относительный вклад факторов магнитно-абразивной обработки и их взаимодействий в изменение производительности  $\Delta G$

Fig. 3. Relative contribution of magnetic abrasive treatment factors and their interactions to the change in productivity  $\Delta G$

обрабатываемой поверхности, нагреваемой при возникновении пинч-эффекта, что в свою очередь повышает пенообразующую способность СОТС и ее проникающую способность в поровое пространство ферроабразивной «щетки». ФАП определяет степень увеличения магнитной проницаемости рабочего зазора как зоны на границе двух сред, поскольку зерна ФАП являются ферромагнетиками. Поровое пространство цепочечной структуры ФАП оказывает важное влияние на сводовую кольматацию агентами СОТС, поскольку стабилизирует режущие свойства ферроабразивных зерен и на основе установившегося теплообмена поддерживает постоянство напряженности.

Проведенный анализ относительного вклада факторов MAO показал, что количественно эффекты их взаимодействия составляют для шероховатости обработанной поверхности ( $Ra$ , мкм) – 46,8 % и для производительности ( $\Delta G$ , мг/мин) – 45,9 %. Эффект от суммы одиночных факторов MAO имеет численное значение: для шероховатости ( $Ra$ , мкм) – 29,1 % и для производительности ( $\Delta G$ , мг/мин) – 48,2 %. Объяснение заключается в том, что производительность ( $\Delta G$ , мг/мин) определяется размерным съемом материала, который сопровождается химическими реакциями на обработанной поверхности. Образование шероховатости носит более сложный характер, зависит от марки инструментального и обрабатываемого материалов и соотносится с рядом физических явлений, таких как пластическое деформирование и упругое восстановление поверхностного слоя, трение контактирующих поверхностей при высокой степени тепловыделения. Срезаемый слой последовательно пересекает семейство плоскостей сдвига материала, приводя к изменению твердости и деформационному упрочнению обрабатываемого слоя, что обуславливает потерю устойчивости процесса резания. По этой причине достижение необходимой шероховатости требует более высокого вклада взаимодействия факторов MAO, обеспечивающих повышение срезания микронеровностей обрабатываемой поверхности.

Проведенный анализ полученных уравнений регрессии показывает, что в порядке убывания значимости влияния на исследуемые параметры управляющие факторы можно расположить в ряды:

$$\Delta G: pH \rightarrow B \rightarrow t \rightarrow HV;$$

$$Ra: \gamma \rightarrow HV \rightarrow pH \rightarrow B \rightarrow \mu \rightarrow t.$$

По обобщенной значимости степень влияния управляющих факторов в порядке ее убывания располагается в такой последовательности: водородный показатель pH, градиент магнитной индукции  $B$  (Тл/мм), микротвердость абразива  $HV$  (ГПа), вязкость СОЖ  $\gamma$  (сСт), время обработки  $t$  (с) и магнитная проницаемость  $\mu$  (мкГн/м).

**Заключение.** Установлены эффекты взаимодействия компонентов рабочей технологической среды при MAO беговых дорожек шариковых подшипников, и определен относительный вклад каждого из физических управляющих факторов:

в повышение производительности ( $\Delta G$ , мг/мин) при двухфакторных ( $\mu \cdot HV$  – 9 %,  $\mu \cdot pH$  – 6,5 %) и трехфакторных ( $B \cdot \mu \cdot pH$  – 7,5 %,  $B \cdot \mu \cdot HV$  – 4 %) взаимодействиях;

в достижение требуемой шероховатости поверхности ( $Ra = 0,1$  мкм) – при двухфакторных ( $\mu \cdot HV$  – 8,2 %,  $\mu \cdot pH$  – 4 %) и трехфакторных ( $B \cdot \mu \cdot pH$  – 5 %,  $B \cdot \mu \cdot HV$  – 1,9 %,  $HV \cdot \gamma \cdot t$  – 3,8 %) взаимодействиях.

На основе разработанных математических моделей выявлены наиболее значимые физические параметры каждого из компонентов РТС путем сравнительного анализа их взаимодействия, исходя из ковариантности свойств и их взаимного влияния.

Количественная оценка эффекта взаимодействия управляющих факторов процесса MAO беговых дорожек подшипников составляет: для шероховатости обработанной поверхности ( $Ra$ , мкм) – 46,8 % и для производительности ( $\Delta G$ , мг/мин) – 45,9 %. Относительный суммарный вклад одиночных факторов имеет численное значение – для шероховатости ( $Ra$ , мкм) – 29,1 %, а для производительности ( $\Delta G$ , мг/мин) – 48,2 %.

Результаты проведенных исследований могут быть использованы при финишной абразивной обработке прецизионных деталей со сложнопрофильными поверхностями в таких отраслях машиностроения, как станкостроение, производство подшипников и приборостроение.

## Список использованных источников

1. Обработка и упрочнение поверхностей при изготовлении и восстановлении деталей / В. И. Бородавко [и др.]; под ред. М. Л. Хейфеца, С. А. Клименко. – Минск: Беларус. навука, 2013. – 463 с.
2. Технологические процессы механической и физико-химической обработки в авиадвигателестроении / В. Ф. Безъязычный [и др.]; под общ. ред. В. Ф. Безъязычного. – М.: Машиностроение, 2007. – 538 с.
3. Финишная обработка поверхностей при производстве деталей / С. А. Клименко [и др.]; под общ. ред. С. А. Чижика, М. Л. Хейфеца. – Минск: Беларус. навука, 2017. – 377 с.
4. Смоленцев, Е. В. Проектирование электрических и комбинированных методов обработки / Е. В. Смоленцев. – М.: Машиностроение, 2005. – 511 с.
5. Энциклопедия машиностроения / А. М. Дальский [и др.]. – М.: Машиностроение, 2000. – Т. 3: Технология изготовления деталей машин. – 420 с.
6. Данилов, В. А. Формообразующая обработка сложных поверхностей резанием / В. А. Данилов. – Минск: Наука и техника, 1995. – 264 с.
7. Сакулевич, Ф. Ю. Основы магнитно-абразивной обработки / Ф. Ю. Сакулевич. – Минск: Наука и техника, 1981. – 326 с.
8. Майборода, В. С. Кинетика формирования микропрофиля поверхности режущего инструмента при магнитно-абразивной обработке / В. С. Майборода, Н. В. Ульяненко // Вісник СумДУ. Сер. Технічні науки. – 2003. – № 2. – С. 104–111.
9. Хомич, Н. С. Магнитно-абразивная обработка ответственных изделий / Н. С. Хомич // Наука и инновации. – 2015. – № 6. – С. 24–26.
10. Скворчевский, Н. Я. Научные основы повышения эффективности магнитно-абразивной обработки созданием сверхсильных магнитных полей и новых технологических сред: автореф. дис. ... д-ра техн. наук : 05.02.08 ; 05.03.01 / Н. Я. Скворчевский ; БГА. – Минск, 1994. – 35 с.
11. Акулович, Л. М. Магнитно-абразивная обработка сложнопрофильных поверхностей деталей / Л. М. Акулович, Л. Е. Сергеев. – Минск: БГАТУ, 2019. – 272 с.
12. Цикарев, В. Г. Опыт получения композиционных материалов системы Ti–Cu–C СВС-процессом / В. Г. Цикарев [и др.] // Известия вузов. Порошковая металлургия и функциональные покрытия. – 2021. – Т. 15, № 4. – С. 4–11. <https://doi.org/10.17073/1997-308X-2021-4-11>
13. Юдин, А. Г. Общие способы обработки поверхностей режущими инструментами / А. Г. Юдин // Вестн. машиностроения. – 2022. – № 1. – С. 78–82.
14. Ефремов, В. Д. Технологическое обеспечение качества рабочих кромок инструмента и деталей / В. Д. Ефремов, П. И. Ящерицын. – Минск: БАТУ, 1997. – 250 с.
15. Магнитно-абразивная обработка многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин в условиях больших рабочих зазоров / В. С. Майборода [и др.] // Наукові праці ДонНТУ. – 2009. – № 6. – С. 157–165.
16. Евгеньев, Г. Б. Синергетическая case-технология создания прикладных интеллектуальных систем // 12-я национальная конференция по искусственному интеллекту с международным участием (КИИ-2010): труды. – М.: Физматлит, 2010. – Т. 3. – С. 294–302.
17. Абдокова, Л. З. Синергетический эффект как результат эффективного управления / Л. З. Абдокова // Фундамент. исследования. – 2016. – № 10. – С. 581–584.
18. Наумова, Ю. А. Синергетические системы в многокомпонентных эластомерных материалах: идентификация, анализ, формирование: дис. ... канд. хим. наук / Ю. А. Наумова; Моск. гос. ун-т тонких хим. технологий им. М. В. Ломоносова. – М., 2017. – 308 с.
19. Состав для приготовления концентрата смазочно-охлаждающей жидкости для магнитно-абразивной обработки металлов : пат. ВУ 23142 / С. К. Дубновицкий, Л. Е. Сергеев, Л. М. Акулович, В. М. Хвисевич, С. Р. Онысько. Оpubл.: 30.10.2020.
20. Лавров, В. В. Методы планирования и обработки результатов инженерного эксперимента / В. В. Лавров, Н. А. Спирин. – Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ-УПИ, 2004. – 257 с.
21. Miller S. H. Experimental Design and Statistics / S. H. Miller. – London: Routledge, 2015. – 186 p. <https://doi.org/10.4324/9780203977644>

## References

1. Borodavko V. I., Ivashko V. S., Klimenko S. A., Kheifets M. L.; Kheifets M. L., Klimenko S. A. (eds.). *Treatment and Hardening of Surfaces in the Manufacture and Restoration of Parts*. Minsk, Belaruskaya navuka Publ., 2013. 463 p. (in Russian).
2. Bez'yazychnyi V. F., Kuzmenko M. L., Krylov V. N., Lobanov A. V.; Bez'yazychnyi V. F. (under total ed.). *Technological Processes of Mechanical and Physical-Chemical Processing in Aircraft Engine Building*. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2007. 538 p. (in Russian).
3. Klimenko S. A., Kopeikina M. Yu., Lavrinenko V. I., Maiboroda V. S., Akulovich L. M., Levin M. L., Kheifets M. L., Khudolei A. L., Chizhik S. A.; Chizhik S. A., Kheifets M. L. (under total eds.). *Finishing Surface in the Production of Parts*. Minsk, Belaruskaya navuka Publ., 2017. 377 p. (in Russian).
4. Smolentsev E. V. *Design of Electrical and Combined Processing Methods*. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2005. 511 p. (in Russian).
5. Dalsky A. M. [et al.]. *Encyclopedia of Mechanical Engineering. Vol. 3. Manufacturing Technology of Machine Parts*. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2000. 420 p. (in Russian).

6. Danilov V. A. *Shaping Processing of Complex Surfaces by Cutting*. Minsk, Nauka i tekhnika Publ., 1995. 264 p. (in Russian).
7. Sakulevich F. Yu. *Fundamentals of Magnetic Abrasive Processing*. Minsk, Nauka i tekhnika Publ., 1981. 326 p. (in Russian).
8. Maiboroda V. S., Ulyanenko N. V. Kinetics of the formation of a micro-profile of the surface of a cutting tool during magnetic abrasive processing. *Visnik Sums'kogo derzhavnogo universitetu. Seriya "Tekhnichni nauki"* [Visnyk of Sumy State University. Series of Technical Sciences], 2003, no. 2, pp. 104–111 (in Russian).
9. Khomich N. S. Magnetic-abrasive treatment of surfaces of critical products. *Nauka i innovatsii = Science and Innovation*, 2015, no. 6, pp. 24–26 (in Russian).
10. Skvorchevskii N. Ya. *Scientific Bases of Increasing the Efficiency of Magnetic-Abrasive Processing by Creating Superstrong Magnetic Fields and New Technological Environments*. Minsk, 1994. 35 p. (in Russian).
11. Akulovich L. M., Sergeev L. E. *Magnetic-Abrasive Treatment of Complex-Profile Surfaces*. Minsk, Belarusian State Agrarian Technical University, 2019. 272 p. (in Russian).
12. Cikarev V. G., Filippenkov A. A., Filippov M. A., Alabushev A. V., Sharapova V. A. Experience in obtaining composite materials of the Ti–Cu–C system by the SHS process. *Izvestiya vuzov. Poroshkovaya metallurgiya i funktsional'nye pokrytiya = Powder Metallurgy and Functional Coatings*, 2021, vol. 15, no. 4, pp. 4–11 (in Russian). <https://doi.org/10.17073/1997-308X-2021-4-11>
13. Yudin A. G. General methods of surface treatment with cutting tools. *Vestnik mashinostroeniya* [Bulletin of Mechanical Engineering], 2022, no. 1, pp. 78–82 (in Russian).
14. Efremov V. D., Yasheritsyn P. I. *Technological Assurance of the Quality of the Working Edges of the Tool and Parts*. Minsk, Belarusian Agrarian Technical University, 1997. 250 p. (in Russian).
15. Mayboroda V. S., Julyi D. Yu., Fesyun B. M., Anisimova A. V., Geychuk V. N. Magnetic-abrasive processing of multifaceted non-regrowth hard-alloy plates in conditions of large working gaps. *Naukovi pratsi DonNTU* [Scientific Works of Donetsk National Technical University], 2009, no. 6, pp. 157–165 (in Russian).
16. Evgenev G. B. Synergetic case technology for creating applied intelligent systems. *12-ya natsional'naya konferentsiya po iskusstvennomu intelektu s mezhdunarodnym uchastiem (KII-2010): Trudy. T. 3* [12th National Conference on Artificial Intelligence with International Participation (KII-2010): Conference Proceedings. Vol. 3]. Moscow, Fizmatlit Publ., 2010, pp. 294–302 (in Russian).
17. Abdokova L. Z. Synergetic effect as a result of effective management. *Fundamental'nye issledovaniya = Fundamental Research*, 2016, no. 10, pp. 581–584 (in Russian).
18. Naumova Yu. A. *Synergistic Systems in Multicomponent Elastomeric Materials: Identification, Analysis, Formation*. Moscow, Moscow State University of Fine Chemical Technologies named after M. V. Lomonosov, 2017. 308 p. (in Russian).
19. Dubnovickii S. K., Sergeev L. E., Akulovich L. M., Hvisevich V. M., Onys'ko S. R. *Composition for the preparation of coolant concentrate for magnetic abrasive treatment of metals*. Patent BY no. 23142. Publ. date 30 October 2020 (in Russian).
20. Lavrov V. V., Spirin N. A. *Methods of Planning and Processing the Results of an Engineering Experiment*. Yekaterinburg, Ural State Technical University – UPI, 2004. 257 p. (in Russian).
21. Miller S. H. *Experimental Design and Statistics*. London, Routledge, 2015. 186 p. <https://doi.org/10.4324/9780203977644>

## Информация об авторах

*Акулович Леонид Михайлович* – доктор технических наук, профессор, профессор кафедры «Технология металлов», Белорусский государственный аграрный технический университет (пр. Независимости, 99, 220023, Минск, Республика Беларусь). E-mail: leo-akulovich@yandex.ru

*Сергеев Леонид Ефимович* – кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры «Технология металлов», Белорусский государственный аграрный технический университет (пр. Независимости, 99, 220023, Минск, Республика Беларусь). E-mail: l.sergeev.mail@gmail.com

*Дечко Михаил Михайлович* – кандидат технических наук, ОАО «ЛМЗ Универсал» (ул. Заводская 4, 223701, Солигорск, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: dech37106@gmail.com

## Information about the authors

*Leonid M. Akulovich* – D. Sc. (Engineering), Professor, Professor of the Department of Technology of Metal, Belarusian State Agrarian Technical University (99, Nezavisimosti Ave., 220023, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: leo-akulovich@yandex.ru

*Leonid E. Sergeev* – Ph. D. (Engineering), Associate Professor, Associate Professor of the Department of Technology of Metal, Belarusian State Agrarian Technical University (99, Nezavisimosti Ave., 220023, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: l.sergeev.mail@gmail.com

*Mikhail M. Dechko* – Ph. D. (Engineering), JSC LMZ – “Universal” (4, Zavodskaya Str., 223701, Soligorsk, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: dech37106@gmail.com

ISSN 1561-8358 (Print)  
ISSN 2524-244X (Online)

**ЭНЕРГЕТИКА, ТЕПЛО- И МАССООБМЕН**  
**POWER ENGINEERING, HEAT AND MASS TRANSFER**

УДК 536.24  
<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-49-56>

Поступила в редакцию 26.01.2022  
Received 26.01.2022

**М. А. Кузьмич, А. А. Артюх**

*Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь*

**ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ТЕПЛООБМЕНА В ЗОНЕ ИСПАРИТЕЛЯ ТЕРМОСИФОНА  
ПРИ ИЗМЕНЕНИИ ФОРМЫ ПОВЕРХНОСТИ КИПЕНИЯ**

**Аннотация.** Рассмотрено влияние некоторых видов обработки поверхности кипения испарителя термосифона на коэффициент теплоотдачи. Разработана и собрана экспериментальная установка «Кольцевой термосифон с возможностью замены нижней части испарителя». Эта особенность позволяет легко производить замену образцов с различными модификациями поверхностей. Приведено описание установки, использованного оборудования и методики проведения исследований. Получены экспериментальные данные, рассчитаны коэффициенты теплоотдачи для исследуемых образцов при различных подводимых тепловых нагрузках (от 5 до 200 Вт). Проведено сравнение образцов в качестве поверхности кипения в испарителе термосифона. Экспериментально определено, что при нанесении на плоскую алюминиевую пластинку (поверхности кипения) концентрических канавок и неравномерного слоя частиц оксида алюминия наблюдается повышение коэффициента теплоотдачи с  $h_1 = 5760$  Вт/(м<sup>2</sup>·К) по  $h_2 = 28339$  Вт/(м<sup>2</sup>·К) при подводимой плотности теплового потока  $q = 250$  кВт/м<sup>2</sup>. Коэффициент теплоотдачи для образца без канавок, но с неравномерным покрытием частиц оксида алюминия равен  $h_3 = 16952$  Вт/(м<sup>2</sup>·К) при  $q = 250$  кВт/м<sup>2</sup>. Полученные результаты можно использовать для дальнейших исследований с целью улучшения теплообмена на поверхности кипения в испарителе термосифона.

**Ключевые слова:** термосифон, теплообмен, коэффициент теплоотдачи, кипение, поверхность кипения, испаритель, конденсатор, тепловая нагрузка, пористое покрытие

**Для цитирования:** Кузьмич, М. А. Интенсификация теплообмена в зоне испарителя термосифона при изменении формы поверхности кипения / М. А. Кузьмич, А. А. Артюх // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2022. – Т. 67, № 1. – С. 49–56. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-49-56>

**Maxim A. Kuzmich, Aliona A. Artsiukh**

*A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of National Academy Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus*

**INTENSIFICATION OF HEAT TRANSFER IN THE ZONE OF THE THERMOSYPHON EVAPORATOR  
WHEN CHANGING THE BOILING SURFACE SHAPE**

**Abstract.** In present paper the influence of the boiling surface treatment types of thermosyphon evaporator on the heat transfer coefficient was studied. An experimental setup «Loop thermosyphon with replacing lower part of the evaporator» has been developed and assembled. This feature makes it easy to replace samples with various surface modifications as the lower part of the evaporator. The description of the experimental setup, equipment and research methods is given. Heat transfer coefficients for the samples at various applied thermal loads (from 5 to 200 W) were calculated. In case of flat aluminum plate (boiling surface) concentric grooves and uneven coating of aluminum oxide particles, an increase of the heat transfer coefficient from  $h_1 = 5760$  W/(m<sup>2</sup>·K) to  $h_2 = 28339$  W/(m<sup>2</sup>·K) at the supplied heat flux density  $q = 250$  kW/m<sup>2</sup> was observed. The heat transfer coefficient for a sample without concentric grooves, but with an uneven coating of aluminum oxide particles was  $h_3 = 16952$  W/(m<sup>2</sup>·K) at  $q = 250$  kW/m<sup>2</sup>. Results of the study can be used for further increase of thermosyphon evaporator efficiency.

**Keywords:** thermosyphon, heat exchange, heat transfer coefficient, boiling, boiling surface, evaporator, condenser, heat load, porous coating

**For citation:** Kuzmich M. A., Artsiukh A. A. Intensification of heat transfer in the zone of the thermosyphon evaporator when changing the boiling surface shape. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryyya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2022, vol. 67, no. 1, pp. 49–56 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-49-56>

**Введение.** Термосифон – это замкнутое теплопередающее устройство с испарительно-конденсаторным принципом работы. Термосифоны используются для охлаждения, нагрева или терморегулирования объектов.

В настоящее время разработка и изучение возможностей внедрения высокоэффективных термосифонов является перспективным и актуальным направлением исследований. Более подробно термосифоны, а также области их применения описаны в [1].

При проектировании тепловых труб и термосифонов крайне важно создать максимально компактный и эффективный испаритель, способный отводить заданное количество тепловой энергии от источника нагрева. Следует решить целый ряд задач, связанных с определением и расчетами необходимых параметров устройства. Исследованию и описанию теплообмена при кипении на пористых поверхностях и в замкнутом объеме посвящен ряд более ранних исследований [2–4].

Интенсивность процесса кипения зависит от характеристик поверхности и свойств рабочей жидкости. Комбинации жидкость – поверхность кипения сильно влияют на динамику роста пузырьков, их зарождение и отрыв от поверхности кипения, взаимодействие пузырьков и динамику движения парожидкостной пленки, эффективный теплообмен влажного и насыщенного пара в конденсаторе термосифона. Поэтому для выявления особенностей динамики движения пузырьков и двухфазного потока жидкость – пар в термосифонах необходимо знать величину скрытой теплоты парообразования и интенсивность теплопередачи рабочей жидкости.

К настоящему времени проведено большое количество работ по изучению динамики роста и отрыва пузырьков от поверхности нагрева. Было предложено множество моделей для прогнозирования диаметра и частоты отрыва пузырьков от поверхности нагрева, а также приведены характеристики роста пузырьков [5]. Например, в [6] предложена корреляция диаметра вылета пузыря для чистых жидкостей и смесей жидкостей с учетом баланса сил между силой плавучести и силой поверхностного натяжения. Разработаны также и другие корреляции [7–10]. Что касается частоты отрыва пузырьков, зависящей от перегрева стенки, поверхностно-жидкостной комбинации и взаимодействия между пузырьками, то были предложены корреляции, которые объединяют диаметр отрыва пузырька и свойства жидкости [7, 11–13].

Несмотря на то что динамика роста пузырей при кипении была подробно изучена как теоретически, так и экспериментально, до сих пор требуется проведение дополнительных экспериментов для уточнения особенностей двухфазного теплообмена при кипении в термосифонах. На динамику движения пузырей существенно влияют случайные дефекты поверхности и взаимодействие пузырей различного размера с жидкостью. Получение дополнительных экспериментальных результатов необходимо для дальнейшего понимания природы тепло- и массообмена при кипении и построения уточненной физической модели процесса кипения жидкости на развитой поверхности.

При проведении экспериментов с термосифонами необходимо определить общую геометрию испарителя, объем внутренней полости для рабочей жидкости, наличие или отсутствие дополнительных элементов – интенсификаторов теплообмена, таких как компенсационная камера или дополнительное капиллярное покрытие внутренних стенок испарителя [14]. Еще одним способом повышения интенсивности теплообмена в испарителе является изменение свойств поверхности кипения рабочей жидкости, для чего применяются различные методы обработки и модификации поверхности [15].

Для улучшения теплообмена и коэффициента теплоотдачи необходимо увеличить количество центров парообразования. Чем более гладкая поверхность, тем меньше на ней центров парообразования и тем больше влияние силы поверхностного натяжения, препятствующей образованию пузырьков. И наоборот, на менее гладкой поверхности влияние силы поверхностного натяжения снижается, и при наличии большого количества центров парообразования для формирования пу-

зырьков уже не требуется такого большого перегрева. На менее гладких поверхностях пузырьки могут образовываться в центрах парообразования наиболее интенсивно. На таких поверхностях достигаются более высокие значения коэффициента теплоотдачи, чем на гладких поверхностях.

Существует много способов модификации поверхности: спекание, фрезерование, накатка, резание, лазерная обработка и др. Все эти способы могут применяться для повышения теплоотдачи при кипении и испарении. В настоящее время проблема остается актуальной и ведется ряд исследований в этом направлении [16, 17].

Так, в [17] описаны следующие способы повышения коэффициента теплоотдачи ( $h$ ):

искусственное повышение шероховатости теплоотдающей поверхности ( $h$  увеличивается в 1,5–2 раза);

оребрение теплоотдающей поверхности ( $h$  увеличивается до 2,5 раз);

покрытие поверхности плохо смачиваемыми тонкими пленками или сетками ( $h$  увеличивается в 5–8 раз); однако недостатками таких покрытий являются их низкая механическая прочность и плохой контакт с греющей поверхностью;

применения пористых металлических покрытий ( $h$  увеличивается в 4–10 и более раз).

Последнее является наиболее эффективным и надежным способом интенсификации процесса теплообмена при кипении, поэтому данный способ повышения коэффициента теплоотдачи был учтен нами при изготовлении и испытании экспериментальных образцов.

*Цель настоящего исследования* – детальное изучение и сравнение степени влияния обработки поверхности кипения испарителя термосифона на коэффициент теплоотдачи.

**Экспериментальные образцы.** Для лабораторных испытаний было изготовлено три образца с разными вариантами обработки поверхности (рис. 1) для использования в качестве поверхности кипения в испарителе термосифона. Все образцы выполнены из алюминия. Диаметр образцов 54 мм, толщина 5 мм. Покрытие во всех случаях изготавливалось из порошка оксида алюминия  $Al_2O_3$ . Образцы №2 и 3 (см. рис. 1, *b*, *c*) были покрыты пористым слоем  $Al_2O_3$  (порядок градиента толщин слоя оксида сопоставимый – 50–200 мкм).

Образец №1 (см. рис. 1, *a*) использовался для получения исходных данных и как эталон для сравнения с остальными. Для образца №2 (см. рис. 1, *b*) сначала были прорезаны равноудаленные концентрические канавки, затем нанесено покрытие путем плазменного напыления порошка  $Al_2O_3$ . Для формирования концентрических канавок использовался токарный станок, что является определяющим фактором их формы. Глубина канавок и расстояние между ними – 1 мм. Образец №3 (см. рис. 1, *c*) был получен путем осаждения из раствора порошка на пластину посредством нагрева наножидкости вода/частицы  $Al_2O_3$ . В этом случае толщина слоя распределения частиц ограничивалась способом нанесения.



Рис. 1. Экспериментальные образцы: *a* – образец без пористого покрытия  $Al_2O_3$  (образец №1), *b* – образец с концентрическими канавками и плазменным напылением  $Al_2O_3$  (образец №2), *c* – образец с неравномерным пористым покрытием  $Al_2O_3$  (образец №3)

Fig. 1. Experimental samples: *a* – sample without a porous  $Al_2O_3$  coating (sample №1), *b* – sample with concentric grooves and plasma spraying (sample №2), *c* – sample with uneven porous  $Al_2O_3$  coating (sample №3)

**Установка и рабочая жидкость.** Экспериментальная установка (рис. 2), разработанная в лаборатории пористых сред Института тепло- и массообмена им. А. В. Лыкова НАН Беларуси, содержит испаритель с размещенной в нем капиллярной структурой и коллекторный конденсатор, включающий в себя паровой и жидкостной коллекторы, которые соединены трубчатой системой. Испаритель и конденсатор сообщаются между собой отдельными трубопроводами для движения пара и жидкости, образующими замкнутый циркуляционный контур. Внутренний объем термосифона после вакуумирования заполняется определенным количеством рабочей жидкости. Работа устройства осуществляется по замкнутому испарительно-конденсационному циклу. Тепло от источника передается через стенку испарителя жидкости и расходуется на ее подогрев и парообразование. Пар устремляется по трубопроводу в конденсатор, межтрубное пространство которого омывается охлаждающей жидкостью, подаваемой из термостата. Пар в конденсаторе конденсируется, и образовавшаяся при этом жидкость возвращается по трубопроводу обратно в испаритель.

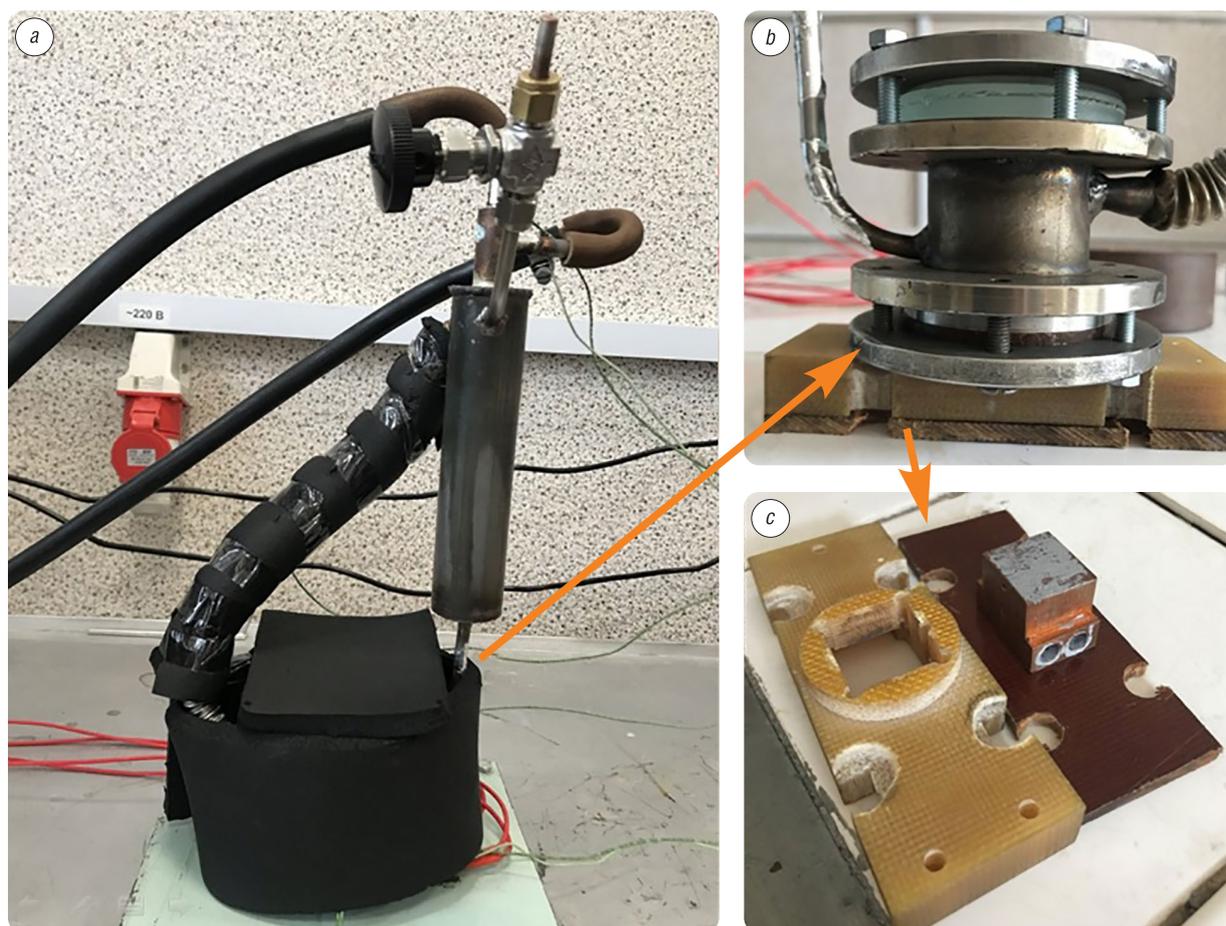


Рис. 2. Экспериментальная установка: *a* – общий внешний вид установки, *b* – испаритель под изоляцией (в верхней части крепится смотровое стекло, в нижней – сменный образец), *c* – медная форма для передачи энергии с цилиндрических электронагревателей и ее теплоизоляция из текстолита

Fig. 2. Experimental setup: *a* – general appearance of the installation, *b* – evaporator under insulation (a sight glass is mounted in the upper part, a replaceable sample in the lower part), *c* – copper mold for transferring energy from cylindrical electric heaters and its thermal insulation from textolite

Экспериментальная установка предназначена для исследования процессов тепло- и массообмена в кольцевых термосифонах, а также исследования влияния поверхности кипения на ее характеристики. Данная установка является новой модификацией кольцевого термосифона, с возможностью производить замену нижней стенки внутренней области испарителя (образцы с различными видами обработки поверхности). Для наблюдения за процессами испарения и кипения рабочей жидкости в испарителе предусмотрено смотровое стекло. Движущей силой переноса является как сила гравитации, так и давление пара внутри термосифона.

Для работы устройства должно выполняться равенство потерь давления пара ( $\Delta P$ ) на местных сопротивлениях в тонких каналах и на линейных участках и величины гидростатического столба жидкости ( $\rho gh$ ) в возвратном канале конденсатора. Соблюдение этого условия является необходимым, но не достаточным критерием для обеспечения высокой теплопроводности, поскольку в режимах высокой нагрузки гидростатический столб может подняться до уровня конденсатора и заблокировать поверхность конденсации, что неизбежно приведет к росту общего термического сопротивления термосифона.

Испытания проводились в горизонтальном положении устройства при температуре воздуха в комнате 22–24 °С.

В процессе испытаний исследовалась зависимость температуры источника тепла и термического сопротивления термосифона от тепловой нагрузки, расхода и температуры охлаждающей жидкости.

Термическое сопротивление испарителя и конденсатора термосифона определялось по следующим формулам:

полное термическое сопротивление устройства

$$R_1 = \frac{T_{\text{ист}} - T_{\text{в}}}{Q}; \quad (1)$$

термическое сопротивление конденсатора

$$R_2 = \frac{T_{\text{п}} - T_{\text{в}}}{Q}; \quad (2)$$

термическое сопротивление испарителя

$$R_3 = \frac{T_{\text{ист}} - T_{\text{п}}}{Q}, \quad (3)$$

где  $T_{\text{ист}}$  – температура источника тепла, °С;  $T_{\text{в}}$  – температура охлаждающей жидкости, °С;  $T_{\text{п}}$  – температура пара, °С;  $Q$  – тепловая нагрузка, Вт.

**Измерительное оборудование и основные технические параметры устройства.** Охлаждение конденсатора термосифона производилось потоком жидкости от термостата LOIP FT-311-25 (ЗАО «Лабораторное оборудование и приборы», Россия) с точностью поддержания температуры  $\pm 0,1$  °С, тепло испарителю подавалось от двух электрических нагревателей, встроенных в медный брусок, имеющий тепловой контакт с испарителем термосифона. Точность измерения подаваемого на испаритель источником питания NY10010E (Precision Mastech Enterprises, Гонконг) теплового потока составляла  $\pm 1$  %. Материал стенок термосифона – сталь (ГОСТ 380-2005). Поверхность термосифона была покрыта тепловой изоляцией. Температуры на поверхности испарителя, в области нагревателя, парового и жидкостного канала, а также входа и выхода из рубашки охлаждения регистрировались хромель-алюмелевыми термопарами с толщиной провода 0,2 мм. Обработка данных осуществлялась прибором Agilent 34970A (Keysight Technologies, США). Дополнительно производилась калибровка термопар ртутным термометром. Точность измерения температуры составляла  $\pm 0,4$  °С. В таблице приведены размеры основных элементов кольцевого термосифона.

Внутренние объемы составных частей термосифона: конденсатора  $V_{\text{cond}} = 1,9 \cdot 10^3$  мм<sup>3</sup>, парового канала  $V_{\text{vap}} = 13,6 \cdot 10^3$  мм<sup>3</sup>, жидкостного канала  $V_{\text{liq}} = 1,3 \cdot 10^3$  мм<sup>3</sup>, испарителя  $V_{\text{evap}} = 50,2 \cdot 10^3$  мм<sup>3</sup>. Таким образом, полный внутренний объем термосифона

$$V = V_{\text{cond}} + V_{\text{vap}} + V_{\text{liq}} + V_{\text{evap}} = 67,0 \cdot 10^3 \text{ мм}^3.$$

Объем заправки термосифона для проведения экспериментов был равен 10–30 мл, или 15–45 % от общего объема термосифона. Экспериментально определенным допустимым рабочим диапазоном заливок термосифона – 15–50 %.

#### Размеры элементов термосифона

#### Sizes of thermosyphon elements

Элемент	Внешний диаметр, мм	Толщина стенки, мм	Длина, мм
Конденсатор	6	1	150
Паровой канал	12	2	270
Жидкостной канал	6	1	100
Испаритель	44	2	40

**Методика и результаты исследования.** После сборки термосифона и установки экспериментального образца осуществлялась заправка термосифона ацетоном через заправочный штуцер. Для минимизации тепловых потерь на поверхность испарителя термосифона, парового и жидкостного каналов был поставлен слой теплоизоляции. Мощность электрического нагревателя переключалась ступенчато с выходом на стационарное распределение температур. Температура теплоносителя в теплообменнике – рубашке охлаждения контролировалась соединенным с термосифоном термостатом. Благодаря высокой плотности потока жидкости в рубашке охлаждения достигается очень низкая разница температур между его входом и выходом.

Основным параметром, характеризующим условия теплообмена между образцом и рабочей жидкостью в испарителе термосифона, является коэффициент теплоотдачи ( $h$ ). Интенсивность парообразования (и значение коэффициента теплоотдачи), кроме непосредственно свойств поверхности теплоотдачи, также зависит от теплового потока, свойств рабочей жидкости и давления. Изучение процесса теплоотдачи производится определением зависимости коэффициента теплоотдачи от различных факторов.

В общем случае плотность теплового потока  $q$  определяется как

$$q = \frac{\Delta Q_{\tau}}{dF \cdot d\tau}, \quad (4)$$

где  $\Delta Q_{\tau}$  – количество теплоты, отдаваемое элементарной площадкой  $dF$  за время  $d\tau$ .

Средний коэффициент теплоотдачи определяется из уравнения Ньютона–Рихмана:

$$h = \frac{Q}{\Delta T \cdot F} = \frac{q}{\Delta T}, \quad (5)$$

где  $\Delta T$  – разница температур между стенкой и жидкостью, К;  $Q$  – тепловая нагрузка, Вт;  $F$  – площадь теплоотдающей поверхности, м<sup>2</sup>;  $q$  – плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>.

В качестве рабочей жидкости использовался ацетон. Эксперименты осуществлялись при тепловой нагрузке 5–200 Вт (то есть в пределах рабочего диапазона термосифона) и заданной температуре подаваемой на конденсатор охлаждающей жидкости 40 °С.

Проводилось сравнение зависимости коэффициента теплоотдачи от теплового потока для трех испытуемых образцов при схожих условиях. На рис. 3 представлен график зависимости

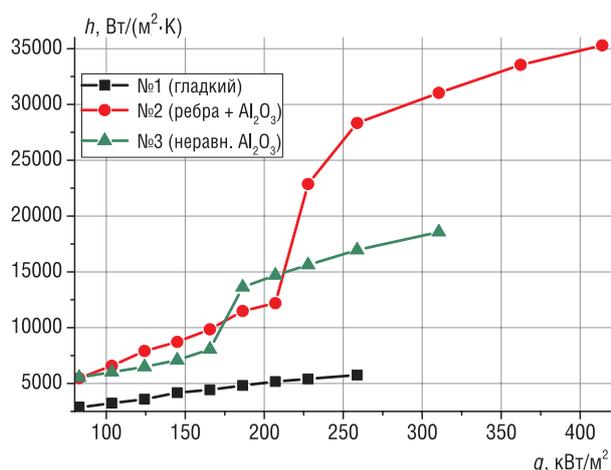


Рис. 3. График зависимости коэффициента теплоотдачи от плотности теплового потока: №1 – образец без пористого покрытия  $Al_2O_3$ , №2 – образец с концентрическими канавками и неравномерным плазменным напылением, №3 – образец с неравномерным пористым покрытием  $Al_2O_3$

Fig. 3. The graph of the dependence of the heat transfer coefficient on the heat flux: №1 – sample without coatings, №2 – sample with concentric grooves and uneven plasma spraying, №3 – sample with uneven porous coating  $Al_2O_3$

коэффициента теплоотдачи от теплового потока для двух образцов №2 и 3 с неравномерным пористым покрытием оксида алюминия. Для сравнения на графике также присутствуют данные для образца без пористого покрытия (образец №1). Объем заправки рабочей жидкостью для всех случаев был в диапазоне 18–25 % от общего объема.

Из графика видно, что модификации поверхностей кипения образцов №2 и 3 позволяют значительно улучшить теплообмен между образцом и рабочей жидкостью в испарителе термосифона. И если на низких плотностях теплового потока  $q = 20$ – $50$  кВт/м<sup>2</sup> коэффициент теплоотдачи образцов №2 и 3 превышает в 1,5 раза соответствующее значение для первого образца, то для  $q = 180$  кВт/м<sup>2</sup> эта разница увеличилась уже в 2 раза. Для  $q = 250$  кВт/м<sup>2</sup> значение коэффициентов теплоотдачи второго и третьего образца в 2,9 и 4,8 раз соответственно превышает значение коэффициента теплоотдачи для образца без пористого покрытия. Точные значения коэффициента тепло-

отдачи: образец № 1 –  $h_1 = 5760$  Вт/(м<sup>2</sup>·К), образец № 2 –  $h_2 = 28339$  Вт/(м<sup>2</sup>·К), образец № 3 –  $h_3 = 16952$  Вт/(м<sup>2</sup>·К). Полученные результаты сопоставимы с прогнозируемыми коэффициентами теплоотдачи, приведенными в литературе, и могут быть применены при последующей разработке термосифонов с улучшенными характеристиками испарителя.

**Заключение.** В ходе исследования влияния обработки поверхности кипения в зоне испарителя термосифона на коэффициент теплообмена, кроме плоского образца испарителя без покрытия, были изучены еще два образца с пористым испарителем различной конфигурации. Для образца № 1 при плотностях подводимого теплового потока 200–250 кВт/м<sup>2</sup> коэффициент теплообмена составил менее 6000 Вт/(м<sup>2</sup>·К). Образцы с пористым покрытием различной конфигурации обеспечили существенный прирост теплообмена. Плоский образец с неравномерным пористым покрытием (образец № 3) позволил достичь роста коэффициента теплоотдачи почти в 3 раза, а образец с концентрическими канавками и неравномерным пористым покрытием (образец № 2) – почти в 5 раз по сравнению с образцом испарителя с гладкой поверхностью теплообмена в схожих условиях. Но даже в условиях низких плотностей подводимого теплового потока (менее 100 кВт/м<sup>2</sup>) было получено увеличение коэффициента теплоотдачи на 50 % по сравнению с термосифонами с гладкой поверхностью теплообмена. Таким образом, применение пористых покрытий из порошка Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> теплонагруженной поверхности термосифона позволяет значительно интенсифицировать процесс кипения и улучшить теплообмен.

Результаты работы могут быть использованы при выборе эффективной системы охлаждения с удаленным стоком тепла для мощных компонентов электроники, включая компьютерную технику, а также теплонагруженные компоненты электротранспорта.

#### Список использованных источников

1. Пародинамические термосифоны и их применение в тепловом оборудовании различного назначения / Л. Л. Васильев [и др.] // Тепло- и массоперенос – 2013: сб. науч. тр. – Минск, 2014. – С. 12–16.
2. Ковалев, С. А. Модель теплообмена при кипении жидкости на пористой поверхности / С. А. Ковалев, С. Л. Соловьев // Теплофизика высоких температур. – 1984. – Т. 22, № 6. – С. 1166–1171.
3. Толубинский, В. И. Теплообмен при кипении / В. И. Толубинский. – Киев: Наук. думка, 1980. – 315 с.
4. Дульнев, Г. Н. Основы теории теплообмена / Г. Н. Дульнев, С. В. Тихонов. – СПб.: СПбГУИТМО, 2010. – 93 с.
5. Mohanty, R. L. A critical review on bubble dynamics parameters influencing boiling heat transfer / R. L. Mohanty, M. K. Das // Renew. Sust. Energ. Rev. – 2017. – Vol. 78. – P. 466–494. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2017.04.092>
6. Collier, J. G. Convective Boiling and Condensation / J. G. Collier, J. R. Thome – Oxford Univ. Press, 1994. – 640 p.
7. Cole, R. Bubble frequencies and departure volumes at subatmospheric pressure / R. Cole // AIChE J. – 1967. – Vol. 13, № 4. – P. 779–783. <https://doi.org/10.1002/aic.690130434>
8. Wenzel, U. Saturated Pool Boiling And Sub-Cooled Flow Boiling Of Mixtures: Ph. D. thesis / U. Wenzel. – University of Auckland, 1992.
9. Kim, J. Experimental study of pool temperature effects on nucleate pool boiling / J. Kim, B. D. Oh, M. H. Kim // Int. J. Multiphase Flow. – 2006. – Vol. 32, № 2. – P. 208–231. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2005.09.005>
10. How does surface wettability influence nucleate boiling? Effets de la mouillabilité sur l'ébullition en vase / H. T. Phan [et al.] // Comptes Rendus Mécanique. – 2009. – Vol. 337, № 5. – P. 251–259. <https://doi.org/10.1016/j.crme.2009.06.032>
11. McFadden, P. W. The relation between bubble frequency and diameter during nucleate pool boiling / P. W. McFadden, P. Grassmann // Int. J. Heat Mass Transfer. – 1962. – Vol. 5, № 3–4. – P. 169–173. [https://doi.org/10.1016/0017-9310\(62\)90009-1](https://doi.org/10.1016/0017-9310(62)90009-1)
12. Zuber, N. Nucleate boiling. The region of isolated bubbles and the similarity with natural convection / N. Zuber // Int. J. Heat Mass Transfer. – 1963. – Vol. 6, № 1. – P. 53–60. [https://doi.org/10.1016/0017-9310\(63\)90029-2](https://doi.org/10.1016/0017-9310(63)90029-2)
13. Ivey, H. J. Relationships between bubble frequency, departure diameter and rise velocity in nucleate boiling / H. J. Ivey // Int. J. Heat Mass Transfer. – 1967. – Vol. 10. – P. 1023–1040.
14. Кравец, В. Ю. Интенсивность теплоотдачи в зоне испарения двухфазного термосифона / В. Ю. Кравец, В. И. Коньшин, Е. Н. Письменный // МНПК «Современные информационные и электронные технологии», Одесса, 27–31 мая 2013 г. – Одесса, 2013. – С. 30–33.
15. Boiling and quenching heat transfer advancement by nanoscale surface modification / H. Hu [et al.] // Sci. Rep. – 2017. – Vol. 7. – P. 6117. <https://doi.org/10.1038/s41598-017-06050-0>
16. Володин, О. А. Интенсификация теплообмена при кипении и испарении жидкостей на модифицированных поверхностях / О. А. Володин, Н. И. Печеркин, А. Н. Павленко // Теплофизика высоких температур. – 2021. – Т. 59, № 2. – С. 280–312.
17. Литвиненко, В. В. Влияние капиллярно-пористых структур на интенсификацию процессов теплообмена при кипении жидкостей / В. В. Литвиненко // Молодой ученый. – 2019. – № 7 (245). – С. 113–116.

## References

1. Vasil'ev L.L., Vasil'ev Leonid L., Zhuravlev A.S., Rabetskii M.I., Shapovalov A.V., Rodin A.V. Parodynamic thermosyphons and their use in thermal equipment for various purposes. *Teplo- i massoperenos – 2013: sbornik nauchnykh trudov* [Heat and Mass Transfer – 2013: Collection of Scientific Papers]. Minsk, 2014, pp. 12–16 (in Russian).
2. Kovalev S.A., Soloviev S.L. Heat transfer model for liquid boiling on a porous surface. *Teplofizika vysokikh temperatur = High Temperature*, 1984, vol. 22, no. 6, pp. 1166–1171 (in Russian).
3. Tolubinsky V.I. *Boiling Heat Transfer*. Kiev, Naukova dumka Publ., 1980. 315 p. (in Russian).
4. Dulnev G.N., Tikhonov S.V. *Foundations of the Theory of Heat Transfer*. St. Petersburg, St. Petersburg State University of Information Technologies, Mechanics and Optics, 2010. 93 p. (in Russian).
5. Mohanty R.L., Das M.K. A critical review on bubble dynamics parameters influencing boiling heat transfer. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2017, vol. 78, pp. 466–494. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2017.04.092>
6. Collier J.G., Thome J.R. *Convective Boiling and Condensation*. Oxford University Press, 1994. 640 p.
7. Cole R. Bubble frequencies and departure volumes at subatmospheric pressure. *AIChE Journal*, 1967, vol. 13, no. 4, pp. 779–783. <https://doi.org/10.1002/aic.690130434>
8. Wenzel U. *Saturated Pool Boiling And Sub-Cooled Flow Boiling Of Mixtures: Ph. D. thesis*. University of Auckland, 1992.
9. Kim J., Oh B.D., Kim M.H. Experimental study of pool temperature effects on nucleate pool boiling. *International Journal of Multiphase Flow*, 2006, vol. 32, no. 2, pp. 208–231. [http://dx.doi.org/10.1016 %2Fj.ijmultiphaseflow.2005.09.005](http://dx.doi.org/10.1016%2Fj.ijmultiphaseflow.2005.09.005)
10. Phan H.T., Caney N., Marty P., Colasson S., Gavillet J. How does surface wettability influence nucleate boiling? Effets de la mouillabilité sur l'ébullition en vase. *Comptes Rendus Mécanique*, 2009, vol. 337, no. 5, pp. 251–259. <https://doi.org/10.1016/j.crme.2009.06.032>
11. McFadden P.W., Grassmann P. The relation between bubble frequency and diameter during nucleate pool boiling. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1962, vol. 5, no. 3–4, pp. 169–173. [https://doi.org/10.1016/0017-9310\(62\)90009-1](https://doi.org/10.1016/0017-9310(62)90009-1)
12. Zuber N. Nucleate boiling. The region of isolated bubbles and the similarity with natural convection. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1963, vol. 6, no. 1, pp. 53–60. [https://doi.org/10.1016/0017-9310\(63\)90029-2](https://doi.org/10.1016/0017-9310(63)90029-2)
13. Ivey H.J. Relationships between bubble frequency, departure diameter and rise velocity in nucleate boiling. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1967, vol. 10, pp. 1023–1040.
14. Kravets V.Yu., Konshin V.I., Pismenniy E.N. Heat-transfer intensity in the heating area of a two-phase thermosyphon. *MNPK "Sovremennye informatsionnye i elektronnye tekhnologii", Odessa, 27–31 maya 2013 g.* [MNPK "Modern Information and Electronic Technologies", Odessa, May 27–31, 2013]. Odessa, 2013, pp. 30–33 (in Russian).
15. Hu H., Xu C., Zhao Y., Ziegler K.J., Chung J.N. Boiling and quenching heat transfer advancement by nanoscale surface modification. *Scientific Reports*, 2017, vol. 7, p. 6117. <https://doi.org/10.1038/s41598-017-06050-0>
16. Volodin O.A., Pecherkin N.I., Pavlenko A.N. Intensification of heat transfer during boiling and evaporation of liquids on modified surfaces. *Teplofizika vysokikh temperatur* [Thermophysics of High Temperatures], 2021, vol. 59, no. 2, pp. 280–312 (in Russian).
17. Litvinenko V.V. Influence of capillary-porous structures on the intensification of heat transfer processes during boiling of liquids. *Molodoi uchenyi* [Young Scientist], 2019, vol. 7 (245), pp. 113–116 (in Russian).

## Информация об авторах

Кузьмич Максим Александрович – младший научный сотрудник, Институт тепло- и массообмена имени А.В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси (ул. П. Бровки 15, 220072, Минск, Республика Беларусь). E-mail: KuzmichMA@hmti.ac.by

Артюх Алена Александровна – инженер, Институт тепло- и массообмена имени А.В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси (ул. П. Бровки 15, 220072, Минск, Республика Беларусь). E-mail: a.gasporovich@hmti.ac.by

## Information about authors

Maxim A. Kuzmich – Junior Researcher, A.V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus (15, P. Brovka Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: KuzmichMA@hmti.ac.by

Aliona A. Artsiukh – Engineer, A.V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus (15, P. Brovka Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: a.gasporovich@hmti.ac.by

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

УДК 621.039

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-57-64>

Поступила в редакцию 26.11.2021

Received 26.11.2021

**В. Т. Казазян, А. П. Малыхин, Е. Ф. Войтецкая, Н. М. Днепровская,  
И. Е. Рубин, Н. А. Тетерева**

*Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны  
Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь*

## **ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ВОЗМОЖНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ РЕМИКС-ТОПЛИВА В РЕАКТОРАХ ВВЭР-1200 БЕЛОРУССКОЙ АЭС**

**Аннотация.** Переход от традиционного уранового к регенерированному топливу, в котором используются переработанное отработавшее топливо и обогащенный природный уран, позволяет повысить эффективность топливоиспользования и снизить объемы отработавшего ядерного топлива (ОЯТ). На основе анализа опубликованных материалов, касающихся в основном топливных циклов реактора ВВЭР-1000, сделан вывод, что наиболее подходящим в условиях Республики Беларусь является использование РЕМИКС-топлива. Для подтверждения этого вывода по отношению к реакторам ВВЭР-1200 Белорусской АЭС в рамках Государственной программы «Научные технологии и техника» на 2021–2025 годы подпрограммы 3 «Научное обеспечение эффективной и безопасной работы Белорусской атомной электростанции и перспективных направлений развития атомной энергетики» проведены расчетные исследования. Получены характеристики 12-месячного топливного цикла при многократном рецикле (повторном использовании топлива) по РЕМИКС-технологии при обогащении добавляемого урана 19,75 % и сохранении проектной мощности и длительности кампании. Доля ОЯТ, которая не возвращается в реактор, составляет 12,8 % (для цикла с урановым топливом – 100 %); доля отходов, предназначенных для захоронения или долговременного хранения, соответственно уменьшается в 8 раз, а удельный расход природного урана сокращается с 202 г/(МВт·сут) для уранового топлива до 159 г/(МВт·сут) для РЕМИКС-топлива. Полученные результаты можно учесть при разработке стратегии топливоиспользования на Белорусской АЭС.

**Ключевые слова:** РЕМИКС-топливо, обогащенный природный уран, переработанное отработавшее топливо, топливный цикл, рецикл, отработавшее ядерное топливо, удельный расход природного урана

**Для цитирования:** Предварительный анализ возможности применения РЕМИКС-топлива в реакторах ВВЭР-1200 Белорусской АЭС / В. Т. Казазян [и др.] // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2022. – Т. 67, № 1. – С. 57–64. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-57-64>

**Vagan T. Kazazyan, Aliy P. Malykhin, Elena F. Vaitetskaya, Nina M. Dneprovskaya,  
Isaak E. Rubin, Natalia A. Tetereva**

*Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk,  
Republic of Belarus*

## **PRELIMINARY ANALYSIS OF THE POSSIBILITY OF USING REMIX FUEL IN VVER-1200 REACTORS OF THE BELARUSIAN NPP**

**Abstract.** The transition from conventional uranium to regenerated fuel, which uses reprocessed spent fuel and enriched natural uranium, improves fuel efficiency and reduces the amount of spent nuclear fuel (SNF). Based on the analysis of published materials concerning mainly the fuel cycles of the VVER-1000 reactor, it was concluded that the most suitable in the conditions of the Republic of Belarus is the use of REMIX fuel. To confirm this conclusion in relation to the VVER-1200 reactors of the Belarusian NPP, computational studies were carried out within the framework of the State program “Science-intensive technologies and equipment” for 2021–2025, subprogram 3 “Scientific support for the effective and safe operation of the Belarusian nuclear power plant and promising directions for the development of nuclear energy”. The characteristics of a 12-month fuel cycle with multiple recycling (reuse of fuel) according to the REMIX technology with 19.75 % enrichment of added uranium and maintaining the design capacity and duration of the campaign have been obtained. The share of SNF that is not returned to the reactor is 12.8 % (for a cycle with uranium fuel – 100 %); the fraction of waste intended for disposal or long-term storage, respectively, decreases by 8 times, and the specific consumption of natural uranium is reduced from 202 g/(MW·day) for uranium fuel to 159 g/(MW·day) for REMIX fuel. The results obtained can be taken into account when developing a fuel use strategy at the Belarusian NPP.

**Keywords:** REMIX fuel, enriched natural uranium, reprocessed spent fuel, fuel cycle, recycle, spent nuclear fuel, specific consumption of natural uranium

**For citation:** Kazazyan V. T., Malykhin A. P., Vaitetskaya E. F., Dneprovskaya N. M., Rubin I. E., Teterova N. A. Preliminary analysis of the possibility of using REMIX fuel in VVER-1200 reactors of the Belarusian NPP. *Vestsi Natsyyanal'най akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2022, vol. 67, no. 1, pp. 57–64 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-57-64>

**Введение.** Развитие мировой атомной энергетики началось с реализации в тепловых реакторах наиболее простого открытого ядерного топливного цикла (ТЦ), при котором отработавшее ядерное топливо (ОЯТ) после одной топливной кампании отправляется на захоронение или длительное хранение. Хотя при этом ОЯТ еще содержит высокий энергопотенциал, его переработка и использование поначалу были очень дорогостоящими и неэффективными. Тогда же для более высокого использования топливного потенциала и сокращения объема ОЯТ предполагался постепенный переход к замкнутому топливному циклу, включающему в себя наработку делящихся изотопов плутония в быстрых реакторах и полную переработку выгружаемого из реакторов топлива [1]. Но пока такого перехода не произошло, и во все блоки АЭС с тепловыми реакторами суммарной мощностью 400 ГВт ежегодно загружают более 10 тыс. т тепловыделяющих сборок (ТВС); в такой же степени происходит и накопление ОЯТ и высокоактивных продуктов его переработки. К началу 2020 г. в мире накоплено более 300 тыс. т ОЯТ [2], из них только в России – около 24 тыс. т ОЯТ, и ежегодно из реакторов выгружается порядка 650–700 т [3]. С вводом в действие Белорусской АЭС будет также накапливаться определенное количество отработавшего топлива.

Между тем даже неполное возвращение ОЯТ в реакторы позволяет значительно сократить объемы сохраняемого отработавшего топлива, а также снизить удельный расход природного урана вследствие дополнительного вовлечения в ТЦ изотопов  $^{235}\text{U}$ ,  $^{238}\text{U}$ ,  $^{239}\text{Pu}$  и  $^{241}\text{Pu}$  [4, 5]. При этом снижается или исключается содержание в ОЯТ плутония, составляющее основную трудность при долговременном контролируемом хранении из-за его высокой токсичности, радиоактивности и риска распространения ядерных материалов.

Достигнутый прогресс в переработке ОЯТ и производстве топлива из регенерированных материалов, включая их транспортировку (применение автоматизации, освоение новых технологий разделения изотопов и др.), позволил уже сейчас в ряде стран (Франция, Россия) вовлечь в топливный цикл делящиеся продукты переработки в объеме примерно 2 тыс. т ОЯТ/год. Проводятся исследования по использованию в тепловых реакторах топлива, регенерированного из урана и плутония, как в плане улучшения экономических показателей, так и с целью решения серьезных проблем экологии [6, 7].

**Условная классификация регенерированного топлива.** В зависимости от происхождения и технологий переработки исходного ОЯТ, а также технологии изготовления и способа размещения в активных зонах тепловых реакторов регенерированного оксидного топлива оно условно разделяется на регенерированное урановое топливо (РУТ), МОКС-топливо и РЕМИКС-топливо [6].

**Регенерированное урановое топливо** изготавливается из регенерированного урана, выделяемого при переработке ОЯТ промышленных, транспортных или энергетических реакторов. В Российской Федерации накоплен более чем 30-летний опыт использования регенерированного урана для производства ядерного топлива (например, ОЯТ ВВЭР-440 используется для фабрики топлива РБМК) и более чем 15-летний опыт производства топлива из регенерированного урана для АЭС с реакторами PWR и BWR Западной Европы [8].

**МОКС-топливо** (англ. Mixed-OXide fuel) изготавливается из плутония, полученного при переработке ОЯТ промышленных или энергетических реакторов. При его изготовлении к плутонию добавляется обедненный или природный уран в количестве, обеспечивающем необходимые размножающие свойства МОКС-топлива. В настоящее время в некоторых странах на практике реализован вариант однократного рецикла МОКС-топлива в части (не более трети по соображениям безопасной эксплуатации) активной зоны действующих легководных реакторов. Такой вариант позволяет существенно снизить расход природного урана, но не решает проблемы накопления ОЯТ в целом. Многократный рецикл плутония в легководных реакторах оказался затруднительным из-за чрезмерного накопления высших изотопов плутония и минорных актинидов. В результате проблема хранения уранового ОЯТ легководных реакторов в этих странах конвертировалась в проблему хранения отработавшего МОКС-топлива.

**РЕМИКС-топливо** (англ. REgenerated MIXture of U, Pu oxides) призвано обеспечить наиболее полное возвращение регенерированного топлива в реакторы ВВЭР. В России исследуется возможность использования РЕМИКС-топлива, состоящего из неразделенной смеси урана и плутония, получаемой по упрощенной переработке ОЯТ, в которую добавляется около 20 % обогащенного природного урана (не более 20 % по  $^{235}\text{U}$ ). Добавление свежего урана необходимо для компенсации отрицательной реактивности от присутствия в смеси четных изотопов  $^{236}\text{U}$ ,  $^{240}\text{Pu}$ ,  $^{242}\text{Pu}$  и сохранения необходимых размножающих свойств. Наибольшее распространение получил такой технологический вариант, когда в регенерированное топливо плутоний дополнительно не добавляется, а сохраняется лишь тот, который наработан в реакторе. Основу состава РЕМИКС-топлива реактора ВВЭР-1000 составляют изотопы: 1–1,5 %  $^{239}\text{Pu}$  + 2,5–3 %  $^{235}\text{U}$  +  $^{238}\text{U}$ . Вследствие относительно небольшого содержания плутония РЕМИКС-топливо допускает загрузку всей активной зоны и многократное рециклирование [9], при этом не выявлено превышения допустимых пределов по мощности ТВС и твэлов. Сокращение удельного расхода природного урана по сравнению с открытым урановым топливным циклом составляет ~20 %.

С одной стороны сравнительно с урановым топливом несколько уменьшились эффективность жидкостной системы регулирования реактивности, эффективная доля запаздывающих нейтронов, время жизни мгновенных нейтронов деления. С другой стороны, стали более отрицательными такие параметры безопасности, как коэффициенты обратных связей по мощности, температуре топлива и замедлителя. В целом перечисленные отличия не создают препятствий для практического использования РЕМИКС-топлива.

Технология РЕМИКС имеет и существенные недостатки по сравнению с урановым топливом. Это рост затрат на изготовление ТВС из «грязного» уран-плутониевого топлива и их эксплуатацию, переработку РЕМИКС-ОЯТ и обращение с высокоактивными отходами, содержащими увеличенные количества радиотоксичных минорных актинидов, в первую очередь  $^{232}\text{U}$  [2, 3, 10]. Отмеченные особенности проверяются на практике. В течение 2016–2026 гг. госкорпорацией «Росатом» реализуется программа «Реферирование РЕМИКС-топлива для организации его продвижения на зарубежные рынки». Программа включает в себя расчетно-экспериментальное обоснование РЕМИКС-топлива, обоснование безопасности активной зоны РУ типа ВВЭР-1000 с таким топливом, создание технологии и обоснование опытно-промышленного производства. В соответствии с программой на третьем энергоблоке Балаковской АЭС пять лет проводили испытания комбинированных экспериментальных ТВС, содержащих РЕМИКС-топливо. Опыттно-промышленная эксплуатация инновационного топлива прошла успешно. В 2021 г. в госкорпорации «Росатом» было создано опытное производство полномасштабных ТВС с РЕМИКС-топливом в кооперации между Горно-химическим комбинатом (ФГУП «ГХК», г. Железногорск Красноярского края), где ведется изготовление РЕМИКС-таблеток, и Сибирским химическим комбинатом (АО «СХК», предприятие Топливной компании «Росатома» «ТВЭЛ» в Северске Томской области), на площадке которого изготавливаются твэлы и собираются РЕМИКС-ТВС. После 2026 г. предполагается перевод одного из блоков ВВЭР-1000 (ВВЭР-1200) на РЕМИКС-топливо [6].

#### **Преимущества использования РЕМИКС-топлива в условиях Республики Беларусь.**

Сравнивая особенности различных видов регенерированного топлива применительно к развитию белорусской атомной энергетики в будущем, легко видеть, что перспективным может быть только использование РЕМИКС-топлива. Переход на топливо из регенерированного урана не решает проблему ликвидации наработанного плутония и, кроме того, требует разделения изотопов урана и плутония, усложняющего переработку ОЯТ. Переход на МОКС-топливо также не актуален для Республики Беларусь, не обладающей необходимыми запасами плутония.

Таким образом, из анализа опубликованных данных по использованию РЕМИКС-топлива следует, что переход на такое топливо на АЭС Республики Беларусь позволит:

- 1) в несколько раз снизить объем ОЯТ, поступающего на длительное хранение, уменьшить потребление природного урана, а также ограничить или исключить присутствие в нем плутония в соответствии с международными соглашениями;
- 2) повысить уровень компетенции специалистов Республики Беларусь, занятых изучением возможности и условий возврата в Беларусь переработанного ОЯТ, определяемых поставщиком ядерного топлива.

Кроме того, использование РЕМИКС-топлива на Белорусской АЭС может стать необходимостью при развитии технологий ядерного топливного цикла, изменении цен на природный уран и др.

Преимущества от внедрения РЕМИКС-топлива обоснованы исследованиями топливных циклов реактора ВВЭР-1000. Поэтому в рамках Государственной программы «Научные технологии и техника» на 2021–2025 годы подпрограммы 3 «Научное обеспечение эффективной и безопасной работы Белорусской атомной электростанции и перспективных направлений развития атомной энергетики» ведется работа по обоснованию преимущества замены уранового топлива на РЕМИКС-топливо для реакторов ВВЭР-1200 Белорусской АЭС.

*Цель настоящего исследования* – получение основных характеристик топливного цикла реакторов ВВЭР-1200 (пока без оценки радиационных характеристик РЕМИКС-топлива).

**Проектное топливо ВВЭР-1200.** Активная зона реактора состоит из 163 ТВС разных типов, каждая из которых содержит 312 тепловыделяющих элементов, в основном заполненных двуокисью урана  $UO_2$  (ТВЭлов) и, в небольшом количестве, смесью  $UO_2$  и выгорающего поглотителя  $Gd_2O_3$  (ТВЭгов). ТВЭлы и ТВЭги имеют четыре разные начальные обогащения. Данные по составам в основном взяты из проектных документов блока №1 Белорусской АЭС. Для исследований по эффективности РЕМИКС-топлива наиболее удобен стационарный режим годичной перегрузки, в который через несколько лет после пуска переходят энергоблоки АЭС. В этом режиме при перегрузке 42 наиболее выгоревшие ТВС удаляются, а оставшиеся ТВС и 42 свежие расставляются таким образом, чтобы длительность кампании была оптимальной. В стационарном режиме схема перегрузки ежегодно повторяется; она используется также и для моделирования ТЦ с РЕМИКС-топливом. Длительность топливной кампании составляет три (для пяти ТВС Z40D2) или четыре (для остальных ТВС) года. Реакторы ВВЭР-1200 имеют в стационарном режиме перегрузки более высокие начальное обогащение по  $^{235}U$  и среднюю глубину выгорания выгружаемого топлива по сравнению с ВВЭР-1000 (соответственно 4,79 % и 55,5 МВт·сут/кг U против 4,33 % и 49,2 МВт·сут/кг U [9]). Проектная картограмма расположения ТВС в активной зоне показана на рис. 1. Для каждой ТВС приведены ее тип согласно проектной документации и год эксплуатации.

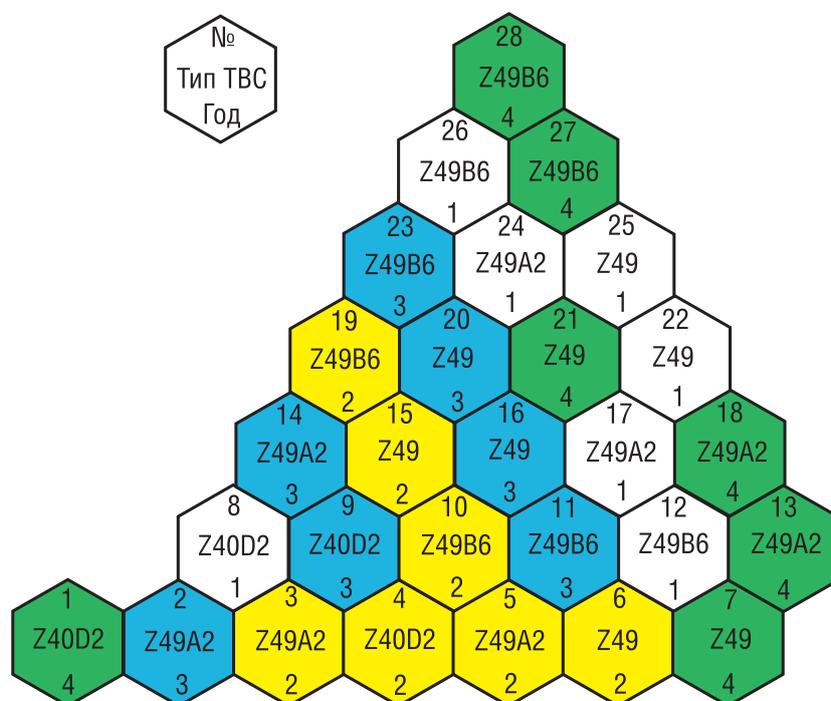


Рис. 1. Картограмма стационарной топливной загрузки реактора ВВЭР-1200 в элементе поворотной симметрии  $60^\circ$

Fig. 1. Cartogram of the stationary fuel loading of the VVER-1200 reactor in the element of rotation symmetry of  $60^\circ$

**Расчетная модель.** Моделирование рециклов реактора ВВЭР-1200, так же как и проектных топливных циклов, выполняется с помощью расчетной модели, используемой в Объединенном институте энергетических и ядерных исследований – Сосны НАН Беларуси (ОИЭЯИ – Сосны), которая включает в себя коды ТВС-М (аттестационный паспорт от 21.02.2002 № 135) и DYN3D (лицензионное соглашение № 0 012 011 между Helmholtz-Zentrum Dresden-Rossendorf и ОИЭЯИ – Сосны). Первый код предназначен для подготовки малогрупповых констант всех составов (типов ТВС), второй – для трехмерного диффузионного расчета реактора с описанием выгорания топлива и перемены положения ТВС при перегрузках. Поскольку все расчеты соответствуют проектному режиму работы реактора на номинальной мощности, диапазоны изменения параметров, определяющих константы (температур топлива и замедлителя, плотности замедлителя), принимались, по возможности, минимальными, что сократило объем вычислений при подготовке библиотек констант.

Исходные составы РЕМИКС-топлива для рецикла  $r$  в данной работе получаются из состава регенерированного топлива от рецикла  $r-1$  (для первого рецикла – из выгоревшего и переработанного уранового топлива) добавлением к нему состава обогащенного до 19,75 % по  $^{235}\text{U}$  природного урана. Если обозначить долю добавляемого природного урана через  $x$ , то содержание актинида  $l$  в РЕМИКС-топливе перед рециклом  $r$  будет (в кг/т тяжелых металлов (ТМ)) соответственно для  $^{235}\text{U}$ ,  $^{238}\text{U}$  и всех остальных актинидов:

$$\rho_{r,235} = \rho_{r-1,235}(1-x) + 19,75x; \rho_{r,238} = \rho_{r-1,238}(1-x) + 802,5x; \rho_{r,l} = \rho_{r-1,l}(1-x).$$

Начальные составы ТВС РЕМИКС-топлива R40D2, R49, R49A2 и R49B6, примерно эквивалентные по своим размножающим свойствам проектным Z40D2, Z49, Z49A2 и Z49B6, определяются на основе состава твэлов, составляющих 84 % от суммарного числа твэлов и твэгов, ежегодно загружаемых в активную зону. Для проектного топлива это твэлы с максимальным обогащением 4,95 %. Если считать, что доля  $x$  относится к таким твэлам, то для твэлов с меньшим обогащением и твэгов доля добавляемого природного урана также будет меньшей. Уменьшение доли  $x$  для них выполняется таким образом, чтобы соотношения обогащений в проектных и соответствующих РЕМИКС-твэлах были одинаковыми. Обогащение РЕМИКС-твэлов оценивается по сумме содержания нечетных (делящихся) актинидов  $^{235}\text{U}$ ,  $^{239}\text{Pu}$  и  $^{241}\text{Pu}$ .

Для каждого рецикла доля добавляемого обогащенного урана подбирается так, чтобы средняя глубина выгорания топлива (длительность кампании) в стационарном режиме перегрузки совпадала с проектной.

После этого определяются средняя по составам доля добавляемого урана  $\bar{x}$ , доля отходов ТМ, которая не может быть возвращена в реактор, и удельный расход природного урана. Доля отходов ТМ находится из соотношения

$$\frac{\rho_{\text{U+Pu}} + \bar{x} - 1}{\rho_{\text{U+Pu}}} \cdot 100 \%,$$

где  $\rho_{\text{U+Pu}}$  – среднее суммарное содержание актинидов после рецикла. Удельный расход природного урана в единицах г/(МВт·сут) для уранового топлива ( $\eta$  – среднее обогащение топлива подпитки, %):

$$\frac{1000}{E} \cdot \frac{\eta - 0,3}{0,7 - 0,3},$$

а для РЕМИКС-топлива:

$$\frac{1000}{E} \cdot \frac{\bar{x} \cdot (19,75 - 0,3)}{0,7 - 0,3},$$

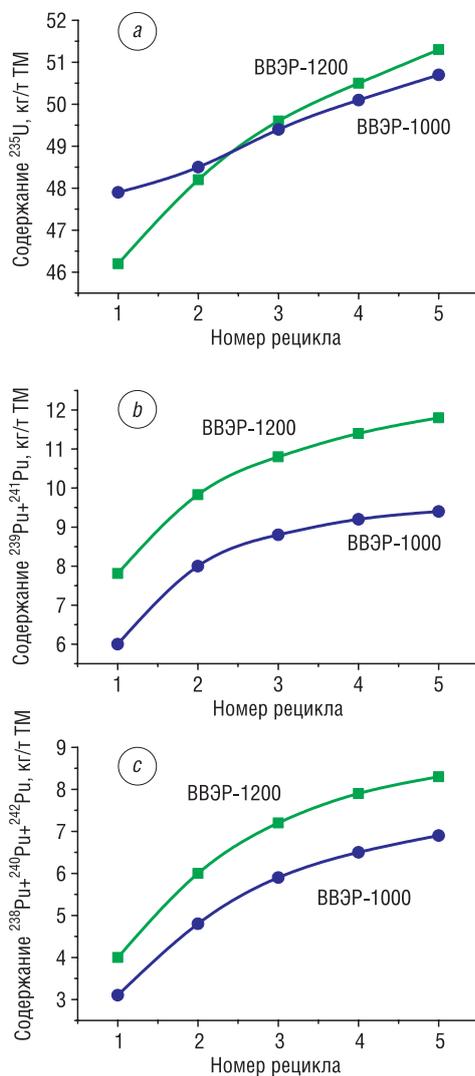
где  $E$  – среднее выгорание выгружаемых ТВС в МВт·сут/кг ТМ, содержание  $^{235}\text{U}$  в природном уране 0,7 %, в отвале – 0,3 %.

**Результаты расчетов.** В табл. 1 приведены средние по активной зоне составы выгружаемого проектного топлива и загружаемого и выгружаемого топлива для пяти рециклов ВВЭР-1200, а на рис. 2 – сравнение среднего начального (до рецикла) содержания  $^{235}\text{U}$ , сумм четных и нечетных изотопов плутония, полученных в данной работе и взятых из [11] для ВВЭР-1000.

Т а б л и ц а 1. Содержание U и Pu в топливе, кг/т тяжелых металлов, в начале и конце топливного цикла

T a b l e 1. Content of U and Pu in fuel, kg/t heavy metals, at the beginning and at the end of the fuel cycle

Состав	Проект	Рецикл 1		Рецикл 2		Рецикл 3		Рецикл 4		Рецикл 5	
	После	До	После	До	После	До	После	До	После	До	После
$^{235}\text{U}$	9,93	46,2	13,6	48,2	15,7	49,6	17,1	50,5	18,0	51,3	18,6
$^{236}\text{U}$	6,17	5,3	10,0	8,6	12,9	11,2	15,3	13,3	17,1	14,9	18,6
$^{238}\text{U}$	913,2	936,7	900,2	927,3	891,7	921,2	886,1	916,9	882,2	913,7	879,2
$^{238}\text{Pu}$	0,45	0,38	0,92	0,79	1,28	1,11	1,54	1,34	1,74	1,52	1,89
$^{239}\text{Pu}$	7,19	6,17	8,67	7,51	9,44	8,21	9,89	8,62	10,18	8,87	10,36
$^{240}\text{Pu}$	3,25	2,79	4,15	3,59	4,54	3,94	4,74	4,13	4,85	4,23	4,92
$^{241}\text{Pu}$	1,91	1,64	2,68	2,32	3,02	2,63	2,20	2,79	3,31	2,88	3,37
$^{242}\text{Pu}$	0,93	0,79	1,86	1,61	2,43	2,11	2,77	2,41	2,97	2,59	3,095
U+Pu	943,0	1000	942,1	1000	941,0	1000	940,6	1000	940,4	1000	940,1

Рис. 2. Изменение среднего содержания  $^{235}\text{U}$  (a),  $^{239}\text{Pu}+^{241}\text{Pu}$  (b) и  $^{238}\text{Pu}+^{240}\text{Pu}+^{242}\text{Pu}$  (c) по рециклам в реакторах ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200Fig. 2. Change in the average content of  $^{235}\text{U}$  (a),  $^{239}\text{Pu}+^{241}\text{Pu}$  (b) and  $^{238}\text{Pu}+^{240}\text{Pu}+^{242}\text{Pu}$  (c) on recycles in VVER-1000 and VVER-1200 reactors

Поскольку основу РЕМИКС-топлива составляет неразделенная смесь урана и плутония, с каждым рециклом содержание плутония возрастает, но в случае ВВЭР-1200 оно заметно выше, так как и обогащение, и глубина выгорания топлива ВВЭР-1200 больше. Состав топлива в обоих случаях «ухудшается»: увеличивается концентрация  $^{236}\text{U}$ , снижающего реактивность реактора, а доля делящихся изотопов Pu для ВВЭР-1200 уменьшается с 66 до 58 %. Однако вследствие замедления отмеченных изменений к концу рассматриваемого интервала, величина  $\bar{x}$ , приведенная в табл. 2, стабилизируется после третьего рецикла на уровне 0,18.

Остается часть ОЯТ, равная 12,8 %, которая не может быть использована в рециклах. Свести ее к нулю в принципе возможно, если использовать при изготовлении РЕМИКС-топлива высокообогащенный природный уран [3]. При обогащении ~59 % доля  $\bar{x}$  может достигнуть значения 0,06, при котором отходы ОЯТ исключаются. В данной работе для подпитки цикла принято обогащение 19,75 %, исходя из договоренности о нераспространении ядерного оружия. Но и при таком ограничении доля отходов ОЯТ уменьшается почти в 8 раз по сравнению с урановым топливом.

Т а б л и ц а 2. Характеристики эффективности РЕМИКС-топлива ВВЭР-1200 по рециклам

T a b l e 2. Efficiency characteristics of VVER-1200 REMIX fuel in terms on recycles

Величина	Проект	Рецикл 1	Рецикл 2	Рецикл 3	Рецикл 4	Рецикл 5
Средняя доля добавляемого обогащенного урана $\bar{x}$	–	0,191	0,185	0,182	0,180	0,180
Доля отходов ОЯТ, %	100	14,1	13,4	13,0	12,8	12,8
Удельный расход природного урана, г/(МВт·сут)	202 205*	168 171*	163 167*	160 –	159 –	159 –

П р и м е ч а н и е. \* – значения получены для ВВЭР-1000 по данным [9].

Удельный расход природного урана вследствие использования РЕМИКС-топлива в ВВЭР-1200 сокращается на 21 % (в ВВЭР-1000 ~20 %). Небольшая разница может быть вызвана тем, что при переходе к РЕМИКС-топливу ужесточение спектра нейтронов (и наработка плутония) в реакторе ВВЭР-1200 несколько больше.

**Заключение.** В результате анализа опубликованных материалов, главным образом касающихся топливных циклов реакторов ВВЭР-1000, сделан вывод, что из всех типов регенерированного топлива в условиях Республики Беларусь наиболее подходящим для использования на Белорусской АЭС является РЕМИКС-топливо. Получены характеристики ТЦ ВВЭР-1200 с РЕМИКС-топливом для многократного рецикла при сохранении проектной мощности и длительности кампании. В случае обогащения добавляемого природного урана 19,75 % его доля составляет 0,18; при этом доля ОЯТ, которая не возвращается в реактор – 12,8 % (для цикла с урановым топливом – 100 %); удельный расход природного урана сокращается с 202 г/(МВт·сут) для уранового топлива до 159 г/(МВт·сут), а доля отходов уменьшается в 8 раз. Но окончательный вывод о целесообразности перехода реакторов Белорусской АЭС на РЕМИКС-топливо можно сделать только при сравнении получаемых преимуществ и дополнительных затрат. Соответствующий анализ предполагается выполнить на следующих этапах исследования, включая и рассмотрение 18-месячного ТЦ.

### Список использованных источников

1. Адамов, Е. О. Переработка отработавшего ядерного топлива и рециклирование ядерных материалов в двух-компонентной ядерной энергетике / Е. О. Адамов, Ю. С. Мочалов, В. И. Рачков // *Атомная энергия*. – 2021. – Т. 130, вып. 1. – С. 28–34.
2. Оценка конкурентоспособности регенерированного уран-плутониевого РЕМИКС-топлива в тепловых реакторах / А. В. Матвеев [и др.] // *Атомная энергия*. – 2021. – Т. 130, вып. 1. – С. 52–56.
3. Анализ перспективных направлений использования регенерированного урана и плутония в топливном цикле БелАЭС / А. В. Кузьмин [и др.] // *Энергетическая стратегия*. – 2020. – № 2 (74). – С. 34–38.
4. Анализ возможности использования топлива на основе регенерата урана в ВВЭР / В. Н. Проселков [и др.] // *Атомная энергия*. – 2003. – Т. 95, вып. 6. – С. 422–428.
5. Использование регенерированного урана и плутония в тепловых реакторах / Ю. С. Федоров [и др.] // *Атомная энергия*. – 2005. – Т. 99, вып. 2. – С. 136–141.
6. Переработка облученного топлива: новые требования и инновационные подходы / И. А. Масленников [и др.] // *Безопасность окружающей среды*. – 2010. – № 1. – С. 90–93.
7. Анализ радиационных и теплофизических характеристик отработавшего РЕМИКС-топлива / С. В. Маковский [и др.] // *Вопросы атомной науки и техники. Сер. Ядерно-реакторные константы*. – 2017. – Вып. 4. – С. 134–143.
8. Формирование поставок защищенного ядерного топлива на основе регенерированного урана для стран-реципиентов российских ядерных технологий / М. И. Федоров [и др.] // *Известия вузов. Ядерная энергетика*. – 2015. – № 1. – С. 128–135.
9. Нейтронно-физические характеристики активной зоны ВВЭР-1000 со 100%-ной загрузкой топливом из регенерированного урана и плутония / А. М. Павловичев [и др.] // *Атомная энергия*. – 2006. – Т. 101, вып. 6. – С. 407–413.
10. Анализ характеристик РЕМИКС-топлива при многократном рецикле в реакторах ВВЭР / В. М. Декусар [и др.] // *Известия вузов. Ядерная энергетика*. – 2013. – № 4. – С. 109–117.
11. Радиационные характеристики РЕМИКС-топлива при многократном рецикле в реакторах ВВЭР-1000 / Д. В. Постоварова [и др.] // *Известия вузов. Ядерная энергетика*. – 2016. – № 1. – С. 100–110.

### References

1. Adamov E. O., Mochalov Yu. S., Rachkov V. I. Spent Nuclear Fuel Reprocessing and Nuclear Materials Recycling in Two-Component Nuclear Energy. *Atomic Energy*, 2021, vol. 130, no. 1, pp. 29–35. <https://doi.org/10.1007/s10512-021-00769-w>
2. Matveenko A. V., Kharitonov V. V., Pavlov Yu. G., Ul'yanin Yu. A. Competitiveness Assessment of Regenerated Uranium-Plutonium Remix Fuel in Thermal Reactors. *Atomic Energy*, 2021, vol. 130, no. 1, pp. 57–62. <http://doi.org/10.1007/s10512-021-00774-z>
3. Kuz'min A. V., Kazazyan V. T., Kuz'mina N. D., Malykhin A. P., Kovalevich V. G. Analysis of promising directions for the use of reprocessed uranium and plutonium in the fuel cycle of the BelNPP. *Energeticheskaya strategiya* [Energy Strategy], 2020, no. 2 (74), pp. 34–38 (in Russian).
4. Proselkov V. N., Aleshin S. S., Popov S. G., Sidorenko V. D., Slavyagin P. D., Tataurov A. L., Milovanov O. V., Mikhhev E. N., Anan'ev Yu. A., Pytkin Yu. N., Pimenov Yu. V. Analysis of the Possibility of Using Fuel Based on Reclaimed Uranium in VVER Reactors. *Atomic Energy*, 2003, vol. 95, no. 6, pp. 829–834. <http://doi.org/10.1023/b:aten.0000018995.09337.b5>
5. Fedorov Yu. S., Bibichev B. A., Zil'berman B. Ya., Kudryavtsev E. G. Use of regenerated uranium and plutonium in thermal reactors. *Atomnaya energiya* [Atomic Energy], 2005, vol. 99, iss. 2, pp. 136–141 (in Russian).
6. Maslennikov I. A., Fedorov Yu. S., Shadrin A. Yu., Zil'berman B. Ya., Babain V. A., Bibichev B. A. Processing of irradiated fuel: new requirements and innovative approaches. *Bezopasnost' okruzhayushchei sredy* [Environmental Safety], 2010, no. 1, pp. 90–93 (in Russian).

7. Makovskii S. V., Kuryndin A. V., Kirkin A. M., Sinegribov S. V. Analysis of the radiation and thermophysical characteristics of the spent REMIX fuel. *Voprosy atomnoi nauki i tekhniki. Ser. Yaderno-reaktornye konstanty* [Questions of Atomic Science and Technology. Ser. Nuclear Reactor Constants], 2017, iss. 4, pp. 134–143 (in Russian).

8. Fedorov M. I., D'yachenko A. I., Balagurov N. A., Artisyuk V. V. Formation of supplies of protected nuclear fuel based on reprocessed uranium for recipient countries of Russian nuclear technologies. *Izvestiya vuzov. Yadernaya energetika* [News of Higher Educational Institutions. Nuclear Energy], 2015, no. 1, pp. 128–135 (in Russian).

9. Pavlovichev A. M., Pavlov V. I., Semchenkov Yu. M., Kudryavtsev E. G., Fedorov Yu. S., Bibichev E. A. Neutron-physical characteristics of a VVER core with 100% load of reprocessed uranium and plutonium fuel. *Atomic Energy*, 2006, vol. 101, no. 6, pp. 863–868. <http://dx.doi.org/10.1007/s10512-006-0182-5>

10. Dekusar V. M., Kagramanyan V. S., Kalashnikov A. G., Kapranova E. N., Korobitsyn V. E., Puzakov A. Yu. Analysis of the characteristics of REMIX fuel with multiple recycle in VVER reactors. *Izvestiya vuzov. Yadernaya energetika* [News of Higher Educational Institutions. Nuclear Energy], 2013, no. 4, pp. 109–117 (in Russian).

11. Postovarova D. V., Kovalev N. V., Onegin M. S., Bibichev B. A. Radiation characteristics of REMIX fuel during multiple recycle in VVER-1000 reactors. *Izvestiya vuzov. Yadernaya energetika* [News of Higher Educational Institutions. Nuclear Energy], 2016, no. 1, pp. 100–110 (in Russian).

### Информация об авторах

*Казазян Ваган Тереникович* – кандидат технических наук, доцент, заведующий лабораторией энергетического планирования, разработок технических нормативных актов, экспертного анализа материалов и научно-организационного обеспечения госпрограммы, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Беларуси (д. Прилесье, 47/17, 223063, Лувослободской с/с, Минский район, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: [jjnpr@sosny.bas-net.by](mailto:jjnpr@sosny.bas-net.by)

*Мальхин Алий Петрович* – кандидат технических наук, доцент, ведущий научный сотрудник лаборатории энергетического планирования, разработок технических нормативных актов, экспертного анализа материалов и научно-организационного обеспечения госпрограммы, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Беларуси (д. Прилесье, 47/17, 223063, Лувослободской с/с, Минский район, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: [jjnpr@sosny.bas-net.by](mailto:jjnpr@sosny.bas-net.by)

*Войтецкая Елена Федоровна* – научный сотрудник лаборатории нейтронной физики, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Беларуси (д. Прилесье, 47/17, 223063, Лувослободской с/с, Минский район, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: [rubin@sosny.bas-net.by](mailto:rubin@sosny.bas-net.by)

*Днепровская Нина Михайловна* – научный сотрудник лаборатории нейтронной физики, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Беларуси (д. Прилесье, 47/17, 223063, Лувослободской с/с, Минский район, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: [dneprnina@mail.ru](mailto:dneprnina@mail.ru)

*Рубин Исаак Ефимович* – старший научный сотрудник лаборатории нейтронной физики, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Беларуси (д. Прилесье, 47/17, 223063, Лувослободской с/с, Минский район, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: [rubin@sosny.bas-net.by](mailto:rubin@sosny.bas-net.by)

*Тетерева Наталья Александровна* – научный сотрудник лаборатории нейтронной физики, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Беларуси (д. Прилесье, 47/17, 223063, Лувослободской с/с, Минский район, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: [tetna@mail.ru](mailto:tetna@mail.ru)

### Information about the authors

*Vagan T. Kazazyan* – Ph. D. (Engineering), Associate Professor, Head of Laboratory, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (47/17, Prilesye village, 223063, Lugovoslobodskaya village, Minsk District, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: [jjnpr@sosny.bas-net.by](mailto:jjnpr@sosny.bas-net.by)

*Aliy P. Malykhin* – Ph. D. (Engineering), Associate Professor, Leading Researcher, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (47/17, Prilesye village, 223063, Lugovoslobodskaya village, Minsk District, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: [jjnpr@sosny.bas-net.by](mailto:jjnpr@sosny.bas-net.by)

*Elena F. Vaitsetskeya* – Researcher of the Laboratory of Neutron Physics, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (47/17, Prilesye village, 223063, Lugovoslobodskaya village, Minsk District, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: [rubin@sosny.bas-net.by](mailto:rubin@sosny.bas-net.by)

*Nina M. Dneprovskaya* – Researcher at the Laboratory of Neutron Physics, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (47/17, Prilesye village, 223063, Lugovoslobodskaya village, Minsk District, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: [dneprnina@mail.ru](mailto:dneprnina@mail.ru)

*Isaak E. Rubin* – Senior Researcher at the Laboratory of Neutron Physics, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (47/17, Prilesye village, 223063, Lugovoslobodskaya village, Minsk District, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: [rubin@sosny.bas-net.by](mailto:rubin@sosny.bas-net.by)

*Natalia A. Tetereva* – Researcher at the Laboratory of Neutron Physics, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (47/17, Prilesye village, 223063, Lugovoslobodskaya village, Minsk District, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: [tetna@mail.ru](mailto:tetna@mail.ru)

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

УДК 621.039.5:614.876

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-65-74>

Поступила в редакцию 12.11.2021

Received 12.11.2021

А. Д. Чорный<sup>2</sup>, С. Д. Михеенко<sup>1</sup>, Ф. А. Сперанский<sup>3</sup>, А. Л. Мостовенко<sup>1</sup>, А. И. Крысин<sup>1</sup>,  
Т. А. Баранова<sup>2</sup>, Ю. В. Жукова<sup>2</sup>, И. Г. Кухарчук<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Центр по ядерной и радиационной безопасности, Минск, Республика Беларусь

<sup>2</sup>Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь

<sup>3</sup>Институт ядерных проблем Белорусского государственного университета, Минск, Республика Беларусь

### МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА СМЕШЕНИЯ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ В ОПУСКНОМ УЧАСТКЕ И НАПОРНОЙ КАМЕРЕ СМЕШЕНИЯ ВВЭР-1200 (В-491)

**Аннотация.** Определен наиболее представительный аварийный сценарий и разработана физико-математическая модель для исследования смешения неизотермических потоков теплоносителя в конструктивных элементах реакторной установки В-491 (ВВЭР-1200), в которой движение среды описывается в трехмерной нестационарной постановке. Исходя из аналитических оценок перечня исходных событий, выбран сценарий с подключением неработающей петли главного циркуляционного трубопровода к трем работающим без предварительного снижения мощности. Разработаны расчетная методика и численный метод для анализа выбранного аварийного сценария и обоснования безопасности эксплуатации реакторной установки В-491 (ВВЭР-1200). При проведении численного моделирования использован метод RANS, заключающийся в решении осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье–Стокса, уравнения неразрывности и уравнения энергии. Для замыкания уравнений использована SST  $k-\omega$  модель турбулентности Флориана Ментера. Проведена верификация разработанной физико-математической модели и процедуры расчета посредством моделирования теплогидравлических процессов в моделях как с относительно простой геометрической конструкцией (тройниковое соединение), так и в масштабной модели корпуса реактора (эксперимент ROCOM), включающего опускной участок и напорную камеру смешения. Показано качественное согласование численных результатов моделирования с доступными данными физических экспериментов. Представлены результаты численного моделирования процесса смешения неизотермических потоков теплоносителя на участке от патрубка «холодной» нитки главного циркуляционного трубопровода до нижней границы топлива активной зоны ВВЭР-1200 (В-491). Показано, что неоднородность в распределении температуры на входе в активную зону проявляется до 15,5 с расчетного аварийного сценария. При выполнении вычислений использовалась связка специализированных расчетных средств Ansys Fluent/Rainbow-TRP.

**Ключевые слова:** ядерная безопасность, водо-водяной энергетический реактор, смешение, неизотермические потоки теплоносителя, CFD-моделирование

**Для цитирования:** Моделирование процесса смешения теплоносителя в опускном участке и напорной камере смешения ВВЭР-1200 (В-491) / А. Д. Чорный [и др.] // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2022. – Т. 67, № 1. – С. 65–74. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-65-74>

Andrei D. Chorny<sup>2</sup>, Safiya D. Mikheenko<sup>1</sup>, Philip A. Speransky<sup>3</sup>, Andrey L. Mostovenko<sup>1</sup>, Alexander I. Krysin<sup>1</sup>,  
Tatiana A. Baranova<sup>2</sup>, Yulia V. Zhukova<sup>2</sup>, Ihar G. Kukharchuk<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Center for Nuclear and Radiation Safety, Minsk, Republic of Belarus

<sup>2</sup>A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus

<sup>3</sup>Institute for Nuclear Problems of Belarusian State University, Minsk, Republic of Belarus

### MODELING THE PROCESS OF MIXING THE COOLANT IN THE LOWER SECTION AND PRESSURE MIXING CHAMBER OF VVER-1200 (V-491)

**Abstract.** The most representative accident scenario is determined and a physical and mathematical model is developed for studying the mixing of non-isothermal coolant flows in the structural elements of the V-491 reactor facility (VVER-1200), in which the motion of the medium is described in a three-dimensional non-stationary formulation. Based on the analytical estimates of the list of initiating events, a scenario was chosen with the connection of an idle loop of the main circulation pipeline to three operating ones without a preliminary power reduction. A computational algorithm and a numerical method have been developed for the computational analysis of the selected accident scenario and the justification of the safety of operation of the V-491 reactor facility (VVER-1200). During the numerical simulation, the RANS method was used, which consists in solving the Reynolds-averaged Navier–Stokes equations, the continuity equation and the energy equation. The SST  $k-\omega$  model of turbulence by Florian Menter is used to close the equations. The verification of the developed physical and mathematical

model and calculation procedure was carried out by modeling thermohydraulic processes in models with both a relatively simple geometric design (tee connection) and in a scale model of the reactor vessel (ROCOM experiment), including a lowering section and a pressure mixing chamber. The qualitative agreement of the numerical simulation results with the available data of physical experiments is shown. The results of numerical simulation of the mixing process of non-isothermal coolant flows in the section from the branch pipe of the “cold” thread of the main circulation pipeline to the lower boundary of the fuel of the VVER-1200 core (V-491) are presented. It is shown that the heterogeneity in the temperature distribution at the entrance to the core manifests itself up to 15.5 s of the calculated accident scenario. For calculations the following code coupling were used: Ansys Fluent/Rainbow-TPP.

**Keywords:** nuclear safety, pressurized water type reactor, coolant mixing, non-isothermal flow, CFD-modeling

**For citation:** Chorny A. D., Mikheenko S. D., Speransky P. A., Mostovenko A. L., Krysin A. I., Baranova T. A., Zhukova Yu. V., Kukharchuk I. G. Modeling the process of mixing the coolant in the lower section and pressure mixing chamber of VVER-1200 (V-491). *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2022, vol. 67, no. 1, pp. 65–74 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-65-74>

**Введение.** В основу обеспечения ядерной и радиационной безопасности проекта АЭС-2006 заложена стратегия глубоководной защиты, которая заключается в последовательном применении системы физических барьеров на пути распространения ионизирующего излучения и радиоактивных веществ, а также системы технических и организационных мер по защите физических барьеров и сохранению их эффективности с целью защиты персонала, населения и окружающей среды [1].

Обоснование теплотехнической надежности активной зоны ядерного реактора является частью реализации стратегии глубоководной защиты и подлежит независимой экспертизе для оценки уровня обеспечения ядерной и радиационной безопасности атомной электростанции. Обоснование основано на теплогидравлическом расчете, который предполагает проведение как экспериментальных, так и теоретических исследований с применением современных методов расчета локальных и интегральных гидродинамических и тепломассообменных характеристик потоков теплоносителя во внутреннем тракте реакторной установки (далее – РУ) [2]. В ходе расчета устанавливаются условия, закономерности и обобщающие зависимости указанных характеристик.

Теплотехническое состояние активной зоны ВВЭР-1200 (В-491) определяется параметрами теплоносителя на входе в реактор, где могут возникать неоднородные потоки теплоносителя по разным каналам главного циркуляционного трубопровода, приводящие к локальным отклонениям параметров (температуры и скорости в потоке) от их номинального значения. Такие явления в настоящее время изучаются средствами вычислительной гидрогазодинамики с привлечением специализированных пакетов прикладных программ гидродинамического и теплофизического профиля [2].

Отличительной чертой тепло- и гидродинамических процессов, происходящих внутри РУ, является неизотермический режим течения теплоносителя. Среди задач численного моделирования неизотермических потоков особую сложность представляют задачи естественной или смешанной конвекции, а также турбулентного переноса. В данных режимах движение теплоносителя с различной температурой приводит к возникновению неоднородности в распределении температуры и скорости в потоке, что существенно влияет на эксплуатационные свойства оборудования. Вместе с тем задача моделирования высокоинтенсивных конвективных переносов усложняется недостатком экспериментальных исследований в данной области, которые преимущественно посвящены определению интегральных значений теплогидравлических характеристик [2], при этом определение локальных характеристик потока усложнено постановкой эксперимента и анализом полученных данных.

В связи с вышеизложенным представляется актуальным выполнить моделирование смешения теплоносителя в опускном участке и напорной камере смешения ВВЭР-1200 (В-491) для использования в дальнейшем при исследовании и совершенствовании методик проверки обоснования теплотехнической надежности активной зоны ВВЭР-1200 (В-491). В Республике Беларусь такое научное исследование проведено впервые.

*Цель исследования* – повышение эффективности независимой экспертизы для оценки уровня обеспечения ядерной и радиационной безопасности Белорусской АЭС.

Для достижения поставленной цели необходимо решение следующих задач:

разработать физико-математическую модель для исследования смешения неизотермических потоков теплоносителя в конструктивных элементах реакторной установки, в которой движение среды описывается в трехмерной нестационарной постановке;

выполнить проверку качества разработанной физико-математической и численной модели, реализованной с помощью специализированного пакета прикладных программ Ansys Fluent, путем сопоставления результатов расчетов с экспериментальными данными и данными аналитических решений;

определить наиболее представительный аварийный сценарий;

выполнить расчетный анализ аварийного сценария со смешением неизотермических потоков теплоносителя в опускном участке и напорной камере смешения ВВЭР-1200 (В-491);

проанализировать полученные результаты.

**Материалы и методы исследования.** При проведении численного моделирования использовался метод RANS, заключающийся в решении осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье–Стокса, уравнения неразрывности и уравнения энергии [3]. Для замыкания уравнений использована SST  $k-\omega$  модель турбулентности Флориана Менгера [4], которая учитывает влияние пограничных слоев вблизи стенок, а также особенности развития свободных течений. Численное решение указанных уравнений производилось с помощью гидрогазодинамического решателя Ansys Fluent 19.1, в котором реализован метод конечных объемов.

Тестирование расчетного алгоритма и верификация физико-математической модели выполнялись посредством моделирования теплогидравлических процессов в моделях как с относительно простой геометрической конструкцией (тройниковое соединение), так и в масштабной модели корпуса реактора (эксперимент ROCOM), включающего опускной участок и напорную камеру смешения.

В качестве варианта исполнения узла смешения тройникового соединения рассматривался типовой вытяжной тройник, в котором происходит смешение горячего и холодного теплоносителя. Предполагалось, что стенки тройникового соединения теплоизолированы, а теплоноситель через входные отверстия подается с различными температурой и массовым расходом. Теплофизические свойства теплоносителя (плотность, вязкость, коэффициент теплопроводности) задавались в виде кусочно-линейных функций, зависящих от температуры и давления. Конкретные значения геометрических и входных параметров, начальных и граничных условий соответствовали эксперименту WATLON [5].

Результаты, полученные в ходе моделирования различных режимов смешения теплоносителя в тройниковом соединении, указывают на то, что применение метода RANS пригодно для анализа течения теплоносителя, поскольку полученные значения осредненной скорости и температуры согласуются с экспериментом (рис. 1, 2). Использованный подход может быть применен для проведения оценки качества расчетных сеток и граничных условий при дальнейшем моделировании теплопереноса в геометрически сложных элементах реакторной установки В-491 (ВВЭР-1200).

Также для проверки работоспособности физико-математической модели и разработанной методики численного решения производилось тестирование расчетного алгоритма на примере задачи смешения в масштабной модели РУ (эксперимент ROCOM [7–10]). Данный экспериментальный стенд используется для исследования процессов смешения теплоносителя. Тестовой задачей является смешение в установке ROCOM разнотемпературных теплоносителей, поступающих из петель (рис. 3). Результаты, полученные в ходе расчета, не противоречат расчетно-экспериментальным данным для модели ROCOM [7–10], что позволяет утверждать о возможности применения физико-математической модели и методики расчета для исследования смешения неизотермических потоков теплоносителя в конструктивных элементах реакторной установки В-491 (ВВЭР-1200).

Таким образом, полученные результаты проведенной верификации расчетного алгоритма позволяют предложить разработанный подход для моделирования процессов смешения в опускном участке и напорной камере смешения ВВЭР-1200 (В-491).

The grid of 1.87 mil. cells

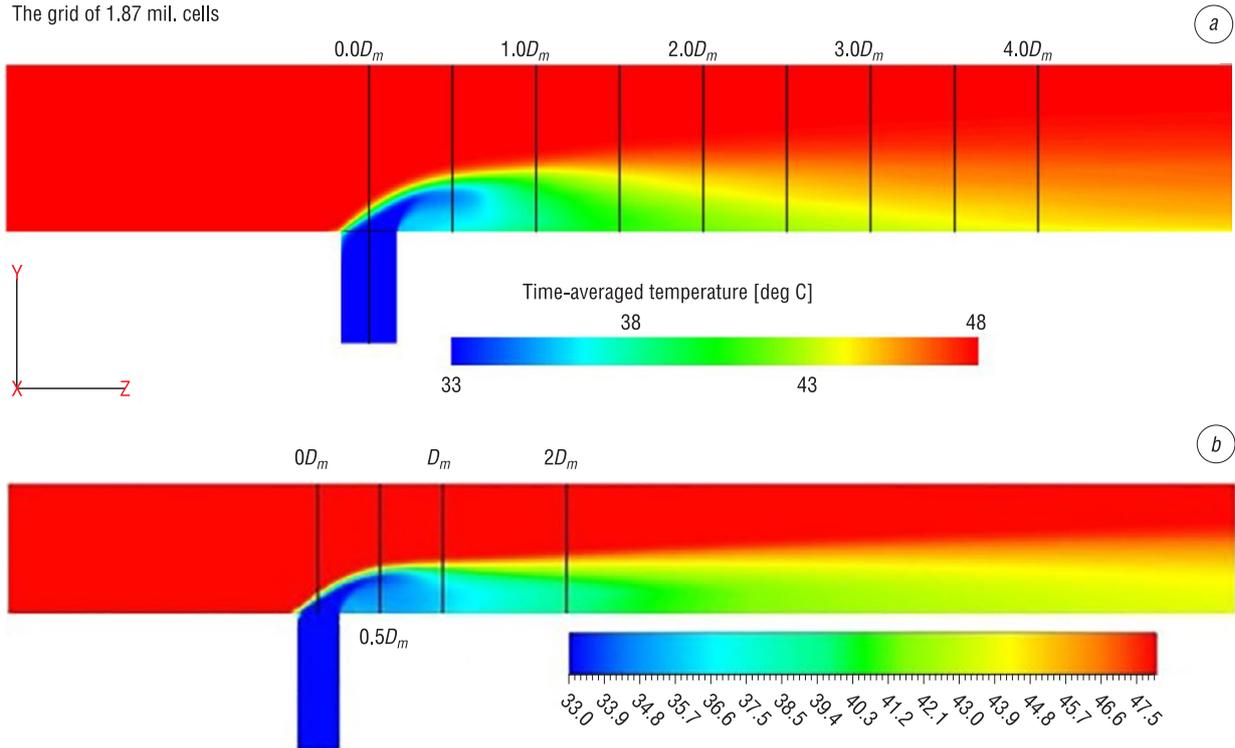


Рис. 1. Распределение осредненной температуры в срединном сечении тройникового соединения при отношении входных чисел Рейнольдса 5,76, полученное методами: *a* – LES [6], *b* – RANS

Fig. 1. The distribution of the averaged temperature in the middle section of the tee joint with the ratio of the input Reynolds numbers of 5.76, obtained by the method: *a* – LES [6], *b* – RANS

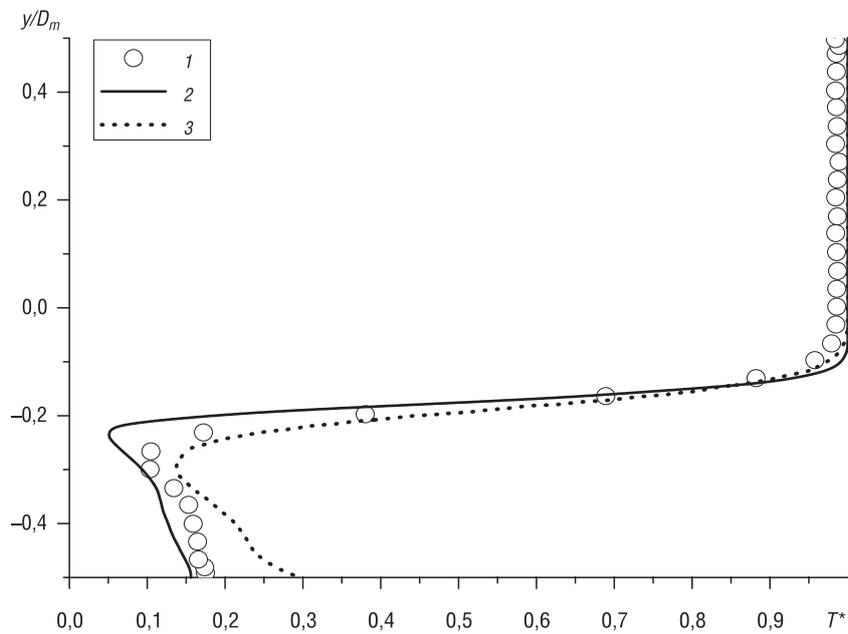


Рис. 2. Распределение безразмерной температуры в сечении, расположенном на расстоянии  $z = 0,5D_m$  от центра патрубка при отношении входных чисел Рейнольдса 5,76: 1 – эксперимент WATLON [5], 2 – расчет методом RANS, 3 – расчет методом LES [6]

Fig. 2. The distribution of the dimensionless temperature in the cross section located at a distance of  $z = 0.5D_m$  from the center of the nozzle with a ratio of the input Reynolds numbers of 5.76: 1 – WATLON experiment [5], 2 – calculation by the RANS method, 3 – calculation by the LES method [6]

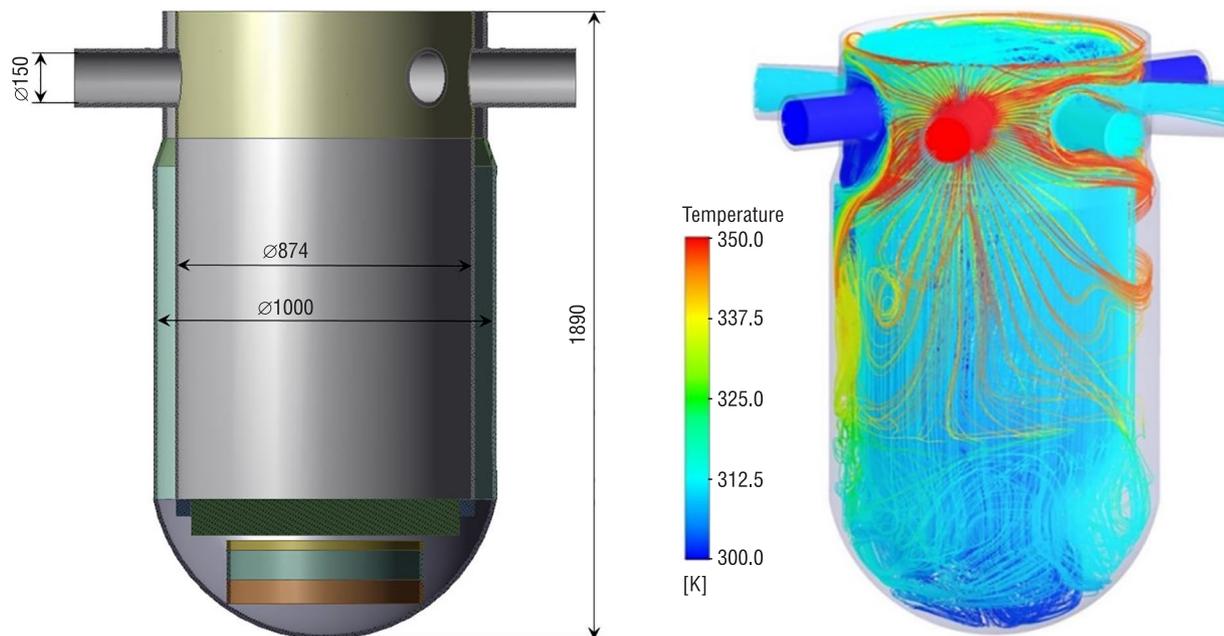


Рис. 3. Модель стенда ROCOM (а); линии тока, окрашенные значениями температуры – вид со стороны «горячей» петли (b)

Fig. 3. Model of the ROCOM stand (a); current lines colored with temperature values – view from the side of the “hot” loop (b)

**Результаты и их обсуждение.** По причине наличия отрицательных обратных связей по температуре теплоносителя критерием выбора аварийного сценария для выполнения моделирования являлась возможность (вероятность) резкого изменения температуры теплоносителя в сторону уменьшения (так называемое захлаживание), а также изменение концентрации борной кислоты в теплоносителе на входе в реактор. Из перечня исходных событий аварий, приведенного в Федеральных нормах и правилах в области использования атомной энергии «Требования к содержанию отчета по обоснованию безопасности блока атомной станции с реактором типа ВВЭР» (НП-006-16) (утв. Федеральной службой по экологическому, технологическому и атомному надзору 13.02.2017 № 53. М., 2017), под указанный критерий подходят подключение неработающей петли главного циркуляционного трубопровода без предварительного снижения мощности, а также непреднамеренное разбавление борной кислоты в теплоносителе первого контура. Согласно [11], неоднородное разбавление борной кислоты является крайне маловероятным ( $10^{-7}$ ), поэтому влияние этого фактора на выбор сценария исключалось. Таким образом, исходя из аналитических оценок перечня исходных событий (НП-006-16), для численного моделирования выбран аварийный сценарий с подключением неработающей петли главного циркуляционного трубопровода к трем работающим без предварительного снижения мощности РУ.

Граничные условия на входе в реактор, усредненные температуры в опускных участках и нижней камере смешения реактора определены путем выполнения моделирования аварийного сценария «Подключение неработающей петли главного циркуляционного трубопровода к трем работающим без предварительного снижения мощности» в специализированном программном средстве Rainbow-TRP, которое выполняет объединенные нейтронно-физические и теплогидравлические вычисления процессов в РУ и втором конуре АЭС типа ВВЭР и аттестовано для таких расчетов в порядке, установленном Ростехнадзором Российской Федерации (аттестационный паспорт программного средства № 445 от 24 октября 2018 г.).

После того как в РУ установилось распределение скоростей, температуры и давления, соответствующее работе установки в номинальном режиме на трех главных циркуляционных насосных агрегатах, происходит включение и выход на номинальный расход в неработающей петле. На рис. 4 представлена характерная для такого процесса зависимость массового расхода и температуры теплоносителя от времени для рассматриваемого аварийного сценария.

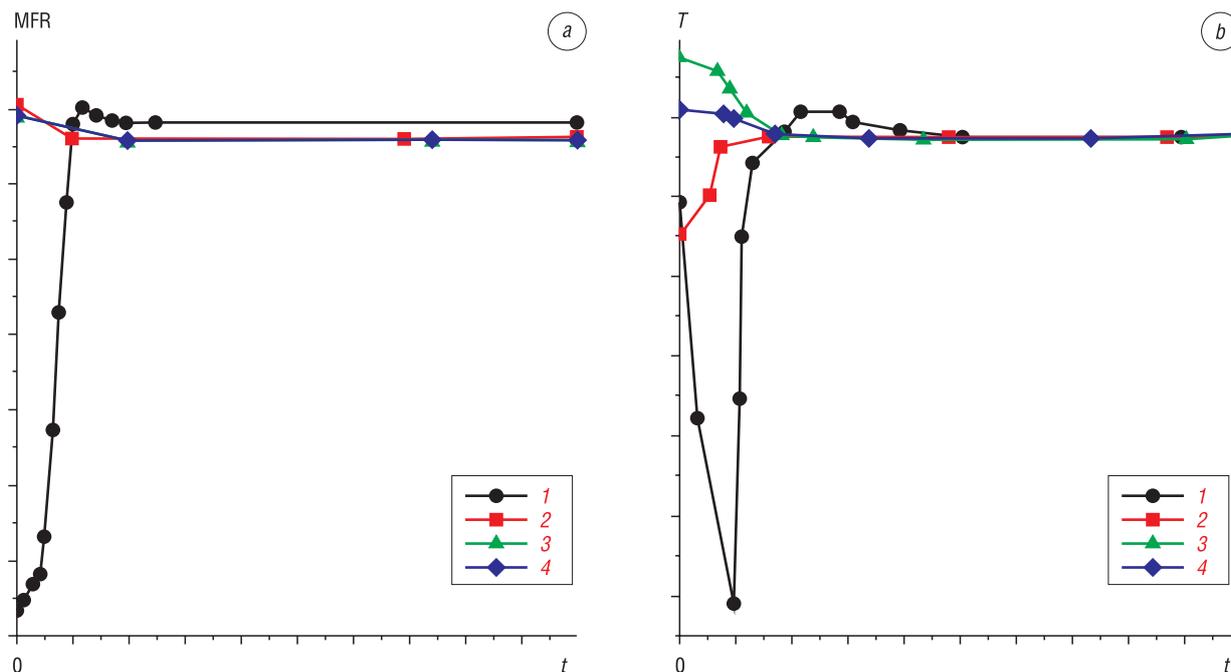


Рис. 4. Распределение массового расхода (а) и температуры (б) теплоносителя, поступающего в петли: 1 – петля №1, 2 – петля №2, 3 – петля №3, 4 – петля №4

Fig. 4. Distribution of the mass flow rate (a) and temperature (b) of the coolant entering the loops: 1 – loop no. 1, 2 – loop no. 2, 3 – loop no. 3, 4 – loop no. 4

Из рис. 4 следует, что до момента времени  $t = 5,5$  с в петле №1 массовый расход теплоносителя отрицательный: в неработающей петле установилась обратная циркуляция теплоносителя; после указанного момента времени происходит разворот потока теплоносителя и некоторый его объем повторно проходит через парогенератор, что приводит к подаче из этой петли в корпус реактора теплоносителя с температурой меньшей, чем в остальных петлях главного циркуляционного трубопровода.

Процедура численного моделирования разбивалась на два этапа. На первом этапе (0–5,5 с) в качестве граничных условий для петли №1 задавался выход из расчетной области и, соответственно, – статическое давление, целевой массовый расход (согласно данным, представленным на рис. 4, а) и равенство нулю градиентов скорости и температуры. Для петель №2–4 устанавливались массовый расход и температура в соответствии с данными, представленными на рис. 4, а, б для моментов времени 0–5,5 с.

На втором этапе (5,5–15,5 с) в качестве граничных условий для петли №1 задавался вход в расчетную область и, соответственно, массовый расход и температура (рис. 4, а, б). Для петель №2–4 устанавливались массовый расход и температура теплоносителя в соответствии с рис. 4, а, б для моментов времени 5,5–15,5 с.

Теплофизические свойства теплоносителя (плотность, теплоемкость, коэффициент теплопроводности и динамическая вязкость) задавались как функции температуры и давления.

Результаты расчетов полей температуры в серединных сечениях реактора для разных моментов времени представлены на рис. 5. В рассматриваемом расчетном сценарии в начальный момент времени ( $t = 0$  с) через петлю №1 производится отвод теплоносителя с массовым расходом 1652,78 кг/с (рис. 5, а). Процесс отвода теплоносителя из петли №1 продолжается до момента времени 5,5 с (рис. 5, б), а затем начинается подвод теплоносителя в петлю №1. Минимальная температура теплоносителя, поступающего через петлю №1, достигается в момент времени  $t = 9,5$  с (рис. 5, д). При этом массовый расход в данный момент времени достигает значения 4277,5 кг/с. Дальнейший рост количества подаваемого теплоносителя с возрастающей температурой в петлю №1 приводит к выравниванию температуры, поступающей в активную зону ВВЭР-1200 (В-491), как показано на рис. 5, е, ф.

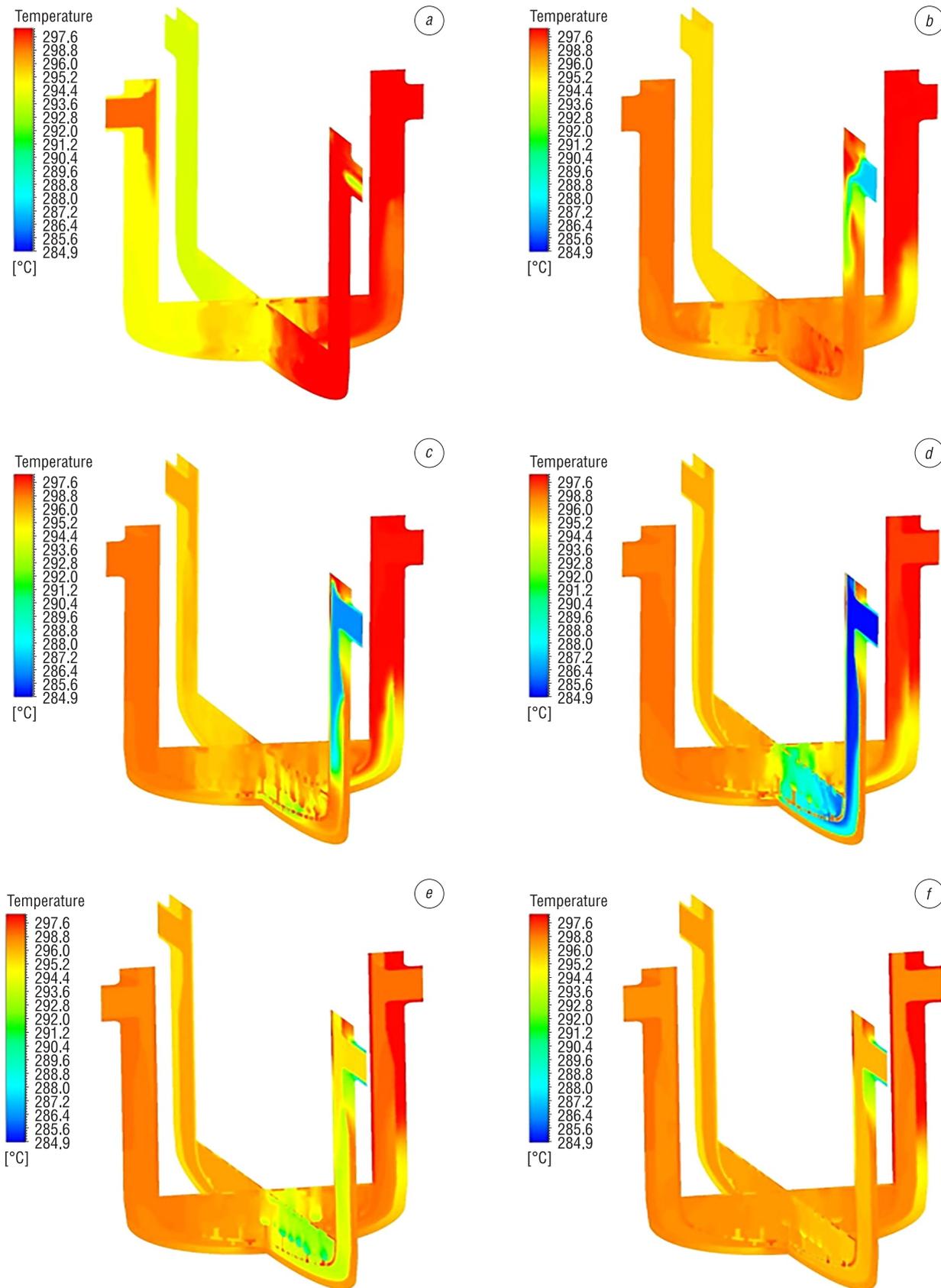


Рис. 5. Распределение полей температур в срединных сечениях реактора в моменты времени:  $a - t = 0$  с;  $b - t = 6,0$  с;  $c - t = 7,5$  с;  $d - t = 9,5$  с;  $e - t = 12,5$  с;  $f - t = 15,5$  с

Fig. 5. Distribution of temperature fields in the middle sections of the reactor at time points:  $a - t = 0$  s;  $b - t = 6.0$  s;  $c - t = 7.5$  s;  $d - t = 9.5$  s;  $e - t = 12.5$  s;  $f - t = 15.5$  s

На рис. 6 представлена структура потока, истекающего из петли №1 в опускной участок ВВЭР-1200 (В-491) и в окрестности опорных стаканов. Теплоноситель поступает вдоль стенки опускного участка в камеру смешения, где и происходит основной процесс смешения. Необходимо отметить, что в теплоносителе, находящемся в опускном участке, наблюдается значительная стратификация по температуре. Подобные явления отмечались в [7–10] при исследовании процессов смешения в экспериментальной установке ROCOM.

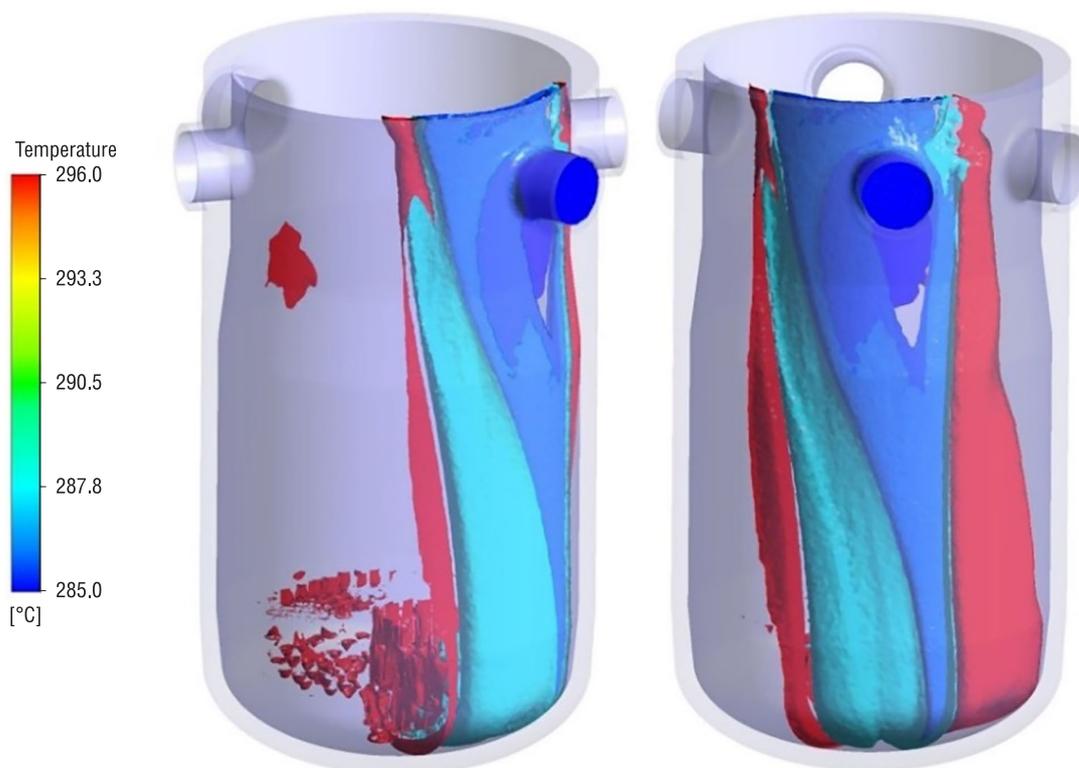


Рис. 6. Изоповерхности, окрашенные температурой, в окрестности опорных стаканов и петли №1 в момент времени  $t = 9,5$  с

Fig. 6. Temperature-colored isosurfaces in the vicinity of the support cups and loop no. 1 at time  $t = 9.5$  s

**Заключение.** В ходе исследования на основе аналитических оценок перечня исходных событий выбран аварийный сценарий с подключением неработающей петли главного циркуляционного трубопровода к трем работающим без предварительного снижения мощности. Разработана расчетная методика и верифицирован алгоритм расчета процессов температурного смешения посредством сопоставления полученных результатов с экспериментальными исследованиями ряда авторов для случая смешения в тройниковом соединении (эксперимент WATLON) и в экспериментальной установке ROCOM. Выполнен расчетный анализ аварийного сценария со смешением неизотермических потоков в опускном участке и напорной камере смешения ВВЭР-1200 (В-491). Показано, что неоднородность в распределении температуры на входе в активную зону проявляется вплоть до 15,5 с расчетного аварийного сценария. Затем распределение становится однородным.

Физико-математическая модель смешения теплоносителя в опускном участке и напорной камере смешения ВВЭР-1200 (В-491) может быть использована в дальнейшем для апробации и совершенствования методик проверки обоснования теплотехнической надежности активной зоны ВВЭР-1200 (В-491) при проведении независимой экспертизы для оценки уровня обеспечения ядерной и радиационной безопасности Белорусской АЭС.

Использование при проведении такого рода вычислений связки программных средств Ansys Fluid/Rainbow-TRP в данной задаче подтвердило эффективность применения такого подхода в дальнейшем.

## Список использованных источников

1. Андрушечко, С. А. АЭС с реактором типа ВВЭР-1000. От физических основ эксплуатации до эволюции проекта / С. А. Андрушечко, А. М. Афров, Б. Ю. Васильев. – М.: Логос, 2010. – 604 с.
2. Методы обоснования теплотехнической надежности активной зоны тепловых водо-водяных реакторов / А. А. Баринов [и др.] // Атомная энергия. – 2016. – Т. 120, вып. 5. – С. 270–275.
3. Теплофизика аварий ядерных реакторов / А. А. Ключников [и др.]. – Чернобыль: Ин-т проблем безопасности АЭС, 2012. – 528 с.
4. Menter, F.R. Ten years of industrial experience with the SST turbulence model / F.R. Menter, M. Kuntz, R. Langtry // *Turbulence, Heat and Mass Transfer* / eds.: K. Hanjalic, Y. Nagano, M. Tummers. – 4<sup>th</sup> ed. – N. Y.: Begell House, Inc., 2003. – P. 625–632.
5. Igarashi, M. Experimental study on fluid mixing for evaluation of thermal striping in T-pipe junction / M. Igarashi, M. Tanaka, S. Kawashima // 10<sup>th</sup> International Conference on Nuclear Engineering: Proc. April 14–18, 2002. – Arlington, 2002. – P. 383–390.
6. Utanohara, Y. Conjugate numerical simulation of wall temperature fluctuation at a T-junction pipe / Y. Utanohara, Y.K. Miyoshi, A. Nakamura // *Mech. Eng. J.* – 2018. – Vol. 5, № 3. – P. 1–23. <https://doi.org/10.1299/mej.18-00044>
7. Rohde, U. Fluid mixing and flow distribution in the reactor circuit: Measurement data base / U. Rohde, S. Kliem, T. Höhne // *Nucl. Eng. Des.* – 2005. – Vol. 235. – P. 421–443. <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2004.08.045>
8. Prasser, H.M. Coolant mixing in a PWR deboration transients, steam line breaks and emergency core cooling injection – experiments and analyses / H.M. Prasser, G. Grunwald, T. Höhne // *Nucl. Tech.* – 2003. – Vol. 143, № 1. – P. 37–56. <https://doi.org/10.13182/nt03-a3396>
9. Rohde, U. The European project FLOMIX-R: Description of the slug mixing and buoyancy related experiments at the different test facilities (Final report on WP 2) / U. Rohde, S. Kliem, B. Hemström // Report FZR-430. – Rossendorf, 2005. – 214 p.
10. Farkas, I. Validation of Computational Fluid Dynamics Calculation Using Rossendorf Coolant Mixing Model Flow Measurements in Primary Loop of Coolant in a Pressurized Water Reactor Model / I. Farkas, E. Hutli, T. Farkas // *Nucl. Eng. Tech.* – 2016. – Vol. 48. – P. 941–951. <https://doi.org/10.1016/j.net.2016.02.017>
11. Ушева, К. И. Анализ аварийных сценариев, связанных с неравномерным разбавлением борной кислоты в теплоносителе первого контура [Электронный ресурс] / К. И. Ушева // 11-я международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», Подольск, 21–24 мая 2019 г. – Режим доступа: <http://www.gidropress.podolsk.ru/files/proceedings/mntk2019/autorun/index-ru.htm> – Дата доступа: 03.11.2020.

## References

1. Andrushechko S. A., Afrov A. M., Vasiliev B. Yu. *NPP with a WWER-1000 Type Reactor. From the Physical Foundations of Operation to the Evolution of the Project*. Moscow, Logos Publ., 2010. 604 p. (in Russian).
2. Barinov A. A., Dmitriev S. M., Khrobostov A. E., Samoilov O. B. Methods of Thermomechanical Reliability Validation of Thermal Water-Moderated and Water-Cooled Reactor Cores. *Atomic Energy*, 2016, vol. 120, no. 5, pp. 335–341. <https://doi.org/10.1007/s10512-016-0140-9> (in Russian).
3. Klyuchnikov A. A., Sharaevsky I. G., Fialko N. M. et al. *Thermophysics of Nuclear Reactor Accidents*. Chernobyl, Institute of Nuclear Power Plant Safety Problems, 2012. 528 p. (in Russian).
4. Menter F.R., Kuntz M., Langtry R. Ten years of industrial experience with the SST turbulence model. Hanjalic K., Nagano Y., Tummers M., eds. *Turbulence, Heat and Mass Transfer*. 4<sup>th</sup> ed. New York, Begell House, Inc., 2003. P. 625–632.
5. Igarashi M., Tanaka M., Kawashima S. Experimental study on fluid mixing for evaluation of thermal striping in T-pipe junction. 10<sup>th</sup> International Conference on Nuclear Engineering: Proceesing, April 14–18, 2002. Arlington, USA, 2002. P. 383–390.
6. Utanohara Y., Miyoshi Y.K., Nakamura A. Conjugate numerical simulation of wall temperature fluctuation at a T-junction pipe. *Mechanical Engineering Journal*, 2018, vol. 5, no. 3, pp. 1–23. <https://doi.org/10.1299/mej.18-00044>
7. Rohde U., Kliem S., Höhne T. Fluid mixing and flow distribution in the reactor circuit: Measurement data base. *Nuclear Engineering and Design*, 2005, vol. 235, pp. 421–443. <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2004.08.045>
8. Prasser H.M., Grunwald G., Höhne T. Coolant mixing in a PWR deboration transients, steam line breaks and emergency core cooling injection – experiments and analyses. *Nuclear Technology*, 2003, vol. 143, no. 1, pp. 37–56. <https://doi.org/10.13182/nt03-a3396>
9. Rohde U., Kliem S., Hemström B. *The European project FLOMIX-R: Description of the slug mixing and buoyancy related experiments at the different test facilities (Final report on WP 2)*. Report FZR-430. Rossendorf, 2005. 214 p.
10. Farkas I., Hutli E., Farkas T. Validation of Computational Fluid Dynamics Calculation Using Rossendorf Coolant Mixing Model Flow Measurements in Primary Loop of Coolant in a Pressurized Water Reactor Model. *Nuclear Engineering and Technology*, 2016, vol. 48, pp. 941–951. <https://doi.org/10.1016/j.net.2016.02.017>
11. Uшева К. И. Analysis of emergency scenarios associated with uneven dilution of boric acid in the primary coolant. 11-ya mezhdunarodnaya nauchno-tekhnicheskaya konferentsiya “Obespechenie bezopasnosti AES s VVER”, Podol’sk, 21–24 maya 2019 g. [11<sup>th</sup> International Scientific and Technical Conference “Ensuring the safety of nuclear power plants with VVER”, Podolsk, May 21–24, 2019]. Available at: <http://www.gidropress.podolsk.ru/files/proceedings/mntk2019/autorun/index-ru.htm> (accessed 03 November 2020) (in Russian).

**Информация об авторах**

*Чорный Андрей Дмитриевич* – кандидат физико-математических наук, доцент, заведующий лабораторией турбулентности, Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси (ул. П. Бровки, 15, 220072, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0003-4716-6123>. E-mail: [anchor74@rambler.ru](mailto:anchor74@rambler.ru)

*Михеенко София Дмитриевна* – младший научный сотрудник сектора анализа эксплуатационного опыта отдела ядерной безопасности, Центр по ядерной и радиационной безопасности (ул. Шпилевского, 59-7Н, 220067, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0003-2979-5284>. E-mail: [mikheyenka@bcnrs.by](mailto:mikheyenka@bcnrs.by)

*Сперанский Филипп Александрович* – научный сотрудник, Институт ядерных проблем Белорусского государственного университета (ул. Бобруйская, 11, 220006, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0003-3251-3647>. E-mail: [PhilSA2.71@gmail.com](mailto:PhilSA2.71@gmail.com)

*Мостовенко Андрей Леонидович* – и. о. директора, Центр по ядерной и радиационной безопасности (ул. Шпилевского, 59-7Н, 220067, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0002-2069-3153>. E-mail: [mostovenko@bcnrs.by](mailto:mostovenko@bcnrs.by)

*Крысин Александр Иванович* – заведующий сектором эксплуатационного опыта отдела ядерной безопасности, Центр по ядерной и радиационной безопасности (ул. Шпилевского, 59-7Н, 220067, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0001-7705-9893>. E-mail: [krysin@bcnrs.by](mailto:krysin@bcnrs.by)

*Баранова Татьяна Анатольевна* – научный сотрудник лаборатории турбулентности, Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси (ул. П. Бровки, 15, 220072, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0002-4413-8904>. E-mail: [bartat@tut.by](mailto:bartat@tut.by)

*Жукова Юлия Владимировна* – кандидат физико-математических наук, доцент, ведущий научный сотрудник лаборатории турбулентности, Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси (ул. П. Бровки, 15, 220072, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0003-1219-6373>. E-mail: [julia\\_zhukova@rambler.ru](mailto:julia_zhukova@rambler.ru)

*Кухарчук Игорь Григорьевич* – научный сотрудник лаборатории турбулентности, Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси (ул. П. Бровки, 15, 220072, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0002-5824-3473>. E-mail: [doomer1979@mail.ru](mailto:doomer1979@mail.ru)

**Information about the authors**

*Andrei D. Chorny* – Ph. D. (Physics and Mathematics), Associate Professor, Head of the Turbulence Laboratory, A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus (15, P. Brovka Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0003-4716-6123>. E-mail: [anchor74@rambler.ru](mailto:anchor74@rambler.ru)

*Safiya D. Mikheyenka* – Junior Researcher of the Operational Experience Analysis Sector of the Nuclear Safety Department, Center for Nuclear and Radiation Safety (59-7N, Shpilevsky Str., 220067, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0003-2979-5284>. E-mail: [mikheyenka@bcnrs.by](mailto:mikheyenka@bcnrs.by)

*Philip A. Speransky* – Research Assistant, Institute for Nuclear Problems of Belarusian State University (11, Bobruiskaya Str., 220006, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0003-3251-3647>. E-mail: [PhilSA2.71@gmail.com](mailto:PhilSA2.71@gmail.com)

*Andrey L. Mostovenko* – Acting Director, Center for Nuclear and Radiation Safety (59-7N, Shpilevsky Str., 220067, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0002-2069-3153>. E-mail: [mostovenko@bcnrs.by](mailto:mostovenko@bcnrs.by)

*Alexander I. Krysin* – Head of the Operational Experience Sector of the Nuclear Safety Department, Center for Nuclear and Radiation Safety (59-7N, Shpilevsky Str., 220067, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0001-7705-9893>. E-mail: [krysin@bcnrs.by](mailto:krysin@bcnrs.by)

*Tatiana A. Baranova* – Researcher of the Laboratory of Turbulence, A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus (15, P. Brovka Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0002-4413-8904>. E-mail: [bartat@tut.by](mailto:bartat@tut.by)

*Yulia V. Zhukova* – Ph. D. (Physics and Mathematics), Associate Professor, Leading Researcher of the Laboratory of Turbulence, A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus (15, P. Brovka Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0003-1219-6373>. E-mail: [julia\\_zhukova@rambler.ru](mailto:julia_zhukova@rambler.ru)

*Ihar G. Kukharchuk* – Researcher of the Laboratory of Turbulence, A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus (15, P. Brovka Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0002-5824-3473>. E-mail: [doomer1979@mail.ru](mailto:doomer1979@mail.ru)

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

УДК 621.313

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-75-85>

Поступила в редакцию 12.01.2022

Received 12.01.2022

**С. В. Пантелеев, А. Б. Менжинский, А. Н. Малашин***Военная академия Республики Беларусь, Минск, Республика Беларусь***РАЗРАБОТКА АНАЛИТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОСНОВНОГО МАГНИТНОГО ПОТОКА ЧЕРЕЗ КАТУШКУ РАБОЧЕЙ ОБМОТКИ СИНХРОННОЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ МАШИНЫ С ДРОБНОЙ ЗУБЦОВОЙ ОБМОТКОЙ**

**Аннотация.** В результате исследования двумерной конечно-элементной модели магнитного поля синхронной электрической машины с дробными зубцовыми обмотками выявлены типовые магнитные потоки (основной, краевого эффекта, рассеяния) в ее магнитной системе. Проведен анализ степени влияния магнитных потоков краевого эффекта и рассеяния на величину основного магнитного потока, и построены эквивалентные схемы магнитной цепи исследуемой синхронной электрической машины с дробными зубцовыми обмотками при различных положениях зубцов статора относительно полюсов ротора. Разработана аналитическая модель для определения основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки синхронной электрической машины с дробными зубцовыми обмотками. Особенностью предложенной модели является учет зависимости основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки от координаты положения ротора, магнитных потоков краевого эффекта и рассеяния. Разработанная модель позволяет решить задачу количественного определения величины основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки с высокой точностью. Кроме того, предложенная модель позволяет определить влияние основных геометрических параметров магнитной цепи на характер изменения основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки при наименьших временных затратах. Разработанная аналитическая модель может быть применима в процессе оптимизации синхронной электрической машины с дробными зубцовыми обмотками.

**Ключевые слова:** синхронная электрическая машина, магнитный поток, теория магнитных цепей, метод конечных элементов

**Для цитирования:** Пантелеев, С. В. Разработка аналитической модели для определения основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки синхронной электрической машины с дробной зубцовой обмоткой / С. В. Пантелеев, А. Б. Менжинский, А. Н. Малашин // Вест. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2022. – Т. 67, № 1. – С. 75–85. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-75-85>

**Stanislav V. Panteleev, Andrey B. Menzhinski, Andrey N. Malashin***Military Academy of the Republic of Belarus, Minsk, Republic of Belarus***DEVELOPMENT OF AN ANALYTICAL MODEL FOR DETERMINING THE MAGNETIC LEAKAGE FLUX THROUGH THE STATOR TEETH OF A SYNCHRONOUS ELECTRIC MACHINE WITH A FRACTIONAL TOOTH WINDING**

**Abstract.** As a result of the study of a two-dimensional finite element model of the magnetic field of a synchronous electric machine with fractional tooth windings, typical magnetic fluxes (fundamental, edge effect, scattering) in its magnetic system have been identified. The analysis of the degree of influence of magnetic fluxes of the edge effect and scattering on the magnitude of the main magnetic flux is carried out and equivalent circuits of the magnetic circuit of the studied synchronous electric machine with fractional tooth windings are constructed for different positions of the stator teeth relative to the rotor poles. An analytical model has been developed to determine the main magnetic flux through the coil of the working winding of a synchronous electric machine with fractional toothed windings. A feature of the proposed model is taking into account the dependence of the main magnetic flux through the coil of the working winding on the coordinate of the rotor position, the magnetic fluxes of the edge effect and scattering. The developed model allows solving the problem of quantitative determination of the value of the main magnetic flux through the coil of the working winding with high accuracy. In addition, the proposed model makes it possible to determine the influence of the main geometrical parameters of the magnetic circuit on the nature of the change in the main magnetic flux through the coil of the working winding with the least amount of time. The developed analytical model can be applied in the process of optimizing a synchronous electric machine with fractional tooth windings.

**Keywords:** synchronous electric machine, magnetic flux, theory of magnetic circuits, finite element method

**For citation:** Panteleev S. V., Menzhinski A. B., Malashin A. N. Development of an analytical model for determining the magnetic leakage flux through the stator teeth of a synchronous electric machine with a fractional tooth winding. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2022, vol. 67, no. 1, pp. 75–85 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-75-85>

**Введение.** В системах электроснабжения автономных объектов широко применяются синхронные электрические машины с постоянными магнитами (ПМ), что объясняется высокой надежностью, простотой конструкции, высоким КПД и коэффициентом мощности по сравнению с другими классами электрических машин [1, 2]. В этом классе выделяют группу синхронных электрических машин с дробными зубцовыми обмотками (СЭМ с ДЗО), которые имеют сниженную удельную массу за счет уменьшения длины лобовых частей обмотки, осевых размеров электрической машины, ширины ярма магнитопровода статора и ярма ротора [3, 4].

Для СЭМ с ДЗО характерны: двусторонняя зубчатость (наличие открытых и полузакрытых пазов) магнитной системы [3–5], многополюсная структура ротора (количество полюсов ротора отличается от количества зубцов статора на 1–3 единицы), наличие высших гармоник в функции распределения индукции магнитного поля возбуждения [4, 6], несинусоидальный характер распределения пространственных обмоточных функций [7, 8]. Это обуславливает наличие в магнитной системе СЭМ с ДЗО повышенных значений (относительно синхронных электрических машин с распределенной обмоткой) краевых магнитных потоков [9, 10], потоков рассеяния через вершину зубца [6, 7], потоков дифференциального рассеяния [4]. Все перечисленное является причиной дополнительных потерь в электрической машине, непосредственно влияющих на величину основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки и, соответственно, на ЭДС (наличие высших гармоник) исследуемой электрической машины

Расчет величины основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки представляет собой один из основных этапов электромагнитного расчета электрической машины [5, 11]. А применение для этого эквивалентной схемы замещения магнитной цепи (ЭСЗ МЦ) электрической машины, построенной с учетом наиболее вероятных путей распространения магнитных потоков в магнитной системе, является наиболее распространенным подходом [12, 13]. Использование ЭСЗ МЦ позволяет установить взаимосвязь между величиной магнитных потоков и геометрическими параметрами магнитной системы электрической машины, а также свойствами материалов, что выступает одним из необходимых условий для процесса ее оптимизации [11].

При этом в ходе проектирования СЭМ с ДЗО на начальных этапах электромагнитного расчета аналитическим методом авторами научных работ либо принимаются традиционные допущения об отсутствии потоков рассеяния и потоков краевого эффекта [6, 14] (или не учитывается зависимость величины таких потоков от координаты положения ротора), синусоидальном характере распределения функций индукции магнитного поля в воздушном зазоре и ЭДС в рабочей обмотке [4, 6], либо для определения величины магнитного потока через катушку рабочей обмотки используется функция распределения индукции магнитного поля вдоль воздушного зазора [15, 16], что для СЭМ с ДЗО обуславливает значительную погрешность расчета из-за наличия магнитных потоков рассеяния через вершину зубца. Применение таких допущений является причиной недостоверного определения величины магнитного потока через катушку рабочей обмотки СЭМ с ДЗО.

*Цель настоящей работы* – разработка аналитической модели для определения основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки СЭМ с ДЗО с учетом его зависимости от координаты положения ротора, наличия потоков краевого эффекта и рассеяния.

**Разработка аналитической модели.** В СЭМ с ДЗО обмотка статора выполняется из катушек, каждая из которых размещена на отдельном зубце магнитопровода (МП) статора (шаг обмотки  $y = 1$ ). Обмотка в общем случае состоит из  $\Theta$  повторяющихся частей, соединенных последовательно. В каждой из этих частей содержится  $m$  катушечных групп, количество которых равно числу фаз электрической машины. В катушечную группу включаются расположенные подряд и соединенные последовательно катушки, число которых равно  $z_{gr}$ . При этом одному полюсному делению ротора СЭМ с ДЗО соответствует не целое, а дробное число зубцовых (пазовых) делений статора. Схема обмотки над полюсом или над парой полюсов не может быть дублирована для построения всей обмотки. Машины с зубцовым шагом работоспособны при определенных соотношениях числа полюсов ротора и числа зубцов статора. Правила выбора параметров  $\Theta$ ,  $m$ ,  $z_{gr}$  и количества пар полюсов  $p$  для СЭМ с ДЗО приведены в [3].

Авторами настоящей статьи приняты к рассмотрению симметричные  $m$ -фазные обмотки с таким распределением, при котором обмоточные коэффициенты рабочих гармоник, а следовательно, и амплитуды рабочих гармоник ЭДС и МДС будут наибольшими [17]. На рис. 1 при-

веден внешний вид СЭМ с ДЗО со следующими параметрами:  $m = 9$ ,  $\Theta = 1$ ,  $z_{gr} = 3$ ,  $p = 13$ . На рис. 2 представлены схема линейной развертки электромагнитной системы и схема обмотки исследуемой СЭМ с ДЗО.

Для аналитического представления магнитного потока через рабочую обмотку СЭМ с ДЗО применяется эквивалентная схема замещения магнитной цепи электрической машины, построение которой основано на цепном представлении интегральных параметров магнитного поля с учетом наиболее вероятных путей распространения магнитных потоков в магнитной системе [4, 12].

*Моделирование магнитного поля синхронной электрической машины с дробными зубцовыми обмотками.* Для выявления основных магнитных потоков в магнитной системе и создания эквивалентной схемы магнитной цепи исследуемой электрической машины необходимо построить двумерную конечно-элементную модель (ДКЭМ) магнитного поля (МП) магнитной системы СЭМ с ДЗО. Применение ДКЭМ МП позволяет учесть: геометрические размеры магнитной системы; свойства сред распределения магнитного поля (нелинейности кривой намагничивания ферромагнитных материалов); параметры источников магнитного поля. Посредством такой модели с высокой степенью адекватности определяются типовые магнитные потоки в магнитной системе исследуемой электрической машины [18, 19].



Рис. 1. Внешний вид исследуемой синхронной электрической машины с дробными зубцовыми обмотками  
 Fig. 1. External view of the investigated synchronous electric machine with fractional tooth winding

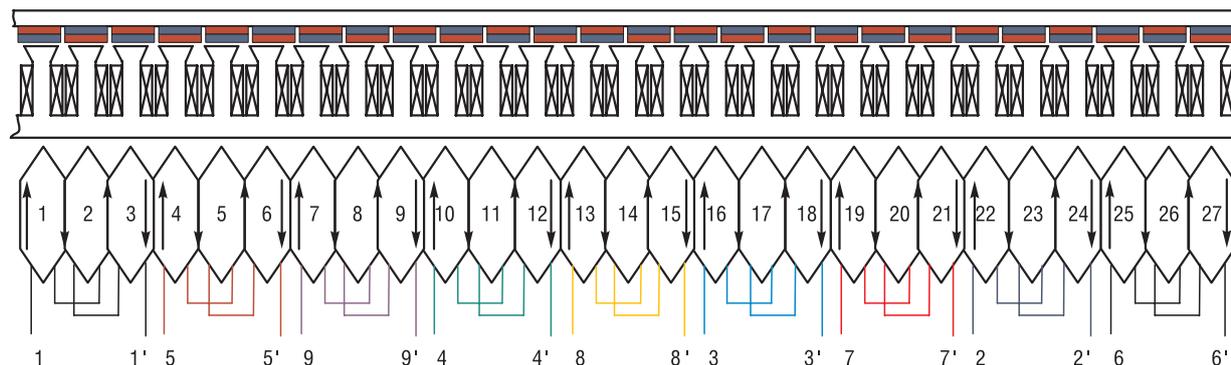


Рис. 2. Схема линейной развертки электромагнитной системы и схема обмотки исследуемой синхронной электрической машины с дробными зубцовыми обмотками  
 Fig. 2. Diagram of the linear sweep of the electromagnetic system and the winding diagram of the investigated synchronous electric machine with fractional tooth winding

На рис. 3 представлена ДКЭМ МП исследуемой СЭМ с ДЗО и обозначены области магнитной системы, которые определяют четыре типовых случая относительного положения зубца статора и полюса ротора. Области магнитной системы 1–4 имеют магнитные потоки различного характера и тем самым представляют повышенный интерес для исследования картины распределения МП.

Анализ ДКЭМ МП магнитной системы СЭМ с ДЗО показал, что в магнитной системе СЭМ с ДЗО существуют различные магнитные потоки:

1) основной (рабочий) магнитный поток  $\Phi_{\delta 0}$ , который включает в себя магнитный поток в воздушном зазоре между полюсами статора и ротора  $\Phi_{\delta}$  и краевой магнитный поток (поток краевого эффекта)  $\Phi_e$ . Основной магнитный поток сцепляется с витками рабочей обмотки (формирует потокосцепление) и имеет важное значение в процессе преобразования энергии;

2) магнитный поток краевого эффекта  $\Phi_e$ , проходящий через воздушные промежутки по краям полюсов (зубцов МП<sub>р</sub>) и замыкающиеся по МП<sub>р</sub>. Данный магнитный поток также сцепляется с витками рабочей обмотки (формирует потокосцепление);

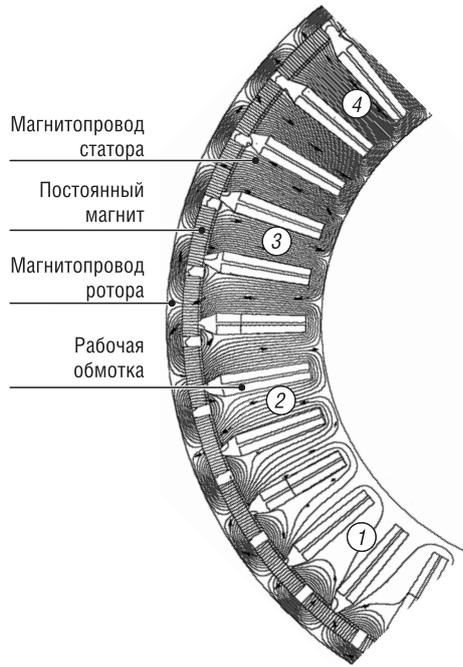


Рис. 3. Двумерная конечно-элементная модель магнитного поля магнитной системы исследуемой синхронной электрической машины с дробными зубцовыми обмотками  
 Fig. 3. Two-dimensional finite element model of the magnetic field of the magnetic system of the investigated synchronous electric machine with fractional tooth winding

3) магнитный поток рассеяния  $\Phi_\sigma$ , который не сцепляется с витками рабочей обмотки электрической машины. Для СЭМ с ДЗО характерно наличие нескольких видов потоков рассеяния: поток рассеяния через зубец  $\Phi_\sigma^z$ ; поток пазового рассеяния  $\Phi_\sigma^{sl}$ ; поток рассеяния через воздушный зазор  $\Phi_\sigma^\delta$ ; поток рассеяния на конце ПМ  $\Phi_\sigma^{PM}$ .

При этом мгновенные значения основного магнитного потока  $\Phi_{\delta 0}$  (в том числе магнитного потока краевого эффекта  $\Phi_e$ ) и магнитного потока рассеяния через зубец  $\Phi_\sigma^z$  зависят от координаты положения ротора, а функция их изменения носит периодический характер. Число периодов изменения таких функций вдоль воздушного зазора исследуемой электрической машины определяется как наибольший общий делитель количества зубцов статора и количества полюсов ротора НОД ( $z_1, 2p$ ).

Эквивалентная схема магнитной цепи СЭМ с ДЗО. При построении эквивалентной схемы магнитной цепи СЭМ с ДЗО был принят ряд традиционных допущений [11, 12, 20]: потери в МПр от вихревых токов и магнитное сопротивление МПр не учитываются; ПМ стабилизирован, положение рабочей точки ПМ в процессе работы не меняется; МПр не насыщен.

С учетом выявленных основных магнитных потоков (см. рис. 3), а также принятых допущений магнитной системе исследуемой СЭМ с ДЗО может быть поставлена в соответствие эквивалентная схема магнитной цепи, показанная на рис. 4.

На рис. 4 обозначено:  $R_{e(n-1)}, R_{en}$  и  $R_{e(n+1)}$  – магнитные сопротивления воздушных промежутков по путям потоков краевого эффекта;  $R_{\delta(n-1)}, R_{\delta n}$  и  $R_{\delta(n+1)}$  – магнитные сопротивления воздушных зазоров между полюсами статора и ротора;  $R_\sigma^\delta, R_\sigma^{PM}, R_\sigma^{sl}$  – магнитные сопротивления воздушных промежутков по путям потоков рассеяния через воздушный зазор, на конце ПМ и пазового соответственно;  $R_{\sigma(n-1),n}^z, R_{\sigma n,(n+1)}^z$  – магнитные сопротивления воздушных промежутков по

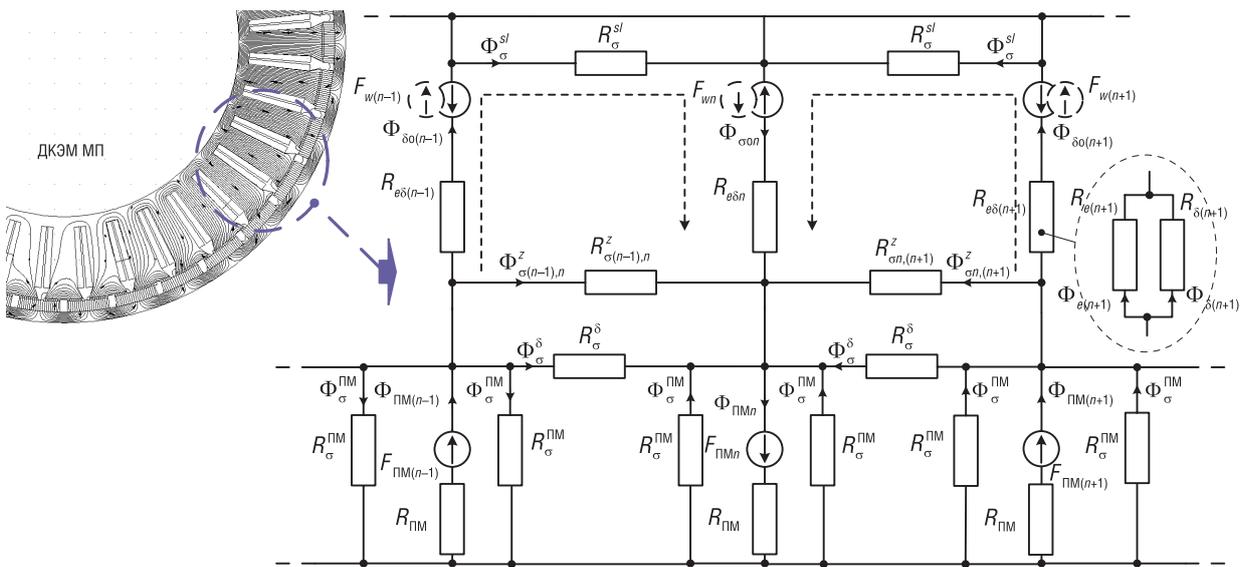


Рис. 4. Эквивалентная схема магнитной цепи синхронной электрической машины с дробными зубцовыми обмотками  
 Fig. 4. Equivalent circuit of the magnetic circuit of a synchronous electric machine with fractional tooth winding

путям потоков рассеяния через зубец;  $R_{e\delta(n-1)}$ ,  $R_{e\delta n}$  и  $R_{e\delta(n+1)}$  – магнитные сопротивления воздушных промежутков по путям основного магнитного потока;  $R_{\text{ПМ}}$  – магнитное сопротивление ПМ;  $F_{w(n-1)}$ ,  $F_{wn}$  и  $F_{w(n+1)}$  – магнитодвижущая сила (МДС) катушки рабочей обмотки;  $F_{\text{ПМ}(n-1)}$ ,  $F_{\text{ПМ}n}$  и  $F_{\text{ПМ}(n+1)}$  – МДС ПМ;  $\Phi_{\text{ПМ}(n-1)}$ ,  $\Phi_{\text{ПМ}n}$  и  $\Phi_{\text{ПМ}(n+1)}$  – магнитный поток ПМ. Магнитные сопротивления  $R_{e(n-1)}$ ,  $R_{en}$ ,  $R_{e(n+1)}$ ,  $R_{\delta(n-1)}$ ,  $R_{\delta n}$ ,  $R_{\delta(n+1)}$ ,  $R_{e\delta(n-1)}$ ,  $R_{e\delta n}$ ,  $R_{e\delta(n+1)}$ ,  $R_{\sigma(n-1),n}^z$ ,  $R_{\sigma n,(n+1)}^z$  зависят от координаты положения ротора. Индексы  $n-1$ ,  $n$  и  $n+1$  относятся к левому, центральному и правому ПМ (катушке рабочей обмотки) соответственно.

Из рис. 4 видно, что магнитные сопротивления воздушных промежутков по путям основного магнитного потока  $R_{e\delta(n-1)}$ ,  $R_{e\delta n}$ ,  $R_{e\delta(n+1)}$  могут быть представлены в виде

$$R_{e\delta(n\pm 1,n)} = \frac{R_{e(n\pm 1,n)}R_{\delta(n\pm 1,n)}}{R_{e(n\pm 1,n)} + R_{\delta(n\pm 1,n)}} = \frac{R_{\delta(n\pm 1,n)}}{k_e}, \quad (1)$$

где  $k_e = (R_{e(n\pm 1,n)} + R_{\delta(n\pm 1,n)})/R_{e(n\pm 1,n)}$  – коэффициент краевого эффекта [12].

*Расчет основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки.* При расчете основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки магнитные потоки рассеяния пазового  $\Phi_{\sigma}^{sl}$  и на конце ПМ  $\Phi_{\sigma}^{\text{ПМ}}$  не учитывались. С учетом принятых допущений эквивалентная схема магнитной цепи СЭМ с ДЗО (см. рис. 4) в преобразованном виде представлена рис. 5.

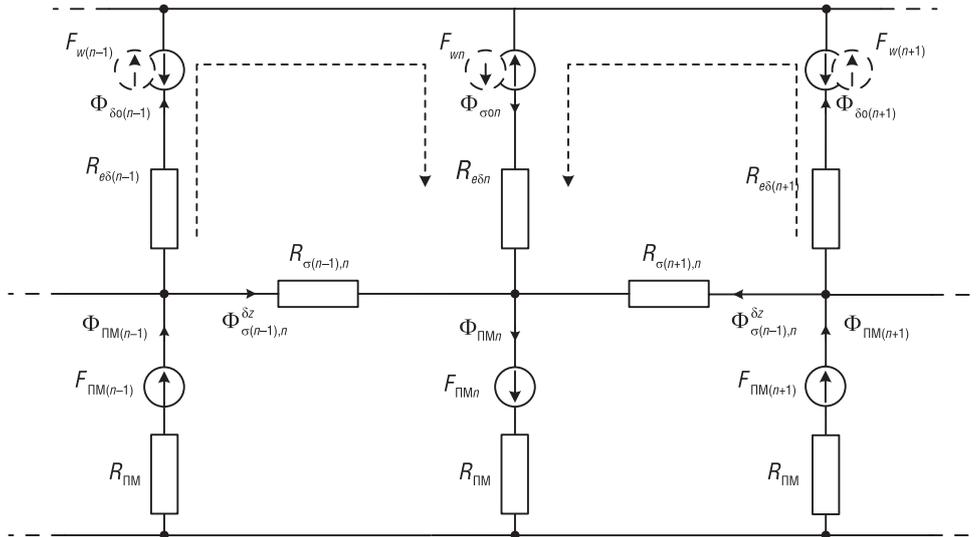


Рис. 5. Преобразованная эквивалентная схема магнитной цепи синхронной электрической машины с дробными зубцовыми обмотками

Fig. 5. Converted equivalent circuit of a magnetic circuit of a synchronous electric machine with fractional tooth winding

На рис. 5 обозначено:  $R_{\sigma(n-1),n} = \frac{R_{\sigma}^{\delta}R_{\sigma(n-1),n}^z}{R_{\sigma}^{\delta} + R_{\sigma(n-1),n}^z}$  и  $R_{\sigma n,(n+1)} = \frac{R_{\sigma}^{\delta}R_{\sigma n,(n+1)}^z}{R_{\sigma}^{\delta} + R_{\sigma n,(n+1)}^z}$  – полные магнитные

сопротивления воздушных промежутков по путям потоков рассеяния  $\Phi_{\sigma(n-1),n}^{\delta z} = \Phi_{\sigma}^{\delta} + \Phi_{\sigma(n-1),n}^z$  и  $\Phi_{\sigma n,(n+1)}^{\delta z} = \Phi_{\sigma}^{\delta} + \Phi_{\sigma n,(n+1)}^z$  соответственно.

Для левой и правой частей эквивалентной магнитной цепи СЭМ с ДЗО (рис. 5), применив законы Кирхгофа для магнитной цепи, соответственно запишем:

$$\begin{cases} (F_{\text{ПМ}(n-1)} + F_{\text{ПМ}n}) \mp F_{w(n-1)} \mp F_{wn} = \Phi_{\text{ПМ}(n-1)}R_{\text{ПМ}} + \Phi_{\text{ПМ}n}R_{\text{ПМ}} + \Phi_{\delta\sigma(n-1)}R_{e\delta(n-1)} + k_{f(n-1)}\Phi_{\delta\sigma(n-1)}R_{e\delta n}, \\ F_{\text{ПМ}(n-1)} + F_{\text{ПМ}n} = \Phi_{\text{ПМ}(n-1)}R_{\text{ПМ}} + \Phi_{\text{ПМ}n}R_{\text{ПМ}} + \Phi_{\sigma(n-1),n}^{\delta z}R_{\sigma(n-1),n}, \\ \Phi_{\text{ПМ}(n-1)} = \Phi_{\delta\sigma(n-1)} + \Phi_{\sigma(n-1),n}^{\delta z}, \end{cases} \quad (2)$$

$$\begin{cases} (F_{\text{ПМ}(n+1)} + F_{\text{ПМ}n}) \mp F_{w(n+1)} \mp F_{wn} = \Phi_{\text{ПМ}(n+1)} R_{\text{ПМ}} + \Phi_{\text{ПМ}n} R_{\text{ПМ}} + \Phi_{\delta o(n+1)} R_{e\delta(n+1)} + k_{f(n+1)} \Phi_{\delta o(n+1)} R_{e\delta n}, \\ F_{\text{ПМ}(n+1)} + F_{\text{ПМ}n} = \Phi_{\text{ПМ}(n+1)} R_{\text{ПМ}} + \Phi_{\text{ПМ}n} R_{\text{ПМ}} + \Phi_{\sigma n,(n+1)}^{\delta z} R_{\sigma n,(n+1)}, \\ \Phi_{\text{ПМ}(n+1)} = \Phi_{\delta o(n+1)} + \Phi_{\sigma n,(n+1)}^{\delta z}, \end{cases} \quad (3)$$

где  $k_{f(n\pm 1)}$  – коэффициент деления основного магнитного потока зубца в ярме статора.

С учетом того что  $F_{\text{ПМ}(n-1)} = F_{\text{ПМ}n} = F_{\text{ПМ}(n+1)} = F_{\text{ПМ}}$ , решение систем уравнений (2) и (3) относительно  $\Phi_{\delta o(n-1)}$  и  $\Phi_{\delta o(n+1)}$  имеет вид:

$$\Phi_{\delta o(n-1)} = \frac{\Phi_{\text{ПМ}(n-1)} R_{\sigma(n-1),n} \mp F_{w(n-1)} \mp F_{wn}}{R_{e\delta(n-1)} + k_{f(n-1)} R_{e\delta n} + R_{\sigma(n-1),n}}, \quad (4)$$

$$\Phi_{\delta o(n+1)} = \frac{\Phi_{\text{ПМ}(n+1)} R_{\sigma n,(n+1)} \mp F_{w(n+1)} \mp F_{wn}}{R_{e\delta(n+1)} + k_{f(n+1)} R_{e\delta n} + R_{\sigma n,(n+1)}}. \quad (5)$$

Значение магнитного потока ПМ определяется выражением [12]

$$\Phi_{\text{ПМ}} = F_{\text{ПМ}}/R_0, \quad (6)$$

где  $R_0 = R_{e\delta(n\pm 1)} R_{\delta(n\pm 1),n} / (R_{e\delta(n\pm 1)} + R_{\delta(n\pm 1),n})$  – суммарное внешнее магнитное сопротивление по путям основного магнитного потока (с учетом краевого) и потоков рассеяния.

Подставив выражение (6) в (4) и (5), уравнения для определения основного магнитного потока через  $(n-1)$  и  $(n+1)$  катушки рабочей обмотки примут вид:

$$\Phi_{\delta o(n-1)} = \frac{F_{\text{ПМ}} \left( 1 + R_{\sigma(n-1),n} R_{e\delta(n-1)}^{-1} \right) \mp F_{w(n-1)} \mp F_{wn}}{R_{e\delta(n-1)} + k_{f(n-1)} R_{e\delta n} + R_{\sigma(n-1),n}}, \quad (7)$$

$$\Phi_{\delta o(n+1)} = \frac{F_{\text{ПМ}} \left( 1 + R_{\sigma n,(n+1)} R_{e\delta(n+1)}^{-1} \right) \mp F_{w(n+1)} \mp F_{wn}}{R_{e\delta(n+1)} + k_{f(n+1)} R_{e\delta n} + R_{\sigma n,(n+1)}}. \quad (8)$$

Представив соответствующие магнитные сопротивления через обратные им величины – магнитные проводимости, выражения (7) и (8) запишем следующим образом:

$$\Phi_{\delta o(n-1)} = \frac{F_{\text{ПМ}} \left( 1 + G_{\sigma(n-1),n}^{-1} G_{e\delta(n-1)} \right) \mp F_{w(n-1)} \mp F_{wn}}{G_{e\delta(n-1)}^{-1} + k_{f(n-1)} G_{e\delta n}^{-1} + G_{\sigma(n-1),n}^{-1}}, \quad (9)$$

$$\Phi_{\delta o(n+1)} = \frac{F_{\text{ПМ}} \left( 1 + G_{\sigma n,(n+1)}^{-1} G_{e\delta(n+1)} \right) \mp F_{w(n+1)} \mp F_{wn}}{G_{e\delta(n+1)}^{-1} + k_{f(n+1)} G_{e\delta n}^{-1} + G_{\sigma n,(n+1)}^{-1}}. \quad (10)$$

Из рис. 5 видно, что основной магнитной поток через  $n$ -ю катушку рабочей обмотки равен сумме двух выше определенных потоков:

$$\Phi_{\delta on} = \Phi_{\delta o(n-1)} + \Phi_{\delta o(n+1)}. \quad (11)$$

*Расчет проводимостей.* Расчет полных магнитных проводимостей рассеяния  $G_{\sigma(n-1),n} = G_{\sigma(n-1),n}^z + G_{\sigma}^{\delta}$  и  $G_{\sigma n,(n+1)} = G_{\sigma n,(n+1)}^z + G_{\sigma}^{\delta}$  при различных положениях зубцов статора относительно полюсов ротора (области магнитной системы 1...4 на рис. 3) выполнялся аналитическим методом с использованием элементарных магнитных проводимостей рассеяния [12]. Для этого рассмотрены рис. 6 и 7, на которых представлены структура магнитной системы СЭМ с ДЗО с обозначением элементарных проводимостей рассеяния и соответствующие ей эквивалентные схемы магнитных цепей для 1–4 областей магнитной системы соответственно.

На рис. 6 и 7 обозначено:  $dG'_{[1...4]M(2)}$  и  $dG''_{[1...4]M(2)}$  – элементарные магнитные проводимости рассеяния участков ПМ по пути потоков краевого эффекта и потоков воздушного зазора соответственно;  $dG'_{[1...4]air(2)}$  и  $dG''_{[1...4]air(2)}$  – элементарные магнитные проводимости рассея-

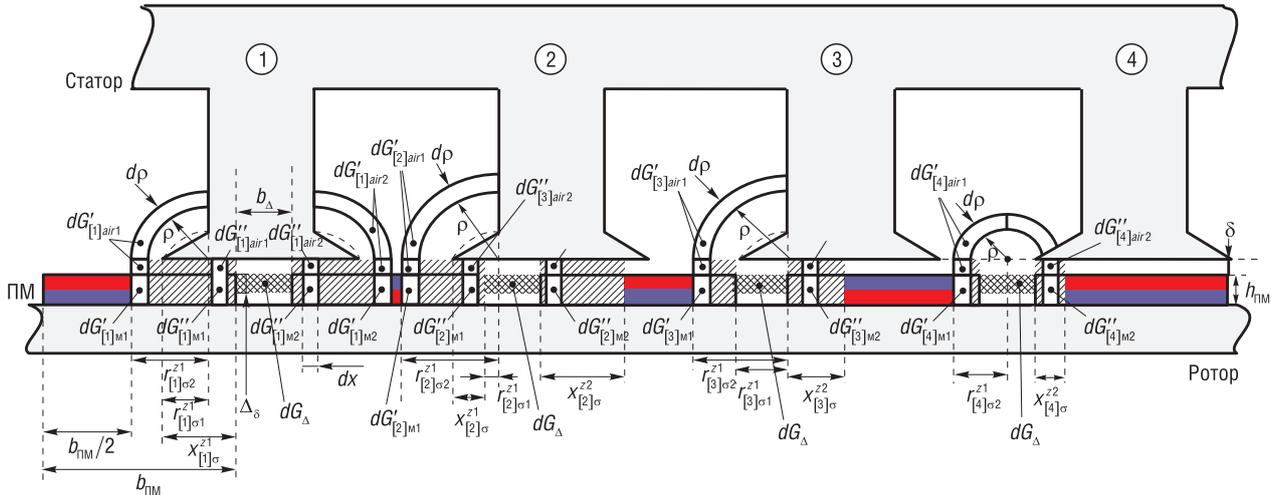


Рис. 6. Структура магнитной системы синхронной электрической машины с дробными зубцовыми обмотками с обозначением элементарных проводимостей рассеяния

Fig. 6. The structure of the magnetic system of a synchronous electric machine with fractional tooth winding with the designation of the elementary scattering conductivities

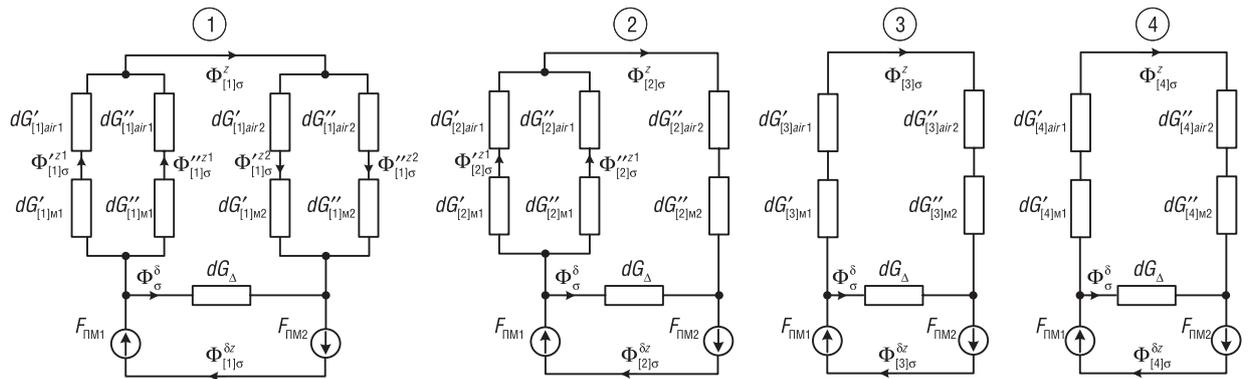


Рис. 7. Эквивалентные схемы магнитных цепей 1–4 областей магнитной системы синхронной электрической машины с дробными зубцовыми обмотками для расчета проводимостей рассеяния

Fig. 7. Equivalent circuits of magnetic circuits of 1–4 regions of the magnetic system of a synchronous electric machine with fractional tooth windings for calculating leakage conductivities

ния участков по воздуху по пути потоков краевого эффекта и потоков воздушного зазора соответственно;  $dG_{\Delta}$  – элементарная магнитная проводимость рассеяния межполюсного участка;  $b_{ПМ}$  – ширина ПМ, м;  $b_{\Delta}$  – ширина межполюсного участка, м;  $\Delta\delta$  – высота межполюсного участка, ограничивающая зону потока рассеяния, м;  $h_{ПМ}$  – толщина ПМ, м;  $\delta$  – величина воздушно-го зазора, м;  $r_{[1..4]\sigma 1}^{z1(2)}, r_{[1..4]\sigma 2}^{z1(2)}$  – внутренний и наружный радиусы, ограничивающие зону потоков рассеяния через зубец, м;  $x_{[1..4]\sigma}^{z1(2)}$  – часть ПМ, находящаяся в рабочем воздушном зазоре и в зоне потока рассеяния через зубец, м. Величины  $r_{[1..4]\sigma 1}^{z1(2)}, r_{[1..4]\sigma 2}^{z1(2)}$  и  $x_{[1..4]\sigma}^{z1(2)}$  зависят от координаты положения ротора. Индексы 1 и 2 относятся к левому и правому ПМ соответственно в каждой области магнитной системы [1..4].

Из рис. 7 следует, что полные элементарные магнитные проводимости рассеяния для каждой области магнитной системы [1..4] могут быть представлены в виде:

$$dG_{[1]\sigma} = dG_{[1]\sigma}^* dG_{[1]\sigma}^{**} \left( dG_{[1]\sigma}^* + dG_{[1]\sigma}^{**} \right)^{-1} + dG_{\Delta}, \tag{12}$$

$$\text{где } dG_{[1]\sigma}^* = \frac{dG'_{[1]M1} dG'_{[1]air1}}{dG'_{[1]M1} + dG'_{[1]air1}} + \frac{dG''_{[1]M1} dG''_{[1]air1}}{dG''_{[1]M1} + dG''_{[1]air1}}, \quad dG_{[1]\sigma}^{**} = \frac{dG'_{[1]M2} dG'_{[1]air2}}{dG'_{[1]M2} + dG'_{[1]air2}} + \frac{dG''_{[1]M2} dG''_{[1]air2}}{dG''_{[1]M2} + dG''_{[1]air2}};$$

$$dG_{[2]\sigma} = dG_{[2]\sigma}^* dG_{[2]\sigma}^{**} \left( dG_{[2]\sigma}^* + dG_{[2]\sigma}^{**} \right)^{-1} + dG_{\Delta}, \quad (13)$$

$$\text{где } dG_{[2]\sigma}^* = \frac{dG'_{[2]M1} dG'_{[2]air1}}{dG'_{[2]M1} + dG'_{[2]air1}} + \frac{dG''_{[2]M1} dG''_{[2]air1}}{dG''_{[2]M1} + dG''_{[2]air1}}, \quad dG_{[2]\sigma}^{**} = \frac{dG''_{[2]M2} dG''_{[2]air2}}{dG''_{[2]M2} + dG''_{[2]air2}};$$

$$dG_{[3]\sigma} = dG_{[3]\sigma}^* dG_{[3]\sigma}^{**} \left( dG_{[3]\sigma}^* + dG_{[3]\sigma}^{**} \right)^{-1} + dG_{\Delta}, \quad (14)$$

$$\text{где } dG_{[3]\sigma}^* = \frac{dG'_{[3]M1} dG'_{[3]air1}}{dG'_{[3]M1} + dG'_{[3]air1}}, \quad dG_{[3]\sigma}^{**} = \frac{dG''_{[3]M2} dG''_{[3]air2}}{dG''_{[3]M2} + dG''_{[3]air2}};$$

$$dG_{[4]\sigma} = dG_{[4]\sigma}^* dG_{[4]\sigma}^{**} \left( dG_{[4]\sigma}^* + dG_{[4]\sigma}^{**} \right)^{-1} + dG_{\Delta}, \quad (15)$$

$$\text{где } dG_{[4]\sigma}^* = \frac{dG'_{[4]M1} dG'_{[4]air1}}{dG'_{[4]M1} + dG'_{[4]air1}}, \quad dG_{[4]\sigma}^{**} = \frac{dG''_{[4]M2} dG''_{[4]air2}}{dG''_{[4]M2} + dG''_{[4]air2}}.$$

Элементарные проводимости по путям магнитных потоков рассеяния через зубец статора для бесконечно тонкого слоя  $dr$  или  $dx$  состоит из двух последовательно соединенных участков: воздушный промежуток и ПМ [12]. А элементарная проводимость рассеяния межполюсного интервала является проводимостью только воздушного участка. Полагаем, что элементарные магнитные проводимости рассеяния по воздуху представляются в виде тонких слоев  $dr$  ограниченных дугами окружностей радиуса  $\rho$ , сопряженных с небольшими прямолинейными участками, а в зоне воздушного зазора  $dx$  и межполюсного интервала  $d\Delta_{\delta}$  – только прямолинейными участками [12]. Учитывая вышесказанное, элементарные магнитные проводимости рассеяния, можно представить в виде:

$$dG'_{[1\dots4]M1(2)} = \frac{\mu_r l d\rho_{1(2)}}{h_{\text{ПМ}}}; \quad dG'_{[1\dots3]air1(2)} = \frac{\mu_0 l d\rho_{1(2)}}{\delta + 0,5\pi\rho_{1(2)}}; \quad dG'_{[4]air1} = \frac{\mu_0 l d\rho_{1(2)}}{\delta + \pi\rho_{1(2)}};$$

$$dG''_{[1\dots4]M1(2)} = \frac{\mu_r l dx_{1(2)}}{h_{\text{ПМ}}}; \quad dG''_{[1\dots4]air1(2)} = \frac{\mu_0 l dx_{1(2)}}{\delta}; \quad dG_{\Delta} = \frac{\mu_0 l d\Delta_{\delta}}{b_{\Delta}}, \quad (16)$$

где  $\mu_r$  – внутренняя проницаемость ПМ, Гн/м;  $l$  – длина ПМ в направлении, перпендикулярном плоскости рисунка (эффективная длина), м;  $\mu_0$  – абсолютная магнитная проницаемость вакуума, Гн/м.

Выражения полных магнитных проводимостей рассеяния (12) – (15) для каждой области магнитной системы [1..4] с учетом подстановки в их элементарных магнитных проводимостей рассеяния (16) и последующим интегрированием примут вид:

для области 1

$$G_{[1]\delta} = \frac{\mu_0 l \left( \ln \left( \left( a + r_{[1]\sigma 2}^{z1} \right) \left( a + r_{[1]\sigma 1}^{z1} \right)^{-1} \right) + a^{-1} x_{[1]\sigma}^{z1} \right) \left( \ln \left( \left( a + r_{[1]\sigma 2}^{z2} \right) \left( a + r_{[1]\sigma 1}^{z2} \right)^{-1} \right) + a^{-1} x_{[1]\sigma}^{z2} \right)}{0,5\pi \left[ \ln \left( \left( a + r_{[1]\sigma 2}^{z1} \right) \left( a + r_{[1]\sigma 1}^{z1} \right)^{-1} \right) + \ln \left( \left( a + r_{[1]\sigma 2}^{z2} \right) \left( a + r_{[1]\sigma 1}^{z2} \right)^{-1} \right) + a^{-1} \left( x_{[1]\sigma}^{z2} + x_{[1]\sigma}^{z1} \right) \right]} + \frac{\mu_0 \Delta_{\delta} l}{b_{\Delta}}; \quad (17)$$

для области 2

$$G_{[2]\sigma} = \frac{\mu_0 l a^{-1} x_{[2]\sigma}^{z2} \left( \ln \left( \left( a + r_{[2]\sigma 2}^{z1} \right) \left( a + r_{[2]\sigma 1}^{z1} \right)^{-1} \right) + a^{-1} x_{[2]\sigma}^{z1} \right)}{0,5\pi \left[ \ln \left( \left( a + r_{[2]\sigma 2}^{z1} \right) \left( a + r_{[2]\sigma 1}^{z1} \right)^{-1} \right) + a^{-1} \left( x_{[2]\sigma}^{z2} + x_{[2]\sigma}^{z1} \right) \right]} + \frac{\mu_0 \Delta_{\delta} l}{b_{\Delta}}; \quad (18)$$

для области 3

$$G_{[3]\sigma} = \frac{\mu_0 l a^{-1} b_{\Delta}^{-1} \Delta_{\delta} \left[ \ln \left( (a + r_{[3]\sigma 2}^{z1}) (a + r_{[3]\sigma 1}^{z1})^{-1} \right) (2\pi^{-1} x_{[3]\sigma}^{z2} b_{\Delta} \Delta_{\delta}^{-1} + a) + x_{[3]\sigma}^{z2} \right]}{\ln \left( (a + r_{[3]\sigma 2}^{z1}) (a + r_{[3]\sigma 1}^{z1})^{-1} \right) + a^{-1} x_{[3]\sigma}^{z2}}; \quad (19)$$

для области 4

$$G_{[4]\sigma} = \frac{\mu_0 l a^{-1} b_{\Delta}^{-1} \Delta_{\delta} \left[ \ln \left( 1 + 2a^{-1} r_{[4]\sigma 2}^{z1} \right) (\pi^{-1} \Delta_{\delta}^{-1} b_{\Delta} x_{[4]\sigma}^{z2} + 0,5a) + x_{[4]\sigma}^{z2} \right]}{0,5 \ln \left( 1 + 2a^{-1} r_{[4]\sigma 2}^{z1} \right) + a^{-1} x_{[4]\sigma}^{z2}}, \quad (20)$$

где  $a = 2\pi^{-1} (\mu_0 \mu_r^{-1} h_{\text{ПМ}} + \delta)$ .

Структурная схема математической модели для определения основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки  $\Phi_{\text{дол}}$  СЭМ с ДЗО представлена на рис. 8.

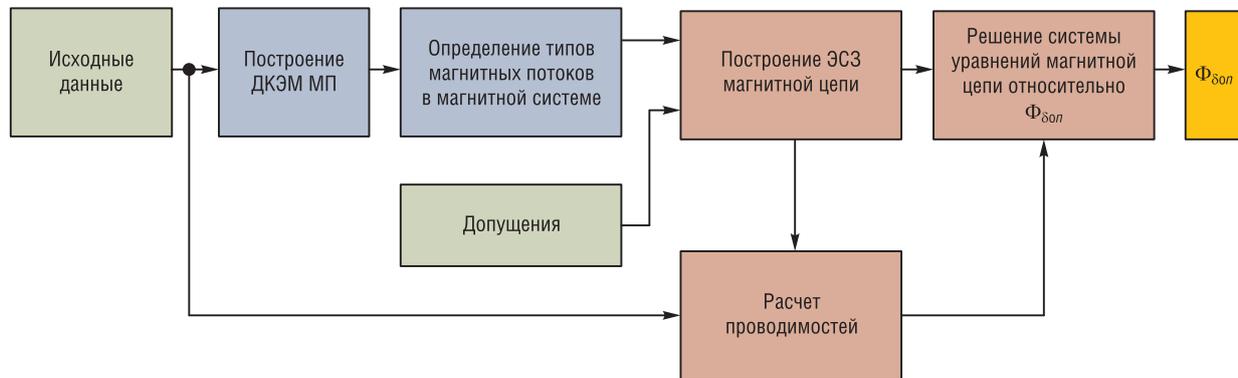


Рис. 8. Структурная схема математической модели для определения основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки синхронной электрической машины с дробными зубцовыми обмотками

Fig. 8. Block diagram of a mathematical model for determining the main magnetic flux through the coil of the working winding of a synchronous electric machine with fractional tooth winding

Из информации, представленной на рис. 8, следует, что достоверность аналитической модели для определения основного магнитного потока через рабочую обмотку электрической машины существенно зависит от корректного анализа ДКЭМ МП магнитной системы и определения типовых магнитных потоков при различных взаимных положениях полюсов ротора и статора.

**Заключение.** Посредством двумерной конечно-элементной модели магнитного поля определены типовые магнитные потоки в магнитной системе СЭМ с ДЗО. В результате анализа степени влияния магнитных потоков краевого эффекта и рассеяния на величину основного магнитного потока построены эквивалентные схемы магнитной цепи исследуемой электрической машины при различных положениях зубцов статора относительно полюсов ротора.

Разработана аналитическая модель для определения основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки СЭМ с ДЗО, учитывающая его зависимость от координаты положения ротора, наличие потоков краевого эффекта и рассеяния. Предложенная модель позволяет решить задачу количественного определения величины основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки с высокой точностью. Практическая значимость разработанной аналитической модели заключается в возможности определения влияния основных геометрических параметров магнитной цепи на характер изменения основного магнитного потока через катушку рабочей обмотки при наименьших временных затратах. Предложенная аналитическая модель может быть применима в процессе оптимизации синхронных электрических машин с дробными зубцовыми обмотками.

## Список использованных источников

1. Вольдек, А. И. Электрические машины. Машины переменного тока: учеб. для вузов / А. И. Вольдек, В. В. Попов. – СПб.: Питер, 2008. – 350 с.
2. Levi, E. Multiphase Electric Machine for Variable Speed Applications / E. Levi // IEEE Trans. Ind. Electron. – 2008. – Vol. 55, № 5. – P. 1893–1909. <https://doi.org/10.1109/tie.2008.918488>
3. Шевченко, А. Ф. Электромеханические преобразователи энергии с модулированным магнитным потоком: дис. ... д-ра техн. наук: 05.09.03 / А. Ф. Шевченко. – Новосибирск: НГТУ, 1999. – 340 л.
4. Честюнина, Т. В. Исследование многополюсных синхронных магнитоэлектрических генераторов с дробными зубцовыми обмотками: дис. ... канд. техн. наук: 05.09.01 / Т. В. Честюнина. – Новосибирск: НГТУ, 2012. – 176 л.
5. Иванов-Смоленский, А. В. Применение метода проводимостей зубцовых контуров для расчета синхронных машин с постоянными магнитами на поверхности ротора / А. В. Иванов-Смоленский, М. А. Аванесов, Е. В. Казьмин // Электричество. – 2009. – № 8. – С. 42–51.
6. Сан, Ю. Погружные вентильные электродвигатели с зубцовым шагом обмотки статора: дис. ... канд. техн. наук: 05.09.03 / Ю. Сан. – СПб.: СПбГМТУ, 2017. – 153 л.
7. Шрейнер, Р. Т. Математическое моделирование электроприводов переменного тока с полупроводниковыми преобразователями частоты / Р. Т. Шрейнер. – Екатеринбург: УрО РАН, 2000. – 583 с.
8. Пантелеев, С. В. Анализ особенностей магнитного поля синхронной электрической машины с многофазной дробной зубцовой обмоткой в полигармоническом режиме работы / С. В. Пантелеев, А. Н. Малашин // Вестн. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2021. – Т. 66, № 3. – С. 343–355. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-3-343-355>
9. Analysis of Tooth-Tip Flux Leakage in Surface-Mounted Permanent Magnet Linear Vernier Machines / W. Li [et al.] // IEEE Trans. Magn. – 2013. – Vol. 49, № 7. – P. 3949–3952. <https://doi.org/10.1109/TMAG.2013.2244581>
10. Calculation and Analysis of Flux Leakage Coefficient of Interior Permanent Magnet Synchronous Motors with Fractional Slot Concentrated Windings / P. Gao [et al.] // IEEE Trans. Appl. Superconductivity. – 2019. – Vol. 29, № 2. – Art. no. 0602004. <https://doi.org/10.1109/TASC.2019.2893740>
11. Балагуров, В. А. Электрические генераторы с постоянными магнитами / В. А. Балагуров, Ф. Ф. Галтеев. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 280 с.
12. Хитерер, М. Я. Синхронные электрические машины возвратно-поступательного движения / М. Я. Хитерер, И. Е. Овчинников. – СПб.: Корона-принт, 2013. – 368 с.
13. Менжинский, А. Б. Математическая модель генератора комбинированной конструкции возвратно-поступательного типа / А. Б. Менжинский, А. Н. Малашин, Ю. Г. Коваль // Вестн. Гомел. гос. техн. ун-та. – 2018. – № 2. – С. 74–85.
14. Захаренко, А. Б. Оптимизация проектирования тихоходного вентильного двигателя / А. Б. Захаренко, А. Ф. Авдонин // Электротехника. – 1999. – № 12. – С. 6–13.
15. Ponomarev, P. Effect of Slot-and-Pole Combination on the Leakage Inductance and the Performance of Tooth-Coil Permanent-Magnet Synchronous Machines / P. Ponomarev, P. Lindh, J. Pyrhonen // IEEE Trans. Ind. Electron. – 2013. – Vol. 60, № 10. – P. 4310–4317. <https://doi.org/10.1109/TIE.2012.2216246>
16. Нго, Фьонг Ле. Расчет индуктивностей синхронного двигателя с инкорпорированными постоянными магнитами / Фьонг Ле Нго // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. – 2017. – Т. 60, № 2. – С. 133–146. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-2-133-146>
17. Пантелеев, С. В. Повышение энергетических показателей электрической машины путем применения многофазной зубцовой обмотки / С. В. Пантелеев, А. Н. Малашин // Вестн. Воен. акад. Респ. Беларусь. – 2017. – № 3. – С. 80–86.
18. ELCUT Моделирование электромагнитных, тепловых и упругих полей методом конечных элементов. Версия 6.3.1: рук. пользователя [Электронный ресурс]. – СПб.: Тор, 2018. – Режим доступа: [https://elcut.ru/downloads/manual\\_r\\_rocket.pdf](https://elcut.ru/downloads/manual_r_rocket.pdf) – Дата доступа: 24.05.2018.
19. Менжинский, А. Б. Разработка уточненных электромагнитных моделей электрических генераторов возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами / А. Б. Менжинский, А. Н. Малашин, П. Б. Менжинский // Энергетика. Изв. вузов. и энергет. об-ний СНГ. – 2021. – Т. 64, № 4. – С. 291–302. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-291-302>
20. Балагуров, В. А. Электрические машины с постоянными магнитами / В. А. Балагуров, Ф. Ф. Галтеев, А. Н. Ларионов; под ред. А. Н. Ларионова. – М.; Л.: Энергия, 1964. – 480 с.

## References

1. Vol'dek A. I., Popov V. V. *Electric Cars. AC Machines*. St. Petersburg, Piter Publ., 2008. 350 p. (in Russian).
2. Levi E. Multiphase Electric Machine for Variable Speed Applications. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2008, vol. 55, no. 5, pp. 1893–1909. <https://doi.org/10.1109/tie.2008.918488>
3. Shevchenko A. F. *Electromechanical Energy Converters with Modulated Magnetic Flux*. Novosibirsk, Novosibirsk State Technical University, 1999. 340 p. (in Russian).
4. Chestyunina T. V. *Research of Multi-Pole Synchronous Magnetolectric Generators with Fractional Slot Windings*. Novosibirsk, Novosibirsk State Technical University, 2012. 176 p. (in Russian).
5. Ivanov-Smolenskii A. V., Avanesov M. A., Kaz'min E. V. Application of the method of conductivity of toothed contours for calculating synchronous machines with permanent magnets on the surface of the rotor. *Elektrichestvo*, 2009, no. 8, pp. 42–51 (in Russian)

6. San Ju. *Submersible Valve Motors with Toothed Stator Winding Pitch*. St. Petersburg, St. Petersburg State Marine Technical University, 2017. 153 p. (in Russian).
7. Shrejner R. T. *Mathematical Modeling of AC Electric Drives with Semiconductor Frequency Converters*. Yekaterinburg, Ural Branch of the Russian Academy of Sciences Publ., 2000. 583 p. (in Russian).
8. Panteleev S. V., Malashin A. N. Analysis of features of the magnetic field of a synchronous electric machine with a multi-phase fractional slot winding in a polyharmonic mode of operation. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 3, pp. 343–355 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-3-343-355>
9. Li W., Chau K., Liu C., Gao S., Wu D. Analysis of Tooth-Tip Flux Leakage in Surface-Mounted Permanent Magnet Linear Vernier Machines. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2013, vol. 49, no. 7, pp. 3949–3952. <https://doi.org/10.1109/TMAG.2013.2244581>
10. Gao P., Gu Y. X., Sha S. H., Abubakar U., Wang X. Y. Calculation and Analysis of Flux Leakage Coefficient of Interior Permanent Magnet Synchronous Motors with Fractional Slot Concentrated Windings. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, 2019, vol. 29, no. 2, Art. no. 0602004. <https://doi.org/10.1109/TASC.2019.2893740>
11. Balagurov V. A., Galteev F. F. *Electric Machines with Permanent Magnets*. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1988. 280 p. (in Russian).
12. Khiterer M. Ya., Ovchinnikov I. E. *Synchronous Electric Reciprocating Machines*. St. Petersburg, Korona-Print Publ., 2013. 368 p. (in Russian).
13. Menzhinskii A. B., Malashin A. N., Koval J. G. Mathematical model of the generator of the combined design of reciprocating type. *Vestnik Gomelskogo technicheskogo universiteta = Bulletin of Gomel State Technical University*, 2018, no. 2, pp. 74–85 (in Russian).
14. Zaharenko A. B., Avdonin A. F. Design Optimization of a Low-Speed Brushless Motor. *Elektrotehnika = Electrical Engineering*, 1999, no. 12, pp. 6–13 (in Russian).
15. Ponomarev P., Lindh P., Pyrhonen J. Effect of Slot-and-Pole Combination on the Leakage Inductance and the Performance of Tooth-Coil Permanent-Magnet Synchronous Machines. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2013, vol. 60, no. 10, pp. 4310–4317. <https://doi.org/10.1109/TIE.2012.2216246>
16. Phuong Le Ngo. Calculation of inductance of the interior permanent magnet synchronous motor. *Energetika. Izvestiya Vysshikh uchebnykh zavedenii i energeticheskikh ob'edinenii SNG = ENERGETIKA. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 2017, vol. 60, no. 2, pp. 133–146 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-2-133-146>
17. Panteleev S. V., Malashin A. N. Increasing the energy performance of an electric machine by applying a multi-phase toothed winding. *Vestnik Voennoi akademii Respubliki Belarus' = Bulletin of the Military Academy of the Republic of Belarus*, 2017, no. 3, pp. 80–86 (in Russian).
18. *ELCUT Modeling of Electromagnetic, Thermal, and Elastic Fields by the Finite Element Method. Version 6.3.1.: User's Hands*. St. Petersburg, Tor Publ., 2018. Available at: [https://elcut.ru/downloads/manual\\_r\\_pocket.pdf](https://elcut.ru/downloads/manual_r_pocket.pdf) (accessed 24 May 2018) (in Russian).
19. Menzhinski A. B., Malashin A. N., Menzhinski P. B. Development of Refined Electromagnetic Models of Reciprocating Electric Generators with Permanent Magnets. *Energetika. Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii i energeticheskikh ob'edinenii SNG = ENERGETIKA. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 2021, no. 4, pp. 291–302 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-291-302>
20. Balagurov V. A., Galteev F. F., Larionov A. N. *Electric Machines with Permanent Magnets*. Moscow, Energiya Publ., 1964. 480 p. (in Russian).

## Информация об авторах

*Пантелеев Станислав Владимирович* – преподаватель кафедры электротехники и систем электропитания, Военная академия Республики Беларусь (пр. Независимости, 220, 220057, Минск, Республика Беларусь). E-mail: [panteleev-s-v@mail.ru](mailto:panteleev-s-v@mail.ru)

*Менжинский Андрей Борисович* – кандидат технических наук, доцент кафедры электротехники и систем электропитания, Военная академия Республики Беларусь (пр. Независимости, 220, 220057, Минск, Республика Беларусь). E-mail: [volna05011990@mail.ru](mailto:volna05011990@mail.ru)

*Малашин Андрей Николаевич* – кандидат технических наук, доцент, профессор кафедры электротехники и систем электропитания, Военная академия Республики Беларусь (пр. Независимости, 220, 220057, Минск, Республика Беларусь).

## Information about the authors

*Stanislav V. Panteleev* – Teacher of the Chair of Electrical Equipment and Power Supply Systems, Military Academy of the Republic of Belarus (220, Nezavisimosti Ave., 220057, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: [panteleev-s-v@mail.ru](mailto:panteleev-s-v@mail.ru)

*Andrey B. Menzhinsky* – Ph. D. (Engineering), Assistant Professor of the Chair of Electrical Equipment and Power Supply Systems, Military Academy of the Republic of Belarus (220, Nezavisimosti Ave., 220057, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: [volna05011990@mail.ru](mailto:volna05011990@mail.ru)

*Andrey N. Malashin* – Ph. D. (Engineering), Assistant Professor, Professor of the Chair of Electrical Equipment and Power Supply Systems, Military Academy of the Republic of Belarus (220, Nezavisimosti Ave., 220057, Minsk, Republic of Belarus).

**РАДИОЭЛЕКТРОНИКА, ПРИБОРОСТРОЕНИЕ**

**RADIOELECTRONICS, INSTRUMENT-MAKING**

УДК 531.713.8-022.532:620.3

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-86-93>

Поступила в редакцию 16.12.2021

Received 16.12.2021

**А. А. Багдюн<sup>1</sup>, В. Л. Соломахо<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>*Белорусский государственный институт метрологии, Минск, Республика Беларусь*

<sup>2</sup>*Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь*

**ПОГРЕШНОСТЬ ПЕРЕДАЧИ РАЗМЕРА ЕДИНИЦЫ ДЛИНЫ – МЕТРА  
В НАНОМЕТРОВОМ ДИАПАЗОНЕ ИЗМЕРЕНИЙ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ  
НАНОИЗМЕРИТЕЛЬНОЙ МАШИНЫ**

**Аннотация.** Приводится описание принципа измерения линейных размеров с помощью наноизмерительной машины (NMM), реализующей абсолютный интерферометрический метод измерения по трем координатным осям в диапазоне  $25 \times 25 \times 5$  мм<sup>3</sup>. Выявлены источники неисключенной систематической погрешности измерений, которые условно разделены на факторы, связанные с методикой измерения длины с помощью интерферометра и факторы, определяемые конструктивными и технологическими особенностями наноизмерительной машины. Установлены статистические оценки результата измерений и рассчитана погрешность передачи размера единицы – длины метра в нанометровом диапазоне измерений. Полученные результаты позволяют утверждать, что наноизмерительная машина – уникальное средство измерения, позволяющее проводить измерения миллиметровых размеров с нанометровой точностью. Полученные результаты могут быть использованы для метрологической оценки мер высоты ступени и ширины шага, при калибровке средств измерений в нанометровом диапазоне, мер шероховатости в большом диапазоне при калибровке профилометров и контурографов, а также шаблонов и объект-микрометров для измерительных микроскопов высокой точности.

**Ключевые слова:** нанометр, принцип Аббе, наноизмерительная машина NMM, интерферометр, атомно-силовая микроскопия, погрешность, метрологическая оценка

**Для цитирования:** Багдюн, А. А. Погрешность передачи размера единицы длины – метра в нанометровом диапазоне измерений при использовании наноизмерительной машины / А. А. Багдюн, В. Л. Соломахо // Вес. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2022. – Т. 67, № 1. – С. 86–93. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-86-93>

**Alexandr A. Bagdun<sup>1</sup>, Vladimir L. Solomakho<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>*Belarusian State Institute of Metrology, Minsk, Republic of Belarus*

<sup>2</sup>*Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus*

**THE ERROR OF TRANSFERRING THE SIZE OF A UNIT OF LENGTH – A METER IN THE NANOMETER  
RANGE USING THE NANOMEASURING MACHINE**

**Abstract.** The paper describes the principle of measuring linear dimensions using a nano-measuring machine (NMM), which implements the method of measuring three coordinate axes in the range of  $25 \times 25 \times 5$  mm<sup>3</sup>. Sources of non-excluded systematic measurement errors are identified, which are conventionally divided into factors associated with the method of measuring length using an interferometer and factors determined by the design and technological features of the nano-measuring machine. Statistical estimates of the measurement result have been determined and the error in transferring the size – meter length in the nanometer range of measurements has been calculated. The results obtained assert that the nano-measuring machine is a unique tool that allows one to carry out measurements of millimeter dimensions with nanometer accuracy. The results obtained can be used for metrological assessment of the step height and step width, when calibrating measuring instruments in the nanometer range, roughness measures in a large range when calibrating profilometers and contourographs, as well as templates and micrometer objects for measuring high-precision microscopes.

**Keywords:** nanometer, Abbe error, NMM nano-measuring machine, interferometer, atomic force microscopy, error, metrological evaluation

**For citation:** Bagdun A. A., Solomakho V. L. The error of transferring the size of a unit of length – a meter in the nanometer range using the nanomeasuring machine. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2022, vol. 67, no. 1, pp. 86–93 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-86-93>

**Введение.** Любая нанотехнология или элемент nanoиндустрии требуют метрологической поддержки для получения с заданной точностью и достоверностью информации о производстве объектов нанотехнологий, их эксплуатационных показателях, результатах измерений, используемых при контроле и в ходе проведения научных исследований. Сегодня недостаточно качественной, построенной на основе органолептического контроля информации о технологических процессах и научных исследованиях в нанометровом диапазоне. Необходима их количественная оценка, позволяющая обеспечить получение с требуемой точностью измерительной информации о достигнутых эксплуатационных показателях или результатах измерений и контроля параметров нанообъектов. Точность измерений во многом определяет границы достижимого качества нанотехнологий.

Создание системы метрологического обеспечения в этой области является важной задачей, решение которой требует: создания специальных средств измерений (СИ) и измерительных комплексов, разработки и исследования образцовых мер и стандартизации процедур метрологической оценки.

Проведение метрологической оценки СИ для нано- и микроизмерений в вертикальной и горизонтальной плоскостях – необходимое условие обеспечения достоверности результатов измерений. Поэтому к настоящему времени разработаны необходимые горизонтальные, вертикальные и трехмерные меры, которые широко применяются для этой цели [1]. К ним, например, относятся 1D- и 2D-решетки, которые используются для проверки плоскости XY всех видов микроскопов. Вертикальные меры (высоты ступени или глубины) используются для калибровки оси Z сканирующих зондовых микроскопов (СЗМ) и профилометров. Перед использованием эти меры должны быть откалиброваны метрологическими приборами с возможностью обеспечения прослеживаемости измерений к единице длины – метру.

Для этих целей за рубежом ряд национальных метрологических институтов (НМИ) разработали и применяют специальные метрологические СЗМ [2–7], метрологические сканирующие электронные микроскопы (СЭМ) [8] и метрологические профилометры [9]. Подтверждение их метрологических характеристик осуществляется путем проведения специальных исследований [10–14] и сличений. В Республике Беларусь для обеспечения прослеживаемости измерений в нанометровом диапазоне было решено использовать модернизированную наноизмерительную машину (NMM), укомплектованную четырьмя сенсорами, в качестве которых используются атомно-силовой микроскоп, интерферометр белого света, лазерный фокусный микроскоп и 3D-щуп.

*Цель данной работы* – определение погрешности передачи размера единицы длины – метра в нанометровом диапазоне измерений при использовании наноизмерительной машины NMM, что позволит обеспечить прослеживаемость измерений геометрических величин в нанодиапазоне.

**Физические принципы построения и конструктивные особенности наноизмерительной машины.** Принцип измерения линейных размеров с помощью наноизмерительной машины, реализующей абсолютный интерферометрический метод измерения по трем координатным осям, полностью соответствует стандартному определению единицы длины – метра. Это достигается за счет применения трех стабилизированных He-Ne-лазеров (1, 4, 7), установленных по координатным осям OX, OY, OZ и совмещения их в одной точке с помощью специального приспособления (рисунок).

Лазеры зафиксированы с помощью особо устойчивой в механическом и термическом отношении метрологической платформы из ситалла (Zerodur) производства фирмы SCHOTT. Объект измерения устанавливается на специальное угловое зеркало (6), которое служит отражателем для лазерных интерферометров. Зеркало перемещается по трем осям с помощью привода и направляющей системы для проведения измерений. Электродинамические приводные системы, основанные на принципе соленоида, в сочетании с направляющими качения обеспечивают

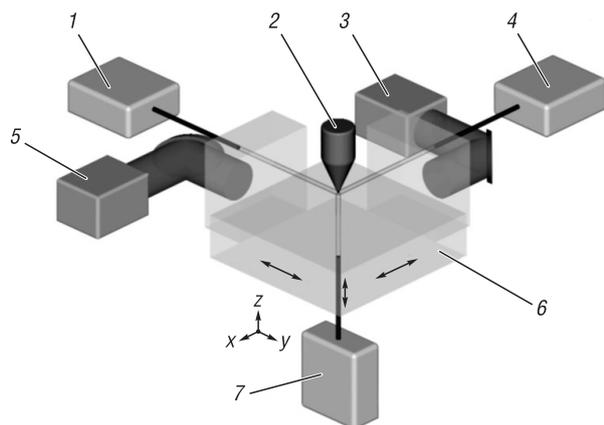


Схема измерительной системы NMM: 1 – Y-интерферометр; 2 – сенсор; 3, 5 – угловые датчики; 4 – X-интерферометр; 6 – угловое зеркало; 7 – Z-интерферометр

Scheme of the NMM measuring system: 1 – Y-interferometer; 2 – sensor; 3, 5 – angle sensors; 4 – X-interferometer; 6 – corner mirror; 7 – Z-interferometer

«независимость» погрешности измерения длины от системы привода и конструктивного и технологического исполнения направляющих.

В NMM можно встраивать широкий спектр контактных (тактильных) и бесконтактных (оптических) зондирующих систем (2). Интеграция дополнительных механических и электронных устройств позволяет использовать комплекс в качестве измерительной системы либо, как в нашем случае, индикатора нулевой точки. После контакта с объектом измерения сигналы системы применяются для регулирования вертикального положения стола, что позволяет сканировать поверхность объекта измерения.

В соответствии с «Правилами разработки, утверждения, модернизации и содержания национальных эталонов единиц величин» (Постановление Государственного комитета по стандартизации Республики Беларусь №40 от 16.10. 2020 г.) для национальных эталонов устанавливают следующие характеристики точности:

- неисключенная систематическая погрешность эталона  $\theta$ ;
- случайная погрешность эталона  $S$ ;
- погрешность передачи размера единицы величины  $S_{\Sigma}$ .

В соответствии с ГОСТ 8.381 неисключенная систематическая погрешность эталона характеризуется границами неисключенной систематической погрешности, случайная погрешность эталона – средним квадратическим отклонением результата измерений при воспроизведении единицы величины.

**Исследование и расчет неисключенной систематической погрешности.** Определение метрологических характеристик эталона проводилось расчетно-экспериментальным методом.

На основании анализа работ [16, 17] и результатов собственных исследований нами выделены основные источники неисключенной систематической погрешности наноизмерительной машины, которые можно представить в виде следующей модели:

$$\theta = f(\theta_r, \theta_{\text{freq}}, \theta_{ri}, \theta_{\text{Abbe}}, \theta_{\text{drift}}, \theta_{\text{noise}}, \theta_{\text{nonlin}}, \theta_{\text{TE}}),$$

где  $\theta_r$  – погрешность, обусловленная разрешением лазерного интерферометра, нм;  $\theta_{\text{freq}}$  – погрешность, обусловленная нестабильностью частоты He-Ne-лазера, нм;  $\theta_{ri}$  – погрешность определения коэффициента преломления воздуха, нм;  $\theta_{\text{Abbe}}$  – погрешность, обусловленная несоблюдением принципа Аббе, нм;  $\theta_{\text{drift}}$  – погрешность, обусловленная дрейфом системы, нм;  $\theta_{\text{noise}}$  – погрешность, обусловленная уровнем шума вдоль оси сканирования, нм;  $\theta_{\text{nonlin}}$  – погрешность, обусловленная нелинейностью лазерного интерферометра, нм;  $\theta_{\text{TE}}$  – погрешность, обусловленная тепловым расширением измеряемого объекта, нм.

перемещение с высокой разрешающей способностью на больших площадях с постоянной скоростью. Положение углового зеркала определяется лазерными интерферометрами, а угловое положение – угловыми датчиками (3, 5). Такое конструктивное решение позволяет говорить о том, что в отличие от обычных координатно-измерительных машин, в наноизмерительной машине принцип компаратора Аббе [15] соблюдается на всех измерительных осях и измерительных позициях, что сводит к минимуму погрешность первого порядка при измерении длины.

Замкнутый контур управления и раздельное управление приводами перемещений по осям  $OX$ ,  $OY$ ,  $OZ$  позволяют корректировать «индивидуальные» технологические погрешности и возникающие, вследствие этого, систематические и случайные отклонения направления перемещений, что обеспечивает

Проанализируем выделенные источники погрешности с точки зрения их возможной количественной оценки.

*Погрешность, обусловленная разрешением лазерного интерферометра.* В общем случае погрешность  $\theta_r$ , выраженная в нм, может быть рассчитана по формуле

$$\theta_r = \frac{\lambda}{2} \cdot \frac{1}{2^r},$$

где  $\lambda$  – длина волны He-Ne-лазера, нм;  $r$  – разрешение системы, бит.

Длина волны He-Ne-лазера, определяющая разрешение лазерного интерферометра, указана в сертификате завода-изготовителя SIOS Messtechnik GmbH (Германия) и составляет 632,9912340 нм, а разрешение системы – 14 бит. Таким образом,

$$\theta_r = \frac{\lambda}{2} \cdot \frac{1}{2^r} = \frac{632,9912340}{2} \cdot \frac{1}{2^{14}} = 0,019 \text{ нм.}$$

*Погрешность, обусловленная нестабильностью частоты He-Ne-лазера  $\theta_{\text{freq}}$ , нм, выражается формулой*

$$\theta_{\text{freq}} = \frac{\Delta fr}{fr} \cdot L,$$

где  $\Delta fr$  – стабильность номинальной частоты He-Ne лазера, МГц;  $fr$  – номинальная частота He-Ne-лазера, МГц;  $L$  – значение измеряемой величины, нм.

Номинальная частота He-Ne-лазера и его стабильность указаны в сертификате завода-изготовителя SIOS Messtechnik GmbH (Германия) и составляют  $473\,612\,337,6 \pm 2,1$  МГц. Таким образом,

$$\theta_{\text{freq}} = \frac{\Delta fr}{fr} \cdot L = \frac{2,1}{473612337,6} \cdot L = (4,434 \cdot 10^{-9})L.$$

*Погрешность определения коэффициента преломления воздуха.* Выражение для определения коэффициента преломления воздуха  $n$  для оптических волн приводится в [18] в следующем виде:

$$(n-1)_{p,t,p_w,c} = 2,8793 \cdot 10^{-9} \cdot \frac{p}{1 + 0,003671t} \cdot (1 + 5,33(c-400) \cdot 10^{-7}) - 3,7 \cdot 10^{-10} \cdot p_w,$$

где  $p$  – атмосферное давление окружающего воздуха, Па;  $t$  – температура окружающего воздуха, °C;  $p_w$  – давление водяного пара, Па;  $c$  – концентрация углекислого газа, мг/кг.

Для расчета погрешности определения коэффициента преломления воздуха необходимо установить коэффициенты чувствительности и границы допустимой погрешности влияющих величин. Коэффициенты чувствительности (табл. 1) получены после дифференцирования формулы Эдлена. Границы допустимой погрешности измерения температуры и атмосферного давления окружающего воздуха, а также концентрации углекислого газа указаны в сертификатах калибровки датчиков измерения соответствующих величин. Погрешность формулы Эдлена установлена в [19]. Погрешность определения давления водяного пара (см. табл. 1) устанавливалась путем дифференцирования формулы Магнуса

$$E = RH \cdot E_0 \cdot 10^{\frac{a \cdot t}{b+t}},$$

где  $E$  – давление насыщения водяного пара, Па;  $RH$  – относительная влажность окружающего воздуха, %;  $E_0$  – давление водяного пара при  $t = 0$  °C, Па;  $b$  и  $a$  – коэффициенты формулы Магнуса;  $t$  – температура окружающего воздуха, °C.

Расчет погрешности определения коэффициента преломления воздуха  $\theta_{ri}$ , нм, представлен в табл. 1.

*Погрешность, обусловленная несоблюдением принципа Аббе,  $\theta_{\text{Abbe}}$ , нм, выражается формулой*

$$\theta_{\text{Abbe}} = d \cdot \text{tg}(\varphi) = 0,1 \cdot \text{tg}(0,1) = 9,7 \cdot 10^{-8} \text{ мм} = 9,7 \cdot 10^{-2} \text{ нм,}$$

где  $d$  – смещение Аббе [20], мм;  $\varphi$  – угловая ошибка, с.

Т а б л и ц а 1. Расчет погрешности определения коэффициента преломления воздуха

T a b l e 1. Calculation of the error in determining the refractive index of air

Наименование параметра	Коэффициент чувствительности	Границы допускаемой погрешности	Вклад в погрешность
Температура окружающего воздуха, $t$	$-9,3 \cdot 10^{-7} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1} \cdot L$	0,05 $^\circ\text{C}$	$-4,65 \cdot 10^{-8} \cdot L$
Атмосферное давление окружающего воздуха, $p$	$2,7 \cdot 10^{-9} \text{ Па}^{-1} \cdot L$	50,0 Па	$13,5 \cdot 10^{-8} \cdot L$
Давление водяного пара, $p_w$	$-3,7 \cdot 10^{-10} \text{ Па}^{-1} \cdot L$	67,4 Па	$-2,5 \cdot 10^{-8} \cdot L$
Концентрация углекислого газа, $c$	$-1,5 \cdot 10^{-10} \text{ (мг/кг)}^{-1} \cdot L$	100 мг/кг	$-1,5 \cdot 10^{-8} \cdot L$
Погрешность формулы Эдлена	$L$	$5,0 \cdot 10^{-8}$	$5,0 \cdot 10^{-8} \cdot L$
Погрешность определения коэффициента преломления воздуха, $\theta_{\text{г}}$			$1,54 \cdot 10^{-7} \cdot L$

**П р и м е ч а н и е.** Погрешность определения коэффициента преломления воздуха рассчитывается по формуле  $\theta_{\text{г}} = \sqrt{\sum (K_i \cdot \delta_i)^2}$ , где  $K_i$  – коэффициент чувствительности  $P$ ,  $\delta_i$  – границы допускаемой погрешности.

Угловая ошибка устанавливалась экспериментально и соответствует максимальному значению, полученному при работе NMM.

*Погрешность, обусловленная дрейфом системы,  $\theta_{\text{drift}}$ , указана в [20] и составляет 1 нм.*

*Погрешность, обусловленная уровнем шума вдоль оси сканирования,  $\theta_{\text{noise}}$ , определяется как треть размаха координат по оси  $Z$  вдоль оси сканирования и устанавливается экспериментально для каждого измерения. Прежде всего она зависит от шероховатости поверхности измеряемого образца. Для мер высоты ступени и ширины шага, изготовленных из оксида кремния, это значение составляет 1 нм.*

*Погрешность, обусловленная нелинейностью лазерного интерферометра,  $\theta_{\text{nonlin}}$ , указана в сертификате завода-изготовителя SIOS Messtechnik GmbH (Германия) и составляет 0,5 нм.*

*Погрешность, обусловленная тепловым расширением измеряемого объекта,  $\theta_{\text{TE}}$ , нм, выражается формулой*

$$\theta_{\text{TE}} = \alpha \cdot \Delta t \cdot L,$$

где  $\alpha$  – температурный коэффициент линейного расширения (ТКЛР) из документации по справочными данными на материал меры,  $^\circ\text{C}^{-1}$ ;  $\Delta t$  – разность температур во время измерения меры,  $^\circ\text{C}$ .

Основными объектами измерений для NMM являются меры высоты ступени и ширины шага, изготовленные из оксида кремния. Температурный коэффициент линейного расширения оксида кремния составляет  $5,6 \cdot 10^{-7} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ . Ввиду того что температура окружающей среды при измерениях стабилизирована (а следовательно, и температура средства измерения NMM) и составляет  $20,0 \pm 0,5 \text{ } ^\circ\text{C}$ , а измерения проходят в течение нескольких минут, то примем, что изменение температуры во время измерения меры составляет не более  $0,1 \text{ } ^\circ\text{C}$ . Таким образом,

$$\theta_{\text{TE}} = \alpha \cdot \Delta t \cdot L = 5,6 \cdot 10^{-7} \cdot 0,1 \cdot L = 5,6 \cdot 10^{-8} \cdot L.$$

Основные источники неисключенных систематических погрешностей и их значения приведены в табл. 2.

**Определение погрешности передачи размера единицы длины – метра в нанометровом диапазоне измерений.** Среднее квадратическое отклонение случайной составляющей погрешности эталона было определено экспериментально по мере высоты ступени с номинальным значением 780 нм.

Среднее квадратическое отклонение случайной составляющей погрешности эталона  $S_L$ , нм, вычислено по формуле

$$S_L = \sqrt{\frac{\sum (L_i - \bar{L})^2}{n(n-1)}} \cdot \frac{1}{\bar{L}} \cdot 100\%,$$

где  $L_i$  – результат  $i$ -го наблюдения, нм;  $\bar{L}$  – среднее арифметическое результатов наблюдений, нм;  $n$  – число наблюдений.

Т а б л и ц а 2. Основные источники неисключенных систематических ошибок

T a b l e 2. Main sources of non-excluded systematic errors

Обозначение погрешности	Источник неисключенной систематической погрешности	Значение погрешности $\theta_i$ , нм
$\theta_r$	Разрешение лазерного интерферометра	0,019
$\theta_{\text{freq}}$	Нестабильность частоты He-Ne-лазера	$4,343 \cdot 10^{-9} \cdot L$
$\theta_{r_i}$	Коэффициент преломления воздуха	$1,54 \cdot 10^{-7} \cdot L$
$\theta_{\text{Abbe}}$	Ошибка Аббе	0,097
$\theta_{\text{drift}}$	Дрейф системы	1,0
$\theta_{\text{noise}}$	Уровень шума вдоль оси сканирования	1,0
$\theta_{\text{nonlin}}$	Нелинейность лазерного интерферометра	0,5
$\theta_{\text{TE}}$	Тепловое расширение измеряемого объекта	$5,6 \cdot 10^{-8} \cdot L$
Неисключенная систематическая погрешность $\theta$		$1,1 \cdot (1,50 + 1,57 \cdot 10^{-7} \cdot L) = 1,65 + 1,73 \cdot 10^{-7} \cdot L$

П р и м е ч а н и е. Неисключенная систематическая погрешность определяется по формуле  $\theta = K \sqrt{\sum \theta_i^2}$ , где  $K$  – коэффициент, соответствующий доверительной вероятности  $P$ ;  $\theta_i$  – значение погрешности;  $P$  – доверительная вероятность, равная 0,95.

Количество наблюдений в каждой исследуемой точке диапазона измерений  $n$  определялось по формуле

$$n = \frac{2}{1 - P},$$

где  $P$  – доверительная вероятность. При  $P = 0,95$  в соответствии с ГОСТ 8.207  $n = 40$ .

Так как случайная составляющая погрешности учитывается, а вариации отсутствуют, то количество наблюдений может быть уменьшено до  $n = 10$ .

Среднее квадратическое отклонение случайной составляющей погрешности  $S_L$  составляет  $0,03L$ , нм, где  $L$  – значение измеряемой величины в мкм.

Погрешность передачи размера единицы длины – метра в нанометровом диапазоне измерений  $S_\Sigma$ , нм, определена нами исходя из определения НСП и случайной составляющей погрешности по формуле

$$S_\Sigma = \sqrt{S_L^2 + \theta_L^2}$$

и составляет  $1,65 + 0,03L$ , нм, при доверительной вероятности  $P = 0,95$ ;  $K = 1,1$ .

**З а к л ю ч е н и е.** Получена зависимость, позволяющая произвести расчет погрешности передачи размера единицы длины – метра в нанометровом диапазоне измерений  $S_\Sigma$  при использовании в качестве средства измерений наноизмерительной машины NMM (при  $P = 0,95$ ;  $K = 1,1$ ).

Использование расчетного значения позволяет на базе эталона Республики Беларусь проводить метрологическую оценку мер высоты ступени и ширины шага, используемых для калибровки средств измерений в нанометровом диапазоне, мер шероховатости в широком диапазоне, для калибровки профилометров и контурографов, а также шаблонов и объект-микрометров для измерительных микроскопов высокой точности.

Анализ результатов работы свидетельствует о том, что основной вклад в структуру погрешности вносят дрейф системы и уровень шума вдоль оси сканирования. Уровень шума вдоль оси сканирования обусловлен прежде всего шероховатостью поверхности измеряемого объекта. Выявление источника несоответствий открывает возможность для дальнейших исследований с целью уменьшения этой шероховатости.

Перспективными с точки зрения уменьшения погрешности представляются также исследования дрейфа системы. Адаптируя эти результаты для конкретных измерений и стабилизируя температуру и потоки окружающего воздуха, можно снизить неисключенную составляющую систематической погрешности измерения.

## Список использованных источников

1. 100-nm-pitch standard characterization for metrology applications / M. Tortonese [et al.] // Proc. SPIE 4689, Metrology, Inspection, and Process Control for Microlithography XVI (16 July 2002). – Santa Clara, 2002. <https://doi.org/10.1117/12.473495>
2. A metrological scanning force microscope used for coating thickness and other topographical measurements / M. Bienias [et al.] // Appl. Phys. A. – 1998. – Vol. 66, №7. – S837–S842. <https://doi.org/10.1007/s003390051252>
3. Metrological large range scanning probe microscope / Gaoliang Dai [et al.] // Rev. Sci. Instruments. – 2004. – Vol. 75, №4. – P. 962–969. <https://doi.org/10.1063/1.1651638>
4. Accurate dimensional metrology with atomic force microscopy / R. Dixon [et al.] // Proc. SPIE. 3998. – 2000. – P. 362–368. <https://doi.org/10.1117/12.386492>
5. Picotto, G. A sample scanning system with nanometric accuracy for quantitative SPM measurements / G. Picotto, Marco Pisani // Ultramicroscopy. – 2001. – Vol. 86. – P. 247–254. [https://doi.org/10.1016/S0304-3991\(00\)00112-1](https://doi.org/10.1016/S0304-3991(00)00112-1)
6. Haycocks, J. Traceable calibration of transfer standards for scanning probe microscopy / J. Haycocks, K. Jackson // Precision Engineering. – 2005. – Vol. 29, №2. – P. 168–175. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2004.06.002>
7. Meli, F. Long-range AFM profiler used for accurate pitch measurements / F. Meli, R. Thalmann // Measurement Science and Technology. – 1998. – Vol. 9. – P. 1087–1092. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/9/7/014>
8. Haessler-Grohne, W. An electron optical metrology system for pattern placement measurements / W. Haessler-Grohne, H. Bosse // Measurement Science and Technology. – 1998. – Vol. 9. – P. 1120–1128. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/9/7/020>
9. Advances in traceable nanometrology at the National Physical Laboratory / R. K. Leach [et al.] // Nanotechnology. – 2001. – Vol. 12, №1. – R1. <https://doi.org/10.1088/0957-4484/12/1/201>
10. Calibration of step heights and roughness measurements with atomic force microscopes / J. Garnæs [et al.] // Precision Engineering. – 2003. – Vol. 27. – P. 91–98. [https://doi.org/10.1016/S0141-6359\(02\)00184-8](https://doi.org/10.1016/S0141-6359(02)00184-8)
11. Uncertainty in pitch measurements of one-dimensional grating standards using a nanometrological atomic force microscope / I. Misumi [et al.] // Measurement Science and Technology. – 2003. – Vol. 14. – P. 463–471. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/14/4/309>
12. Submicrometre-pitch intercomparison between optical diffraction, scanning electron microscope and atomic force microscope / I. Misumi [et al.] // Measurement Science and Technology. – 2003. – Vol. 14. – P. 2065–2074. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/14/12/004>
13. Characterization of a 100-nm 1D pitch standard by metrological SEM and SFM / W. Haessler-Grohne [et al.] // SPIE Advanced Lithography. – 2004. <https://doi.org/10.1117/12.536285>
14. Lateral metrology using scanning probe microscopes, 2D pitch standards and image processing / J. F. Jørgensen, C. P. Jensen, J. Garnæs // Appl. Phys. A. – 1998. – Vol. 66. – P. S847–S852. <https://doi.org/10.1007/S003390051254>
15. Leach, R. Abbe Error/Offset / R. Leach // CIRP Encyclopedia of Production Engineering / eds. L. Laperrière, G. Reinhart. – Springer, 2014. [https://doi.org/10.1007/978-3-642-35950-7\\_16793-1](https://doi.org/10.1007/978-3-642-35950-7_16793-1)
16. Decker, J. E. Uncertainty evaluation for the measurement of gauge blocks by optical interferometry / J. E. Decker, J. R. Pekelsky // Metrologia. – 1997. – Vol. 34. – P. 479–493. <https://doi.org/10.1088/0026-1394/34/6/4>
17. Accurate and traceable calibration of two-dimensional gratings / G. Dai [et al.] // Measurement Science and Technology. – 2007. – Vol. 18. – P. 415–421. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/18/2/S13>
18. Edlen, B. The Refractive Index of Air / B. Edlen // Metrologia. – 1966. – Vol. 2. – P. 71–80. <https://doi.org/10.1088/0026-1394/2/2/002>
19. Jones, F. E. The Refractivity of Air / F. E. Jones // Journal of Research of the National Bureau of Standards. – 1981. – Vol. 86, №1. – P. 27–32. <https://doi.org/10.6028/JRES.086.002>
20. Schmidt, I. Beiträge zur Verringerung der Positionierungsunsicherheit in der Nanopositionier und Nanomessmaschine / I. Schmidt. – Ilmenau University of Technology, 2009. – 25 p.

## References

1. Tortonese M., Prochazka J., Konicek P., Schneir J., Smith I. R. 100-nm-pitch standard characterization for metrology applications. *SPIE's 27th Annual International Symposium on Microlithography, 2002, Santa Clara, California, Proceedings Volume 4689, Metrology, Inspection, and Process Control for Microlithography XVI*. Santa Clara, 2002. <https://doi.org/10.1117/12.473495>
2. Bienias M., Gao S., Hasche, Seemann R., Thiele K. A metrological scanning force microscope used for coating thickness and other topographical measurements. *Applied Physics A: Materials Science & Processing*, 1998, vol. 66, no. 7, pp. S837–S842. <https://doi.org/10.1007/s003390051252>
3. Dai G., Pohlenz F., Danzebrink H.-U., Xu M., Hasche K., Wilkening G. Metrological large range scanning probe microscope. *Review of Scientific Instruments*, 2004, vol. 75, no. 4, pp. 962–969. <https://doi.org/10.1063/1.1651638>
4. Dixon R., Köning R., Fu J., Vorbürger T., Renegar B. Accurate dimensional metrology with atomic force microscopy. *Metrology, Inspection, and Process Control for Microlithography XIV, Proc. SPIE*, 2000, vol. 3998, pp. 362–368. <https://doi.org/10.1117/12.386492>
5. Picotto G., Pisani M. A sample scanning system with nanometric accuracy for quantitative SPM measurements. *Ultramicroscopy*, 2001, vol. 86, pp. 247–254. [https://doi.org/10.1016/S0304-3991\(00\)00112-1](https://doi.org/10.1016/S0304-3991(00)00112-1)
6. Haycocks J. A., Jackson K. Traceable calibration of transfer standards for scanning probe microscopy. *Precision Engineering*, 2005, vol. 29, pp. 168–175. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2004.06.002>

7. Meli F., Thalmann R. Long-range AFM profiler used for accurate pitch measurements. *Measurement Science and Technology*, 1998, vol. 9, pp. 1087–1092. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/9/7/014>
8. Haessler-Grohne W., Bosse H. An electron optical metrology system for pattern placement measurements. *Measurement Science and Technology*, 1998, vol. 9, pp. 1120–1128. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/9/7/020>
9. Leach R. K., Haycocks J. A., Jackson K., Lewis A., Oldfield S. J., Yacoot A. Advances in traceable nanometrology at the National Physical Laboratory. *Nanotechnology*, 2001, vol. 12, no. 1, R1. <https://doi.org/10.1088/0957-4484/12/1/201>
10. Garnæs J., Kofod N., Kühle A., Nielsen C., Dirscherl K., Blunt L. Calibration of step heights and roughness measurements with atomic force microscopes. *Precision Engineering*, 2003, vol. 27, pp. 91–98. [https://doi.org/10.1016/S0141-6359\(02\)00184-8](https://doi.org/10.1016/S0141-6359(02)00184-8)
11. Misumi I., Gonda S., Kurosawa T., Takamasu K. Uncertainty in pitch measurements of one-dimensional grating standards using a nanometrological atomic force microscope. *Measurement Science and Technology*, 2003, vol. 14, pp. 463–471. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/14/4/309>
12. Misumi I., Gonda S., Kurosawa T., Tanimura Y., Ochiai N., Kitta J.-i., Kubota F., Yamada M., Fujiwara Y., Nakayama Y., Takamasu K. Submicrometre-pitch intercomparison between optical diffraction, scanning electron microscope and atomic force microscope. *Measurement Science and Technology*, 2003, vol. 14, pp. 2065–2074. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/14/12/004>
13. Haessler-Grohne W., Dziomba T., Frase C. G., Bosse H., Prochazka J. Characterization of a 100-nm 1D pitch standard by metrological SEM and SFM. *SPIE Advanced Lithography*, 2004. <https://doi.org/10.1117/12.536285>
14. Jørgensen J. F., Jensen C. P., Garnæs J. Lateral metrology using scanning probe microscopes, 2D pitch standards and image processing. *Applied Physics A: Materials Science & Processing*, 1998, vol. 66, pp. S847–S852. <https://doi.org/10.1007/S003390051254>
15. Leach R. Abbe Error / Offset. Laperrière L., Reinhart G. (eds.). *CIRP Encyclopedia of Production Engineering*. Springer, 2014. [https://doi.org/10.1007/978-3-642-35950-7\\_16793-1](https://doi.org/10.1007/978-3-642-35950-7_16793-1)
16. Decker J. E., Pekelsky J. R. Uncertainty evaluation for the measurement of gauge blocks by optical interferometry. *Metrologia*, 1997, vol. 34, pp. 479–493. <https://doi.org/10.1088/0026-1394/34/6/4>
17. Dai G., Pohlentz F., Dziomba T., Xu M., Diener A., Koenders L., Danzebrink H.-U. Accurate and traceable calibration of two-dimensional gratings. *Measurement Science and Technology*, 2007, vol. 18, pp. 415–421. <https://doi.org/10.1088/0957-0233/18/2/S13>
18. Edlén B. The Refractive Index of Air. *Metrologia*, 1966, vol. 2, pp. 71–80. <https://doi.org/10.1088/0026-1394/2/2/002>
19. Jones F. E. The Refractivity of Air. *Journal of Research of the National Bureau of Standards*, 1981, vol. 86, no. 1, pp. 27–32. <https://doi.org/10.6028/JRES.086.002>
20. Schmidt I. *Beiträge zur Verringerung der Positionierungsunsicherheit in der Nanopositionier und Nanomessmaschine*. Ilmenau University of Technology, 2009. 25 p.

### Информация об авторах

Багдун Александр Андреевич – ведущий инженер по метрологии – исследователь производственно-исследовательского отдела измерений геометрических величин, Белорусский государственный институт метрологии (Старовиленский тракт, 93, 220053, Минск, Республика Беларусь). E-mail: bagdun.ne@gmail.com

Соломахо Владимир Леонтьевич – доктор технических наук, профессор, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220213, Минск, Республика Беларусь). E-mail: v.solomakho@gmail.com

### Information about the authors

Alexandr A. Bagdun – Leading Metrology Engineer – Researcher of the Production and Research Department for Measuring Geometric Quantities, Belarusian State Institute of Metrology (Starovilensky Trakt, 93, 220053, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: bagdun.ne@gmail.com

Vladimir L. Solomakho – D. Sc. (Engineering), Professor, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: v.solomakho@gmail.com

**А. В. Исаев<sup>1</sup>, Ю. В. Суходолов<sup>1</sup>, А. А. Шейников<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>*Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь*

<sup>2</sup>*Военная академия Республики Беларусь, Минск, Республика Беларусь*

## ДИНАМИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ СТРУКТУРЫ СПЕКТРА ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЕЙ ДВОЙНЫХ ИМПУЛЬСОВ

**Аннотация.** Разработан способ выделения информационных спектральных составляющих из исследуемого сигнала с минимальной погрешностью, возникающей при некоррелированных изменениях параметров этого сигнала, путем создания последовательностей из двойных импульсов. Предложен метод синтеза испытательного сигнала, в котором преобладают спектральные составляющие, используемые при анализе параметров этого сигнала, и максимально подавляются соседние с информативной спектральные составляющие. Рассмотрена процедура построения структур из комбинаций двойных импульсных последовательностей, получены уравнения для амплитуд их спектральных составляющих, и в соответствии с этим определены основные требования и правила для вычисления основных временных параметров получаемых импульсных последовательностей. Проведен анализ областей чувствительности к изменению основных параметров импульсной последовательности. Приведен пример получения испытательного сигнала с выделением 13-й спектральной составляющей на фоне подавления пяти соседних, а также выполнен анализ погрешности измерения, связанной с нестабильностью основных параметров сформированной импульсной последовательности. Представленный метод позволяет организовать выделение информативной спектральной составляющей путем исключения соседних и при этом, повысить точность измерения параметров сигнала за счет уменьшения влияния нестабильности его параметров, что недостижимо при использовании современных методов при цифровой обработке сигналов. Метод может использоваться в энергетике при анализе состояния работоспособности электрических машин, для измерения скорости и расстояния в радиолокации и др.

**Ключевые слова:** комбинация двойных импульсных последовательностей, амплитудно-частотный спектр импульсной последовательности, выделение спектральной составляющей, погрешность от нестабильности параметров сигнала

**Для цитирования:** Исаев, А. В. Динамическая модель структуры спектра последовательностей двойных импульсов / А. В. Исаев, Ю. В. Суходолов, А. А. Шейников // Вес. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2022. – Т. 67, № 1. – С. 94–104. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-94-104>

**Aleksandr V. Isaev<sup>1</sup>, Yuri V. Suchodolov<sup>1</sup>, Aleksey A. Sheinikau<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>*Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus*

<sup>2</sup>*Military Academy of the Republic Belarus, Minsk, Republic of Belarus*

## DYNAMIC MODEL OF THE STRUCTURE OF THE SPECTRUM OF SEQUENCES FROM DOUBLE PULSES

**Abstract.** A method has been developed for extracting informational spectral components from the signal under study with a minimum error arising from uncorrelated changes in the parameters of this signal by creating sequences of double pulses. A method for synthesizing a test signal is proposed, in which the spectral components used in the analysis of the parameters of this signal predominate and the spectral components adjacent to the informative one are maximally suppressed. The procedure for constructing structures from combinations of double pulse sequences is considered, equations for the amplitudes of their spectral components are obtained, and in accordance with this, the basic requirements and rules for calculating the main temporal parameters of the resulting pulse sequences are determined. The analysis of the areas of sensitivity to changes in the main parameters of the pulse sequence has been carried out. An example of obtaining a test signal with the selection of the 13th spectral component against the background of the suppression of five neighboring ones is considered, and an analysis of the measurement error associated with the instability of the main parameters of the generated pulse sequence is performed. The presented method makes it possible to organize the selection of an informative spectral component with a maximum quality factor by excluding neighboring ones and, at the same time, to increase the accuracy of measuring signal parameters by reducing the influence of the instability of its parameters, which is unattainable using modern approaches, including digital signal processing. The method can be used in the power industry when analyzing the state of operability of electrical machines, for measuring speed and distance in radar, etc.

**Keywords:** a combination of double pulse sequences, the amplitude-frequency spectrum of the pulse sequence, the separation of the spectral component, the error from the instability of the signal parameters

**For citation:** Isaev A. V., Suchodolov Yu. V., Sheinikau A. A. Dynamic model of the structure of the spectrum of sequences from double pulses. *Vesti Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2022, vol. 67, no. 1, pp. 94–104 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-94-104>

**Введение.** Одной из наиболее важных проблем современного приборостроения, и в частности диагностики, является максимально достоверное измерение параметров исследуемых процессов (временных, амплитудных и др.) и получение их с минимальной погрешностью. При этом основная сложность состоит в качественном выделении измеряемого параметра, то есть в организации фильтрации.

Существует большое количество подходов к организации фильтрации сигналов, начиная от построения простейших, активных и пассивных фильтров, выполненных на основе RC- или LC-цепочек, и заканчивая созданием современных цифровых комплексов, реализующих программно-аппаратное выделение спектральной составляющей из исследуемого сигнала.

Однако каждый из таких подходов имеет существенные недостатки. Так, активные и пассивные фильтры, построенные на основе RC- или LC-цепочек, даже имея несколько каскадов (2-го, 3-го порядка и выше), чаще всего недостаточно добротны по отношению к выделяемой спектральной составляющей [1]. Поэтому в настоящее время при необходимости качественного выделения сигнала в большинстве случаев используют цифровые фильтры, построенные на методах выделения отдельных спектральных составляющих.

Одной из существенных проблем проектирования цифрового фильтра является выбор такой его структуры, при которой минимизируются вычислительные ресурсы, необходимые для его реализации.

Выделяют несколько видов цифровых фильтров. Так, разработана прямая форма цифрового фильтра с импульсной характеристикой конечной длительности [2, 3]. Недостатком этого вида являются значительные вычислительные затраты, необходимые для его реализации.

Наиболее распространенным на практике видом цифрового фильтра является структура типа «быстрое преобразование Фурье» (БПФ), где производится умножение спектра на массив амплитудно-частотной характеристики фильтра [2, 3]. Данная структура характеризуется минимальными вычислительными затратами. Отличительной чертой такого типа является реализация процедуры БПФ с существенным перекрытием входного сигнала во временной области, что обусловлено необходимостью получения аperiodической свертки этого сигнала с импульсной реакцией фильтра.

Фильтр Калмана – цифровой фильтр, который оценивает вектор состояния динамической системы, используя ряд неполных и зашумленных измерений. Работа фильтра основана на рекурсивном дооценивании вектора состояния заранее известной динамической системы, а следовательно, для расчета текущего состояния системы необходимо знать текущее измерение, а также предыдущее состояние самого фильтра [3].

Особенностью перечисленных цифровых фильтров являются сложности, связанные с изменением его основных характеристик. Поэтому в настоящее время ведутся работы по разработке адаптивных фильтров, имеющих возможность перенастраиваться в режиме реального времени под текущие задачи. Например, создан адаптивный фильтр, в котором для повышения точности и устойчивости фильтрации в структуру фильтра Калмана вводятся дополнительные элементы и связи, реализующие оптимальную коррекцию фильтра по среднеквадратическому критерию Красовского и включающие дополнительный фильтр коррекции – фильтр для оценивания «невязки», которая используется для настройки основного фильтра и фильтра коррекции с применением алгоритма нетерминального управления (патент RU №. 2110883 «Адаптивный фильтр для оценки нестационарных процессов», авторы – Ю. А. Юркин, А. В. Гаврилов; патент RU №. 2747199С1 «Цифровой фильтр для нестационарных сигналов», автор – П. А. Безмен). Недостатком таких фильтров является влияние «белого» шума на их состояние, в то время как шум имеет более сложную структуру, а значит, и возможности по его удалению из полезного сигнала [4]. Также в настоящее время исследователями ведутся

работы по совершенствованию различных адаптивных фильтров [5, 6] (U.S. Patent Application No. 16/003,980 «Adaptive filter method, system and apparatus», authors – Ahmad Khalifi, Azzedine Zerguine; Патент RU No. 2 631 976 C2 «Перестраиваемый цифровой фильтр с программируемой структурой», автор – В. Д. Белоногов).

Между тем все перечисленные методики выделения спектральных составляющих не предусматривают учет нестабильности основных параметров исследуемых сигналов, что выражается в увеличении абсолютной погрешности, возникающей при некоррелированных изменениях этих параметров. Поэтому в настоящее время ведутся работы по совершенствованию систем цифровой фильтрации, построенных на основе анализа импульсных последовательностей, сформированных из измеряемых сигналов [7] (патент № 19 225 C1 «Способ определения времени задержки между двумя периодическими последовательностями импульсов», авторы – Ю. В. Суходолов, О. И. Киш, Л. П. Крученок).

*Цель настоящей работы* – разработка метода выделения информационных спектральных составляющих из исследуемого сигнала с минимальной погрешностью, возникающей при некоррелированных изменениях параметров этого сигнала, путем создания последовательностей из двойных импульсов.

**Получение математического описания модели структуры спектра двойных импульсных последовательностей.** Для того чтобы определить изменения того или иного параметра при спектральном подходе к диагностике часто приходится проводить процедуру выделения информативных спектральных составляющих с помощью различных фильтрующих устройств. Однако с помощью полосового фильтра, в том числе и построенного на основе активного RC-фильтра, получение высокой добротности связано с трудностями схемотехнического исполнения, а при увеличении номера спектральной составляющей из-за разности частот между ними выделение становится процедурой затруднительной. Поэтому при современных способах контроля и диагностики состояния обмоток электрических машин, измерения временных параметров в электронике или электротехнике, а также расстояния и скорости в радиолокации и др. необходимо синтезировать такой испытательный сигнал, в котором бы преобладали спектральные составляющие, используемые при анализе параметров этого сигнала, то есть максимально подавить соседние с информативной спектральные составляющие.

В самом простом случае, если необходимо подавить одну или две спектральные составляющие, можно обратиться к последовательности из двух импульсов. Амплитудно-спектральная характеристика такой последовательности рассмотрена в [8]. Амплитуда  $n$ -й спектральной составляющей такой последовательности устанавливается зависимостью

$$|U_n| = \frac{2E}{\pi n} \left( \sin \frac{n\omega t_i}{2} \right) \left( \cos \frac{n\omega t_{z1}}{2} \right), \quad (1)$$

где  $E$  – амплитуда импульсов;  $t_{z1}$  – задержка между импульсами в двойной последовательности;  $t_i$  – длительность импульсов;  $n$  – номер спектральной составляющей;  $\omega$  – циклическая частота, определяемая по формуле  $\omega = 2\pi/T$  ( $T$  – период импульсной последовательности).

Амплитуды спектральных составляющих, которые равны нулю ( $n_{0t_i}$  и  $n_{0t_{z1}}$ ), определяются из соотношений:  $\sin \frac{n\omega t_i}{2} = 0$  и  $\cos \frac{n\omega t_{z1}}{2} = 0$ .

Номера спектральных составляющих, амплитуды которых равны нулю:

$$\begin{aligned} n_{0t_i} &= N \frac{T}{t_i}; \\ n_{0t_{z1}} &= N \frac{T}{2t_{z1}}, \end{aligned} \quad (2)$$

где  $N = 1, 2, 3, \dots$  – номер нуля

Следовательно, задавая номер спектральной составляющей, которую необходимо подавить, можно рассчитать длительность импульсов  $t_i$  и время задержки между импульсами  $t_{z1}$  в формируемой импульсной последовательности. Амплитудно-частотный спектр такой последовательности при различных значениях  $t_{z1}$  представлен на рис. 1

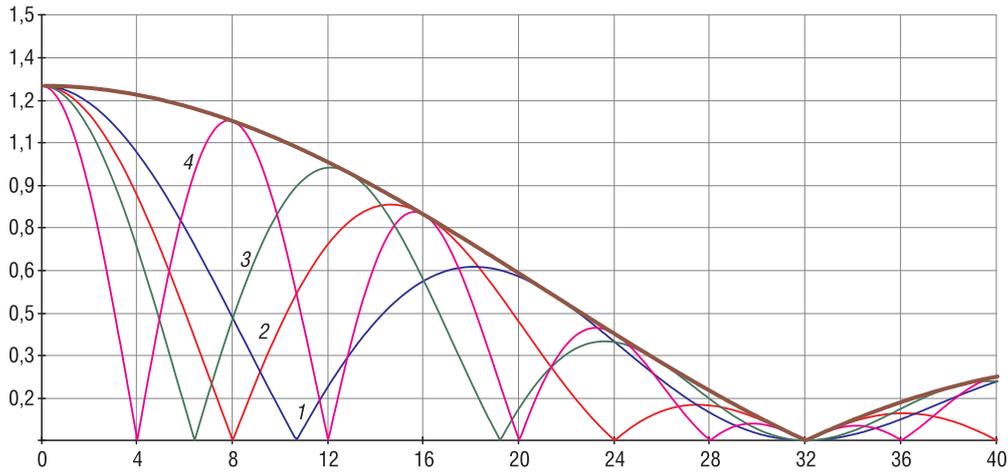


Рис. 1. Амплитудно-частотный спектр последовательности из двух импульсов при длительности импульса  $t_i = T/32$ :  $1 - t_{z1} = 1,5t_i$ ;  $2 - t_{z1} = 2t_i$ ;  $3 - t_{z1} = 2,5t_i$ ;  $4 - t_{z1} = 4t_i$

Fig. 1. Amplitude-frequency spectrum of a sequence of two pulses with a pulse duration  $t_i = T/32$ :  $1 - t_{z1} = 1.5t_i$ ;  $2 - t_{z1} = 2t_i$ ;  $3 - t_{z1} = 2.5t_i$ ;  $4 - t_{z1} = 4t_i$

Однако наибольшего результата по выделению отдельной спектральной составляющей можно достигнуть путем подавления большего количества соседних с информативной гармоник. Поэтому рассмотрим использование двойных импульсов при формировании сигналов с задержкой между двойными последовательностями. Для этого повторим рассмотренную последовательность из двух импульсов через время задержки  $t_{z2}$ . Временная диаграмма такой последовательности представлена на рис. 2.

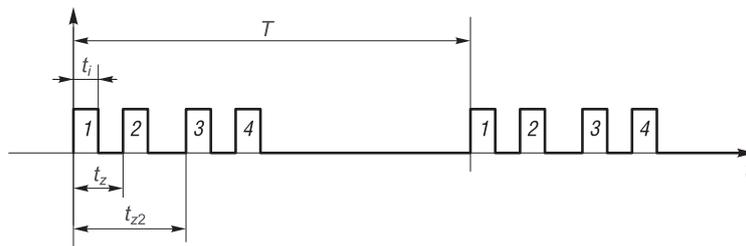


Рис. 2. Исследуемая последовательность двух двойных импульсов

Fig. 2. The investigated sequence of two double pulses

Уравнение для амплитуды  $n$ -й спектральной составляющей представленной последовательности определим как сумму импульсов, входящих в нее. Так, уравнение для первого импульса имеет вид

$$\dot{U}_{11}(n) = \frac{E}{\pi nj} (1 - e^{-jn\omega t_i}), \tag{3}$$

где  $j$  – мнимая единица, равная  $\sqrt{-1}$ ;  $e$  – основание степени экспоненты, примерно равное 2,718 281 828 459 045...;

для второго –

$$\dot{U}_{12}(n) = \frac{E}{\pi nj} (1 - e^{-jn\omega t_i}) e^{-jn\omega t_{z1}}; \tag{4}$$

двойной последовательности импульсов –

$$\begin{aligned} \dot{U}_{p1}(n) &= \dot{U}_{11}(n) + \dot{U}_{12}(n) = \frac{E}{\pi nj} (1 - e^{-jn\omega t_i}) + \frac{E}{\pi nj} (1 - e^{-jn\omega t_i}) e^{-jn\omega t_{z1}} = \\ &= \frac{E}{\pi nj} (1 - e^{-jn\omega t_i}) (1 + e^{-jn\omega t_{z1}}). \end{aligned} \tag{5}$$

Учитывая теорему о смещении [9], уравнение для второй последовательности с импульсами 3 и 4 представим следующим образом:

$$\begin{aligned} \dot{U}_{p2}(n) &= \dot{U}_{21}(n) + \dot{U}_{22}(n) = \frac{E}{\pi nj} (1 - e^{-jn\omega t_i}) e^{-jn\omega t_{z2}} + \frac{E}{\pi nj} (1 - e^{-jn\omega t_i}) e^{-jn\omega t_{z2}} e^{-jn\omega t_{z1}} = \\ &= \frac{E}{\pi nj} (1 - e^{-jn\omega t_i}) (1 + e^{-jn\omega t_{z1}}) e^{-jn\omega t_{z2}}. \end{aligned} \quad (6)$$

Тогда комплексная амплитуда  $n$ -й спектральной составляющей суммы двух двойных импульсных последовательностей будет равна

$$\begin{aligned} \dot{U}(n) &= \dot{U}_{p1}(n) + \dot{U}_{p2}(n) = \frac{E}{\pi nj} (1 - e^{-jn\omega t_i}) (1 + e^{-jn\omega t_{z1}}) + \frac{E}{\pi nj} (1 - e^{-jn\omega t_i}) (1 + e^{-jn\omega t_{z1}}) e^{-jn\omega t_{z2}} = \\ &= \frac{E}{\pi nj} (1 - e^{-jn\omega t_i}) (1 + e^{-jn\omega t_{z1}}) (1 + e^{-jn\omega t_{z2}}). \end{aligned} \quad (7)$$

Преобразовав выражение (7), получим

$$\dot{U}(n) = \frac{8E}{\pi n} \left( \sin \frac{n\omega t_i}{2} \right) \left( \cos \frac{n\omega t_{z1}}{2} \right) \left( \cos \frac{n\omega t_{z2}}{2} \right) e^{-jn\omega \frac{n\omega t_i}{2}} e^{-jn\omega \frac{n\omega t_{z1}}{2}} e^{-jn\omega \frac{n\omega t_{z2}}{2}}. \quad (8)$$

Следовательно, амплитуда  $n$ -й спектральной составляющей будет определяться как

$$|U(n)| = \frac{8E}{\pi n} \left| \sin \frac{n\omega t_i}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z1}}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z2}}{2} \right|, \quad (9)$$

где  $t_{z2}$  – время задержки между двумя последовательностями из двух импульсов

Согласно (9) в спектре сигнала появится дополнительный набор спектральных составляющих  $n_{0t_{z2}}$ , амплитуды которых равны нулю и чей номер определяется из соотношения

$$\cos \frac{n\omega t_{z2}}{2} = 0,$$

откуда

$$n_{0t_{z2}} = N \frac{T}{2t_{z2}}. \quad (10)$$

Амплитудно-частотный спектр получаемой импульсной последовательности при различных значениях  $t_{z2}$  и прочих равных параметрах представлен на рис. 3

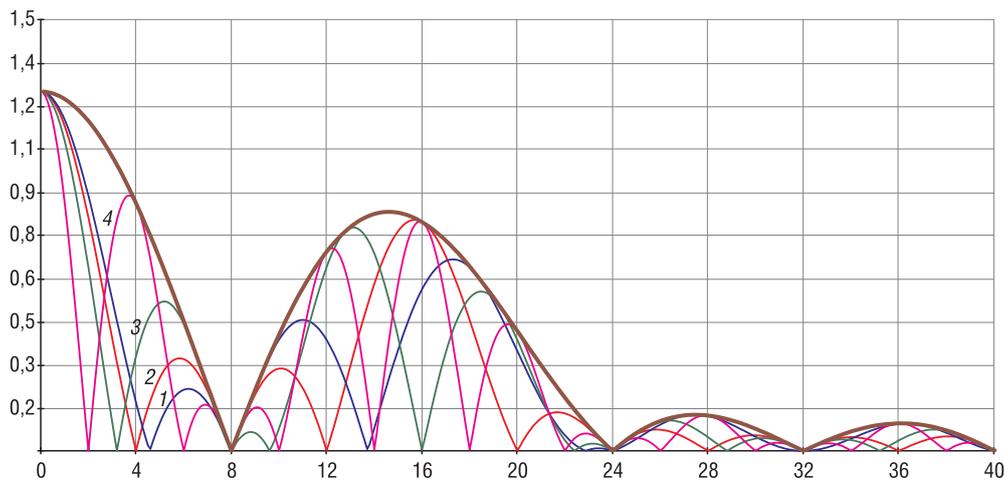


Рис. 3. Спектральный состав двух двойных последовательностей импульсов при длительности импульса  $t_i = T/32$  и времени задержки между импульсами  $t_{z1} = 2t_i$ : 1 –  $t_{z2} = 3,5t_i$ ; 2 –  $t_{z2} = 4t_i$ ; 3 –  $t_{z2} = 5t_i$ ; 4 –  $t_{z2} = 8t_i$

Fig. 3. Spectral composition of two double sequences of pulses with a pulse duration  $t_i = T/32$  and a delay time between pulses  $t_{z1} = 2t_i$ : 1 –  $t_{z2} = 3.5t_i$ ; 2 –  $t_{z2} = 4t_i$ ; 3 –  $t_{z2} = 5t_i$ ; 4 –  $t_{z2} = 8t_i$

Для подавления следующей, соседней с информативной спектральной составляющей повторим полученную ранее двойную последовательность из двух импульсов через время задержки  $t_{w3}$ . Проведем ряд аналогичных (3)–(7) преобразований, получим выражение для определения амплитуды  $n$ -й спектральной составляющей:

$$|U(n)| = \frac{16E}{\pi n} \left| \sin \frac{n\omega t_i}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z1}}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z2}}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z3}}{2} \right|, \quad (11)$$

где  $t_{z3}$  – время задержки между двойными комбинациями двойных импульсных последовательностей.

Согласно (11) в спектре сигнала появится еще один набор спектральных составляющих  $n_{0t_{z3}}$ , амплитуды которых равны нулю и чей номер определяется из соотношения

$$\cos \frac{n\omega t_{z3}}{2} = 0.$$

Следовательно,

$$n_{0t_{z3}} = N \frac{T}{2t_{z3}}. \quad (12)$$

Амплитудно-частотный спектр такой последовательности при различных значениях  $t_{z3}$  представлен на рис. 4

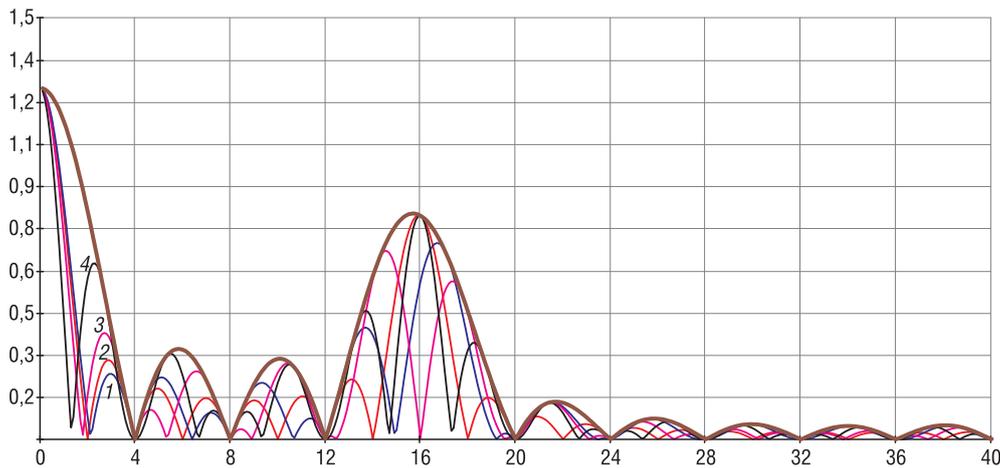


Рис. 4. Спектральный состав двойной комбинации двойных импульсных последовательностей при длительности импульса  $t_i = T/32$ ,  $t_{z1} = 2t_i$  и  $t_{z2} = 4t_i$ : 1 –  $t_{z3} = 7,5t_i$ ; 2 –  $t_{z3} = 8t_i$ ; 3 –  $t_{z3} = 8,5t_i$ ; 4 –  $t_{z3} = 10t_i$

Fig. 4. Spectral composition of a double combination of double pulse sequences with a pulse duration  $t_i = T/32$ ,  $t_{z1} = 2t_i$ , and  $t_{z2} = 4t_i$ : 1 –  $t_{z3} = 7.5t_i$ ; 2 –  $t_{z3} = 8t_i$ ; 3 –  $t_{z3} = 8.5t_i$ ; 4 –  $t_{z3} = 10t_i$

Учитывая соотношения (1), (9) и (11), можно сделать вывод, что с помощью конструкций последовательностей импульсов, составленных из комбинаций двойных импульсов, можно подавить в непосредственном окружении от информирующей спектральной составляющей необходимое количество соседних. В общем виде выражение для амплитуд спектральных составляющих импульсных последовательностей, построенных из комбинаций двойных импульсов, имеет вид

$$|U(n)| = \frac{2EK}{\pi n} \left| \sin \frac{n\omega t_i}{2} \right| \times \prod_{L=1}^K \left| \cos \frac{n\omega t_{zL}}{2} \right|, \quad (13)$$

где  $K$  – количество последовательных комбинаций из двойных импульсных последовательностей;  $L$  – порядковый номер комбинации из двойных импульсных последовательностей.

**Абсолютная погрешность при генерации импульсного сигнала.** Абсолютная погрешность генерации сигнала, построенного из конструкций двойных последовательностей импульсов, возникающая при нестабильности формирования параметров  $E$ ,  $\omega$ ,  $t_i$ ,  $t_{z1}$ ,  $t_{z2}$  и  $t_{z3}$ , определяется

как величина полного дифференциала [10] в результате некорректированных изменений параметров полученной конструкции:

$$\left| \Delta U_{E\omega t_i t_{z1} t_{z2} t_{z3}} \right| = \frac{d|U_n|}{dE} \Delta E + \frac{d|U_n|}{d\omega} \Delta \omega + \frac{d|U_n|}{dt_i} \Delta t_i + \frac{d|U_n|}{dt_{z1}} \Delta t_{z1} + \frac{d|U_n|}{dt_{z2}} \Delta t_{z2} + \frac{d|U_n|}{dt_{z3}} \Delta t_{z3}, \quad (14)$$

где  $\Delta E$ ,  $\Delta \omega$ ,  $\Delta t_i$ ,  $\Delta t_{z1}$ ,  $\Delta t_{z2}$ ,  $\Delta t_{z3}$  – соответственно изменения параметров  $E$ ,  $\omega$ ,  $t_i$ ,  $t_{z1}$ ,  $t_{z2}$  и  $t_{z3}$ .

Определим чувствительность как частные производные из выражения (11) к изменяемым параметрам:

$$\frac{d|U_n|}{dE} = \frac{8}{\pi n} \left| \sin \frac{n\omega t_i}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z1}}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z2}}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z3}}{2} \right|; \quad (15)$$

$$\begin{aligned} \frac{d|U_n|}{d\omega} = \frac{4E}{\pi} & \left( t_i \cos \frac{n\omega t_i}{2} \cos \frac{n\omega t_{z1}}{2} \cos \frac{n\omega t_{z2}}{2} \cos \frac{n\omega t_{z3}}{2} - t_{z1} \sin \frac{n\omega t_i}{2} \sin \frac{n\omega t_{z1}}{2} \cos \frac{n\omega t_{z2}}{2} \cos \frac{n\omega t_{z3}}{2} - \right. \\ & \left. - t_{z2} \sin \frac{n\omega t_i}{2} \cos \frac{n\omega t_{z1}}{2} \sin \frac{n\omega t_{z2}}{2} \cos \frac{n\omega t_{z3}}{2} \right) \text{sign} \left( \sin \frac{n\omega t_i}{2} \cos \frac{n\omega t_{z1}}{2} \cos \frac{n\omega t_{z2}}{2} \cos \frac{n\omega t_{z3}}{2} \right); \quad (16) \end{aligned}$$

$$\frac{d|U_n|}{dt_i} = \frac{4E\omega}{\pi n} \left| \cos \frac{n\omega t_i}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z1}}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z2}}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z3}}{2} \right| \text{sign} \left( \sin \frac{n\omega t_i}{2} \right); \quad (17)$$

$$\frac{d|U_n|}{dt_{z1}} = \frac{4E\omega}{\pi n} \left| \sin \frac{n\omega t_i}{2} \right| \cdot \left| \sin \frac{n\omega t_{z1}}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z2}}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z3}}{2} \right| \text{sign} \left( \cos \frac{n\omega t_{z1}}{2} \right); \quad (18)$$

$$\frac{d|U_n|}{dt_{z2}} = \frac{4E\omega}{\pi n} \left| \sin \frac{n\omega t_i}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z1}}{2} \right| \cdot \left| \sin \frac{n\omega t_{z2}}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z3}}{2} \right| \text{sign} \left( \cos \frac{n\omega t_{z2}}{2} \right); \quad (19)$$

$$\frac{d|U_n|}{dt_{z3}} = \frac{4E\omega}{\pi n} \left| \sin \frac{n\omega t_i}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z1}}{2} \right| \cdot \left| \cos \frac{n\omega t_{z2}}{2} \right| \cdot \left| \sin \frac{n\omega t_{z3}}{2} \right| \text{sign} \left( \cos \frac{n\omega t_{z3}}{2} \right). \quad (20)$$

Минимальная чувствительность к изменению неинформационных параметров определяется приравниванием к нулю частных производных в выражениях (15)–(20), в результате решения которых находим экстремумы функций  $|U_n|$ . Учитывая, что решение всех полученных уравнений представляет собой сложное выражение, проведем анализ областей чувствительности с помощью ПО Mathcad. Исходные параметры полученной комбинации последовательности двойных импульсов следующие:  $E = 3,3$  В,  $f = 1000$  Гц ( $T = 1$  мс),  $t_i = 32$  мкс,  $t_{z1} = 64$  мкс,  $t_{z2} = 128$  мкс,  $t_{z3} = 256$  мкс (рис. 5, 6).

Одним из примеров применения данного метода может быть выделение отдельных спектральных составляющих методом перемножения сигналов. Использование синусоидальных сигналов, учитывая невысокую стабильность параметров при формировании, приводит к большим погрешностям. Поэтому целесообразнее применять составляющие той же частоты, полученные из последовательности импульсов с заданными амплитудой и временными параметрами, и таким образом воспользоваться их преимуществами: получение высокой стабильности временных параметров и удовлетворительной амплитуды, погрешности от нестабильности которых можно уменьшить, используя спектральные составляющие с большим, чем 10-й, номер. Это, согласно выражению (14), позволит уменьшить погрешность измерения более чем в 10 раз.

Рассмотрим вариант выделения, например, 13-й спектральной составляющей у исследуемого сигнала путем подавления в нем пяти соседних. В качестве исходных параметров определим следующие: частота периодического сигнала  $f = 1000$  Гц ( $T = 1/f = 1$  мс) и амплитуда  $E = 3,3$  В.

Чтобы выделить 13-ю спектральную составляющую, поместим ноль амплитудного спектра на место соседней нечетной 15-й. Для этого выберем скважностью испытательных импульсов  $q = 15$ .

В соответствии с выражением (2) определим длительность импульсов  $t_i$  для подавления 15-й спектральной составляющей при номере сформированного нуля  $N = 1$ :

$$t_i = N \frac{T}{n\omega t_i} = 67 \text{ мкс.}$$

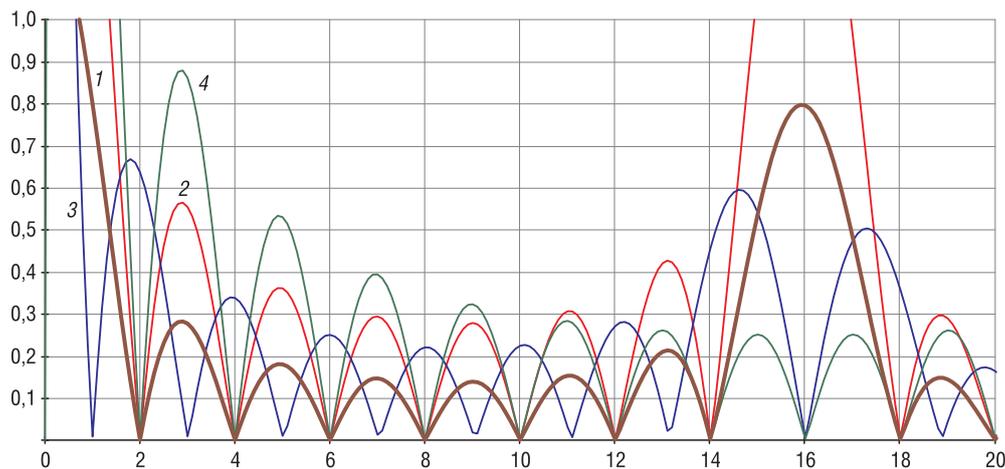


Рис. 5. Кривые чувствительности амплитудно-частотного спектра к изменению параметров импульсной последовательности: 1 – амплитудно-частотный спектр двойной комбинации двойных импульсных последовательностей; 2 – чувствительность к амплитуде сформированных импульсов  $E$ ; 3 – чувствительность к частоте следования импульсов  $\omega$ ; 4 – чувствительность к изменению длительности импульсов  $t_i$ ; 5 – чувствительность к изменению времени задержки в импульсной последовательности  $t_{z1}$

Fig. 5. Curves of sensitivity of the amplitude-frequency spectrum to changes in the parameters of the pulse sequence: 1 – amplitude-frequency spectrum of a double combination of double pulse sequences; 2 – sensitivity to the amplitude of the formed pulses  $E$ ; 3 – sensitivity to pulse repetition rate  $\omega$ ; 4 – sensitivity to changes in the pulse duration  $t_i$ ; 5 – sensitivity to a change in the delay time in the pulse sequence  $t_{z1}$

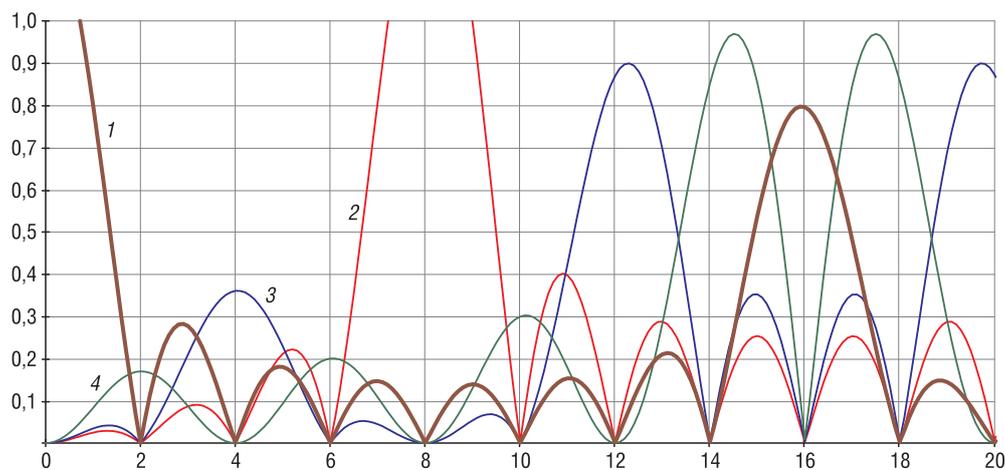


Рис. 6. Кривые чувствительности амплитудно-частотного спектра к изменению параметров импульсной последовательности: 1 – амплитудно-частотный спектр двойной комбинации двойных импульсных последовательностей; 2 – чувствительность к изменению времени задержки между импульсами в последовательности  $t_{z1}$ ; 3 – чувствительность к изменению времени задержки между двойными импульсами в последовательности  $t_{z2}$ ; 4 – чувствительность к изменению времени задержки между двойной комбинации двойных импульсных последовательностей  $t_{z3}$

Fig. 6. Curves of sensitivity of the amplitude-frequency spectrum to changes in the parameters of the pulse sequence: 1 – amplitude-frequency spectrum of a double combination of double pulse sequences; 2 – sensitivity to a change in the delay time between pulses in the sequence  $t_{z1}$ ; 3 – sensitivity to a change in the delay time between double pulses in the sequence  $t_{z2}$ ; 4 – sensitivity to change in delay time between double combinations of double pulse sequences  $t_{z3}$

Так же из выражения (2) для  $n_{0t_{z1}}$  находим время задержки между импульсами в последовательности  $t_{z1}$  для подавления 11-й спектральной составляющей при  $N = 2$ :

$$t_{z1} = N \frac{T}{2n_{0t_{z1}}} = 90 \text{ мкс.}$$

Время задержки между двойными импульсами в последовательности  $t_{z2}$  для подавления 14-й спектральной составляющей определяем из соотношения (10) для  $n_{0t_{z2}}$  при  $N = 5$ :

$$t_{z2} = N \frac{T}{2n_{0t_{z2}}} = 178 \text{ мкс.}$$

Время задержки между двойной комбинацией двойных импульсных последовательностей  $t_{z3}$  для подавления 12-й спектральной составляющей определяем из соотношения (12) для  $n_{0t_{z3}}$  при  $N = 9$ :

$$t_{z3} = N \frac{T}{2n_{0t_{z3}}} = 375 \text{ мкс.}$$

Результирующий амплитудно-частотный спектр полученного сигнала представлен на рис. 7.

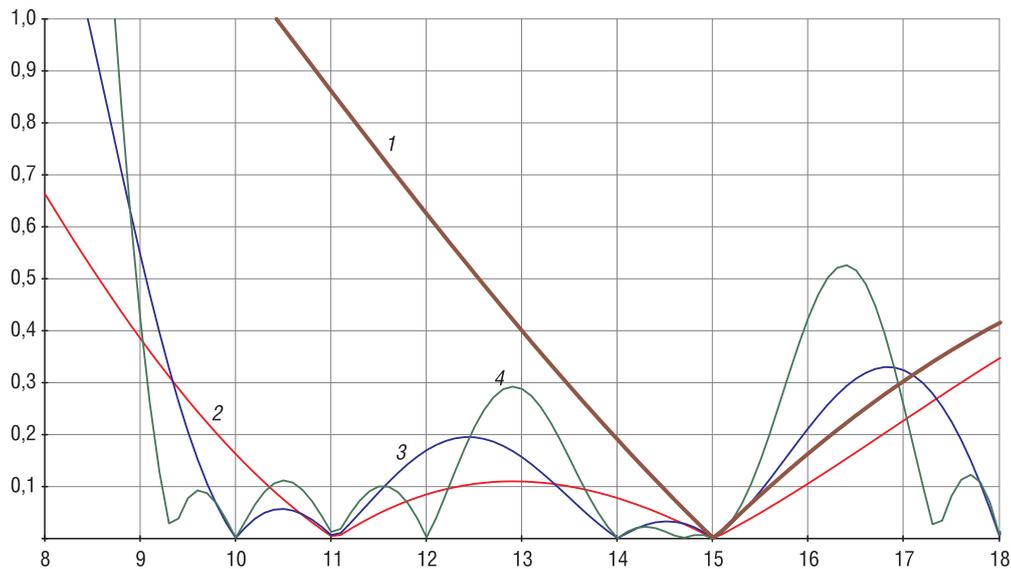


Рис. 7. Амплитудно-частотный спектр полученной комбинации двойных импульсных последовательностей: 1 – амплитудно-частотный спектр последовательности из одного импульса; 2 – амплитудно-частотный спектр двойной импульсной последовательности; 3 – амплитудно-частотный спектр двойной комбинации двойных импульсных последовательностей; 4 – амплитудно-частотный спектр результирующего сигнала

Fig. 7. Amplitude-frequency spectrum of the obtained double combination of double pulse sequences: 1 – amplitude-frequency spectrum of a sequence of one pulse; 2 – amplitude-frequency spectrum of a double pulse sequence; 3 – amplitude-frequency spectrum of a double combination of double pulse sequences; 4 – amplitude-frequency spectrum of the resulting signal

Амплитудно-частотный спектр импульсной последовательности, полученный по рассчитанным основным временным параметрам (см. рис. 7), демонстрирует значительное выделение 13-й спектральной составляющей при нулевом значении соседних пяти (10-я, 11, 12, 14 и 15-я спектральные составляющие).

Применение современных программируемых цифровых устройств (микроконтроллеры, программируемые логические интегральные схемы и др.) при формировании сигналов позволяет добиться нестабильность временных параметров ( $\Delta\omega$ ,  $\Delta t_i$ ,  $\Delta t_{z1}$ ,  $\Delta t_{z2}$ ,  $\Delta t_{z3}$ ,  $\Delta T_0$ ) до  $10^{-8}$  с (STM32F767ZG. High-performance and DSP with FPU, Arm Cortex-M7 MCU with 1 Mbyte of Flash memory, 216 MHz CPU, URL: <https://www.st.com/en/microcontrollers-microprocessors/stm32f767zg.html#documentation>). При этом нестабильность по амплитуде ( $\Delta E$ ) редко может достигать значения ниже  $10^{-2}$  В (AD780 2.5 V/3.0 V High Precision Reference Data Sheet (Rev. E). URL: <https://www.analog.com/media/en/technical-documentation/data-sheets/AD780.pdf>). Следовательно, нестабильность по амплитуде является основным источником погрешности при формировании импульсных последовательностей из-за ее превосходящей величины. Тогда погрешность полу-

ченной импульсной последовательности  $|\Delta U_{E\omega t_1 t_2 t_3}|$ , связанная с нестабильностью, возникающей при некоррелированных изменениях этих параметров, в соответствии с выражением (14) будет равна

$$|\Delta U_{E\omega t_1 t_2 t_3}| = 9,77 \cdot 10^{-4}.$$

При этом погрешность, связанная с нестабильностью, по амплитуде будет составлять

$$\frac{d|U_n|}{dE} \Delta E = 2,9 \cdot 10^{-4},$$

то есть уменьшится на два порядка.

**Заключение.** Разработан метод выделения информативных спектральных составляющих из исследуемого сигнала с минимальной погрешностью, возникающей при некоррелированных изменениях параметров этого сигнала, путем создания последовательностей из двойных импульсов, что может использоваться при анализе состояния работоспособности электрических машин, измерения расстояния в радиолокации и др.

### Список использованных источников

1. Вангенхайм, Л. Активные фильтры и генераторы. Проектирование и схемотехника с использованием интегрированных микросхем / Л. Вангенхайм. – М.: Техносфера: Мир электроники, 2010. – 416 с.
2. Баженов, А. В. Пространственно-временная обработка сигналов в авиационных радиоэлектронных комплексах / А. В. Баженов. – Ставрополь: СВВАИУ, 2006. – 219 с.
3. Лайонс Р. Цифровая обработка сигналов / Р. Лайонс. – 2-е изд. – М.: ООО «Бином-Пресс», 2006. – 656 с.
4. Lanchantin, P. Unsupervised segmentation of randomly switching data hidden with non-Gaussian correlated noise / P. Lanchantin, J. Lapuyade-Lahorgue, W. Pieczynski // *Signal Processing*. – 2011. – Vol. 91, №2. – P. 163–175. <https://doi.org/10.1016/j.sigpro.2010.05.033>
5. Джиган, В. Адаптивные фильтры и их приложения в радиотехнике и связи / В. Джиган // *Современная электроника*. – 2009. – №9. – С. 56–63.
6. Тараканов, А. Н. Адаптивная цифровая обработка сигналов / А. Н. Тараканов, В. В. Хрящев, А. Л. Приоров. – Ярославль: Яросл. гос. ун-т, 2001. – 134 с.
7. Спектральный метод измерения изменений временных интервалов между периодическими последовательностями импульсов / А. А. Шейников [и др.] // *Приборы и методы измерений*. – 2019. – Т. 10, №2. – С. 178–184. <http://doi.org/10.21122/2220-9506-2019-10-2-178-184>
8. Харкевич, А. А. Спектры и анализ / А. А. Харкевич. – Изд. 6-е. – М.: URSS, 2018. – 240 с.
9. Гоноровский, И. С. Радиотехнические цепи и сигналы / И. С. Гоноровский. – М.: Дрофа, 2006. – 719 с.
10. Шейников, А. А. Измерение малых изменений параметров импульсных последовательностей / А. А. Шейников, Ю. В. Суходолов, А. Е. Каледя // *Вестн. Военной академии Респ. Беларусь*. – 2016. – № 1. – С. 153–159.

### References

1. Wangenheim L. von. *Aktive Filter und Oszillatoren: Entwurf und Schaltungstechnik mit integrierten Bausteinen*. Springer, 2008. 392 s. (in German).
2. Bazhenov A. V. *Spatio-Temporal Signal Processing in Aviation Radio-Electronic Complexes*. Stavropol, Stavropol Higher Military Aviation School for Air Defense Pilots and Navigators, 2006. 219 p. (in Russian)
3. Lyons R. G. *Understanding Digital Signal Processing*. 3<sup>rd</sup> ed. Pearson Education, Inc, 2011. 564 p.
4. Lanchantin P., Lapuyade-Lahorgue J., Pieczynski W. Unsupervised segmentation of randomly switching data hidden with non-Gaussian correlated noise. *Signal Processing*, 2011, vol. 91, no. 2, pp. 163–175. <https://doi.org/10.1016/j.sigpro.2010.05.033>
5. Dzhigan V. Adaptive filters and their applications in radio engineering and communications. *Sovremennaya elektronika* [Modern Electronics], 2009, no. 9, pp. 56–63 (in Russian).
6. Tarakanov A. N., Khryashchev V. V., Priorov A. L. *Adaptive Digital Signal Processing*. Yaroslavl, Yaroslavl State University, 2001. 134 p. (in Russian).
7. Sheynikov A. A., Isayev A. V., Zelenko V. V., Sukhodolov Yu. V. Spectral Method of Measuring of Changes in Time Intervals between Periodic Pulse Sequences. *Pribory i metody izmerenii = Devices and Methods of Measurements*, 2019, vol. 10, no. 2, pp. 178–184. <http://doi.org/10.21122/2220-9506-2019-10-2-178-184> (in Russian).
8. Kharkevich A. A. *Spectra and Analysis*. 6<sup>th</sup> Ed. Moscow, URSS Publ., 2018. 240 p. (in Russian).
9. Gonorovskiy I. S. *Radio Circuits and Signals*. Moscow, Drofa Publ., 2006. 719 p. (in Russian).
10. Sheynikov A. A., Sukhodolov Yu. V., Kaleda A. Ye. Measurement of small changes in the parameters of pulse sequences. *Vestnik Voennoy akademii Respubliki Belarus'* [Bulletin of the Military Academy of the Republic of Belarus], 2016, no. 1, pp. 153–159 (in Russian).

### Информация об авторах

*Исаев Александр Витальевич* – старший преподаватель кафедры «Информационно-измерительная техника и технологии», Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: isaev0302@gmail.com

*Суходолов Юрий Викторович* – кандидат технических наук, доцент кафедры электротехники и электроники, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: suhodolov@bntu.by

*Шейников Алексей Александрович* – кандидат технических наук, докторант кафедры авиационной техники и вооружения, Военная академия Республики Беларусь (пр. Независимости, 220, 220057, Минск, Республика Беларусь). E-mail: af.varb.ao@yandex.by

### Information about the authors

*Aleksandr V. Isaev* – Senior Lecturer of the Department of Information and Measuring Equipment and Technologies, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: isaev0302@gmail.com

*Yuri V. Sukhodolov* – Ph. D. (Engineering), Associate Professor of the Department of Electrical Engineering and Electronics, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: suhodolov@bntu.by

*Aleksey A. Sheinikov* – Ph. D. (Engineering), Doctoral Student of the Department of Aviation Technology and Armament, Military Academy of the Republic of Belarus (220, Nezavisimosti Ave., 220057, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: af.varb.ao@yandex.by

**ДИАГНОСТИКА И БЕЗОПАСНОСТЬ ТЕХНИЧЕСКИХ И ПРИРОДНЫХ СИСТЕМ**  
**DIAGNOSTICS AND SAFETY OF TECHNICAL AND ENVIRONMENT SYSTEMS**

УДК 621.039.743  
<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-105-118>

Поступила в редакцию 14.10.2021  
Received 14.10.2021

**М. Л. Жемжуров, Н. Д. Кузьмина**

*Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук  
Беларуси, Минск, Республика Беларусь*

**ТЕХНИЧЕСКАЯ КОНЦЕПЦИЯ ЗАХОРОНЕНИЯ ОЧЕНЬ НИЗКОАКТИВНЫХ,  
НИЗКОАКТИВНЫХ И КОРОТКОЖИВУЩИХ СРЕДНЕАКТИВНЫХ РАДИОАКТИВНЫХ  
ОТХОДОВ БЕЛОРУССКОЙ АЭС**

**Аннотация.** Представлены принципиальные технические решения по сооружениям захоронения радиоактивных отходов (РАО), а также по вспомогательным зданиям, сооружениям и системам инженерно-технического обеспечения пункта захоронения радиоактивных отходов (ПЗРО), обеспечивающие безопасное и экономически целесообразное захоронение РАО, образующихся от двух блоков Белорусской АЭС в течение 60 лет эксплуатации и при выводе АЭС из эксплуатации. Предложенная техническая концепция ПЗРО включает оценку его радиационной безопасности во время эксплуатации и долговременной безопасности после закрытия. Показано, что обеспечивается безопасное захоронение РАО в период потенциальной опасности захораниваемых отходов с учетом возможных внешних воздействий природного и техногенного происхождения. Выполнена оценка технико-экономических показателей предлагаемого проекта ПЗРО как в целом, так и для первой очереди его строительства. Общая активность РАО, которая может быть размещена в ПЗРО при условии обеспечением долговременной безопасности, составляет  $9,0 \cdot 10^{14}$  Бк, в том числе  $\alpha$ -излучателей –  $6,8 \cdot 10^9$  Бк, трансурановых радионуклидов –  $6,8 \cdot 10^9$  Бк; в свою очередь активность очень низкоактивных отходов –  $4,1 \cdot 10^9$  Бк. Учитывая достигнутую степень детализации технических решений в концептуальном проекте, он может быть использован на стадии проектирования объекта.

**Ключевые слова:** Белорусская атомная электрическая станция, радиоактивные отходы атомных электростанций, твердые радиоактивные отходы, захоронение радиоактивных отходов, пункт захоронения радиоактивных отходов

**Для цитирования:** Жемжуров, М. Л. Техническая концепция захоронения очень низкоактивных, низкоактивных и короткоживущих среднеактивных радиоактивных отходов Белорусской АЭС / М. Л. Жемжуров, Н. Д. Кузьмина // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2022. – Т. 67, №1. – С. 105–118. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-105-118>

**Mikhail L. Zhemzhurov, Natallia D. Kuzmina**

*Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk,  
Republic of Belarus*

**TECHNICAL CONCEPT OF DISPOSAL FOR VERY LOW-LEVEL, LOW-LEVEL AND SHORT-LIVED  
INTERMEDIATE-LEVEL RADIOACTIVE WASTE OF THE BELARUSIAN NPP**

**Abstract.** The paper briefly presents the principal technical solutions for radioactive waste disposal facilities (RWDF), as well as for auxiliary buildings, structures and engineering systems for this RWDF, which ensure safe and economically feasible disposal of radioactive waste (RW) generated from two units of the Belarusian NPP during 60 years of operation and during decommissioning. The suggested conceptual RWDF design includes an assessment of its radiation safety during

operation and long-term post-closure safety. It is shown that the suggested RWDF concept ensures safe RW disposal in the period of potential danger of RW taking into account possible external impacts of natural and man-made origin. The aggregate technical and economic parameters of the suggested RWDF project were evaluated both in general and for the first stage of construction. The RW total activity that can be placed in a RWDF, provided the long-term safety of the RWDF is ensured, is  $9.0 \cdot 10^{14}$  Bq, including  $\alpha$ -emitters –  $6.8 \cdot 10^9$  Bq, transuranium radionuclides –  $6.8 \cdot 10^9$  Bq; for very low-level waste –  $4.1 \cdot 10^9$  Bq. Taking into account the achieved level of detailing of technical solutions in the conceptual design, it can be used at the stage of object design.

**Keywords:** Belarusian nuclear power plant, radioactive waste of nuclear power plants, radioactive waste processing, solid radioactive waste, radioactive waste disposal, radioactive waste disposal facility

**For citation:** Zhemzhurov M. L., Kuzmina N. D. Technical concept of disposal for very low-level, low-level and short-lived intermediate-level radioactive waste of the Belarusian NPP. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2022, vol. 67, no. 1, pp. 105–118 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-105-118>

**Введение.** В настоящее время в Республике Беларусь введен в эксплуатацию первый энергоблок Белорусской АЭС с реактором типа ВВЭР-1200, ввод второго энергоблока запланирован на 2022 год. Эксплуатационные радиоактивные отходы (РАО) Белорусской АЭС всех категорий будут размещаться в кондиционированном виде (переработанные, отвержденные и упакованные) на АЭС в проектных стационарных хранилищах. Высокоактивные РАО (ВАО) планируется хранить на АЭС в течение всего срока ее службы, а объемы временного хранения конечных форм твердых низкоактивных (НАО) и среднеактивных (САО) радиоактивных отходов (в сертифицированных железобетонных невозвратных защитных контейнерах (НЗК) и металлических 200-литровых бочках) рассчитаны на 10 лет эксплуатации АЭС. Организация упорядоченного хранения упаковок РАО обеспечивает их извлечение из отсеков хранилищ для контроля и транспортирования в другое место хранения или захоронения [1].

Стратегия обращения с радиоактивными отходами Белорусской АЭС (Об утверждении стратегии обращения с радиоактивными отходами Белорусской атомной электростанции: постановление Совета Министров Респ. Беларусь, 2 июня 2015 г., №460 (в редакции постановления Совета Министров Респ. Беларусь от 18.03.2021 №150)) предусматривает реализацию мероприятий по разработке проектной документации на ПЗРО до 2026 г. и сооружению первой очереди объекта до 2030 г.

Создание указанного ПЗРО является сложной научно-технической задачей, которая ставится в Беларуси впервые. В соседних странах (России, Украине, Литве) разработки технических концепций и проектных решений подобных объектов проводились на протяжении нескольких десятков лет в кооперации с зарубежными компетентными организациями [2]. Однако до настоящего времени ни один ПЗРО, рассчитанный на все виды РАО АЭС, не введен в эксплуатацию. Это обусловлено постоянно возрастающими требованиями к обеспечению долговременной безопасности объектов окончательной изоляции РАО.

Согласно международным требованиям [3], для короткоживущих НАО и САО применяются различные типы приповерхностных захоронений, при которых РАО размещаются непосредственно на поверхности или на глубине до нескольких десятков метров. ВАО и долгоживущие НАО и САО подлежат захоронению в пунктах глубинного захоронения РАО (в глубоких геологических формациях).

В западных странах довольно быстро внедрили переработку РАО атомных электростанций для перевода их в формы, пригодные для окончательного захоронения. Действуют приповерхностные пункты захоронения РАО АЭС во Франции (в эксплуатации с 1969, 1992 и 2003 гг.), Испании (с 1993 г.), Великобритании (с 1959 и 1988 гг.), Венгрии (с 1977 г.), Чехии (с 1994 г.), Швеции (с 1985 г.), Японии (с 1992 г.). Проектируются ПЗРО для захоронения РАО АЭС в Литве, Бельгии, Венгрии [2]. Однако нормативные требования по обращению с РАО в этих странах существенно отличаются от таковых в Республике Беларусь и Российской Федерации.

В Российской Федерации была принята практика долговременного хранения РАО на АЭС, а их окончательная изоляция относилась к числу отложенных решений. Принятый в 2011 г. Федеральный закон «Об обращении с радиоактивными отходами» ввел практику обязательной окончательной изоляции всех РАО. В связи с этим к 2030 г. планируется ввод в эксплуатацию порядка 480 тыс. м<sup>3</sup> мощностей по захоронению РАО. В ближайшие годы планируется

строительство ПЗРО в г. Северске, г. Озерске; определены 30 перспективных площадок для размещения ПЗРО в 17 объектах Российской Федерации. В конце 2016 г. введен в эксплуатацию первый в России ПЗРО НАО и САО в г. Новоуральске, ориентированный, в основном, на захоронение РАО Уральского электрохимического комбината [4]. Этот единственный существующий в Российской Федерации ПЗРО не рассчитан на всю номенклатуру образующихся на АЭС НАО и короткоживущих САО, однако в настоящее время там ведутся активные подготовительные и проектные работы по созданию объектов захоронения РАО классов 3 и 4, генерируемых на АЭС.

По данным [2], удельные инвестиционные затраты на приповерхностное захоронение РАО определяются широким диапазоном от 1 до более 8 тыс. долл. США/м<sup>3</sup>.

Согласно методологическому подходу МАГАТЭ, разработка концептуального проекта ПЗРО является начальным этапом его проектирования [5].

Учитывая уникальность и наукоемкость планируемого к сооружению объекта и необходимость проведения комплексных предпроектных исследований, в Объединенном институте энергетических и ядерных исследований – Сосны НАН Беларуси на основе референтных технологий и существующих проектов разработан концептуальный проект пункта захоронения очень низкоактивных, низкоактивных отходов и короткоживущих среднеактивных радиоактивных отходов, образующихся при эксплуатации и выводе из эксплуатации Белорусской АЭС.

К разработке технических решений по проекту была привлечена ведущая российская организация в области проектирования ПЗРО госкорпорации «Росатом» – Санкт-Петербургский филиал АО «Федеральный центр науки и высоких технологий «Специальное научно-производственное объединение «Элерон» – «ВНИПИЭТ».

*Цель настоящей работы* – разработка принципиальных технических решений по сооружениям захоронения РАО, а также по вспомогательным зданиям, сооружениям и системам инженерно-технического обеспечения ПЗРО для принятия решения о технической возможности и экономической целесообразности реализации проекта его строительства.

**Исходные данные и нормативная база для разработки концептуального проекта ПЗРО Белорусской АЭС.** В процессе разработки концептуального проекта учтены и использованы основные требования и положения законодательства и нормативной документации в области использования атомной энергии Республики Беларусь и Российской Федерации.

Основополагающим элементом системы обращения с РАО является их классификация. Существенным прогрессом в развитии нормативной базы Республики Беларусь в области обращения с РАО явилось недавнее введение в действие новой редакции норм и правил по обеспечению ядерной и радиационной безопасности «Безопасность при обращении с радиоактивными отходами. Общие положения» (утверждены постановлением Министерства по чрезвычайным ситуациям Республики Беларусь от 28.09.2010 №47 (в редакции постановления Министерства по чрезвычайным ситуациям Республики Беларусь от 24.07.2017 №33)). Согласно этому документу, в Беларуси вводится деление РАО на четыре класса для обеспечения долгосрочной безопасности при захоронении, которые аналогичны классам 1–4 по российской классификации в документе «Критерии классификации удаляемых радиоактивных отходов» (О критериях отнесения твердых, жидких и газообразных отходов к радиоактивным отходам, критериях отнесения радиоактивных отходов к особым радиоактивным отходам и к удаляемым радиоактивным отходам и критериях классификации удаляемых радиоактивных отходов: утверждены постановлением Правительства Российской Федерации от 19.10.2012 №1069 (в редакции постановления Правительства Российской Федерации от 04.02.2015 №95)).

Согласно нормам и правилам по обеспечению ядерной и радиационной безопасности «Безопасность при обращении с радиоактивными отходами. Общие положения», класс твердых РАО (ТРО) определяется их категорией (очень низкоактивные – ОНРАО, низкоактивные – НАО, среднеактивные – САО и высокоактивные – ВАО), установленной в соответствии с табл. 1 приложения 2 СПОРО-2015 (Санитарные нормы и правила «Требования к обеспечению радиационной безопасности персонала и населения при обращении с радиоактивными отходами», утвержденные постановлением Министерства здравоохранения Республики Беларусь от 31.12.2015 №142),

и периодом полураспада содержащихся в РАО радионуклидов (долгоживущие РАО, короткоживущие РАО). К долгоживущим относятся РАО, содержащие радионуклиды с периодом полураспада более 31 года.

Классификация устанавливает прямую связь с вариантами захоронения РАО (табл. 1). Таким образом, от критериев классификации отходов напрямую зависят как безопасность населения, так и затраты на их захоронение. Установленные в России тарифы на захоронение определяются классом РАО [6].

Т а б л и ц а 1. Связь между классом и вариантом захоронения твердых радиоактивных отходов в соответствии с критериями приемлемости

Table 1. Relationship between class and disposal option for solid radioactive waste in accordance with acceptability criteria

Класс	Виды РАО, передаваемых на захоронение	Вид пункта захоронения
Класс 1	ВАО	Пункт глубинного захоронения РАО с предварительной выдержкой в целях снижения их тепловыделения
Класс 2	Долгоживущие САО и ВАО	Пункт глубинного захоронения РАО без предварительной выдержки в целях снижения их тепловыделения
Класс 3	Долгоживущие НАО и короткоживущие САО	Пункт приповерхностного захоронения радиоактивных отходов, размещаемый на глубине до 100 м
Класс 4	Короткоживущие НАО и ОНРАО	Пункт приповерхностного захоронения радиоактивных отходов, размещаемый на одном уровне с поверхностью земли

Введение гармонизированной с российским документом «Критерии классификации удаляемых радиоактивных отходов» классификации РАО с целью их захоронения позволяет при проработке вопросов обращения с РАО Белорусской АЭС применять методический аппарат, основанный на увязке классов РАО с критериями их приемлемости и способами захоронения, которым оперируют российские специалисты.

Однако в настоящее время имеются существенные различия в категорировании РАО низкой активности в Российской Федерации и в Республике Беларусь. Принципиальное отличие российской системы классификации РАО от белорусской и рекомендованной в стандартах МАГАТЭ в том, что в России отходы с удельной активностью от уровней изъятия для больших количеств твердого материала до уровней изъятия для умеренных его количеств не относятся к РАО. Такие промышленные отходы АЭС (однако с более высоким значением нижней границы удельной  $\beta$ -активности – 0,3 Бк/г) классифицируются в соответствии с санитарными правилами СП 2.6.6.2572-2010 «Обеспечение радиационной безопасности при обращении с промышленными отходами атомных станций, содержащими техногенные радионуклиды» (утверждены постановлением Главного государственного санитарного врача Российской Федерации от 18.01.2010 №4 (в редакции постановления Главного государственного санитарного врача Российской Федерации от 12.01.2015 №2)) как очень низкоактивные отходы (ОНАО), и для них установлен отдельный порядок обращения на АЭС. В Беларуси ОНАО в российском понимании отсутствуют, отходы с такой удельной активностью входят в состав ОНРАО. Указанное различие в белорусской и российской классификациях приводит к тому, что на Белорусской АЭС не могут быть использованы процедуры обращения с отходами очень низкой активности, идентичные принятым на российских АЭС.

С учетом изложенного при разработке концептуального проекта ПЗРО Белорусской АЭС был принят такой подход: ОНАО рассматриваются как часть очень низкоактивных РАО в соответствии с санитарными нормами и правилами «Требования к обеспечению радиационной безопасности персонала и населения при обращении с радиоактивными отходами» со следующими граничными значениями:

от уровней изъятия для больших количеств материала и уровней освобождения от контроля в соответствии с табл. 3 приложения 4 гигиенического норматива «Критерии оценки радиационного воздействия» (утвержден постановлением Министерства здравоохранения Республики Беларусь от 28.12.2012 №213), соответствующих удельным активностям для неограниченного

использования в соответствии с приложением 3 ОСПОРБ-99/2010 (Санитарные правила и нормативы «Основные санитарные правила обеспечения радиационной безопасности», утвержденные постановлением Главного государственного санитарного врача Российской Федерации от 26.04.2010 №40 (в редакции постановления Главного государственного санитарного врача Российской Федерации от 16.09.2013 №43)),

до уровней изъятия для умеренных количеств (табл. 1 приложения 4 к санитарным правилам СП 2.6.6.2572-2010), соответствующих предельным значениям для отнесения отходов к радиоактивным в соответствии с приложением 5 ОСПОРБ-99/2010.

В связи с отсутствием в настоящее время в Республике Беларусь отдельных санитарных правил по обеспечению радиационной безопасности при обращении с такими отходами при разработке технической концепции ПЗРО принято, что захоронение указанной части РАО Белорусской АЭС, соответствующей по уровням содержания радионуклидов российской категории промышленных ОНАО АЭС, будет производиться в соответствии с требованиями российских санитарных правил СП 2.6.6.2572-2010.

Отличие белорусской и российской систем классификации РАО наглядно представлено в табл. 2, где приведены граничные значения удельной активности для β-излучающих радионуклидов (исключая тритий).

Т а б л и ц а 2. Критерии для отнесения отходов к категории радиоактивных  
T a b l e 2. Criteria for waste attribution to radwaste

Республика Беларусь		Российская Федерация	
ВАО более 10 <sup>7</sup> Бк/г (β-излучающие радионуклиды)		ВАО более 10 <sup>7</sup> Бк/г (β-излучающие радионуклиды)	
САО от 10 <sup>4</sup> до 10 <sup>7</sup> Бк/г (β-излучающие радионуклиды)		САО от 10 <sup>4</sup> до 10 <sup>7</sup> Бк/г (β-излучающие радионуклиды)	
НАО от 10 <sup>3</sup> до 10 <sup>4</sup> Бк/г (β-излучающие радионуклиды)		НАО от 10 <sup>3</sup> до 10 <sup>4</sup> Бк/г (β-излучающие радионуклиды)	
до 10 <sup>3</sup> Бк/г (β-излучающие радионуклиды) ОНРАО Для умеренных количеств – менее 1000 кг (табл. 1 приложения 4 к гигиеническому нормативу «Критерии оценки радиационного воздействия»)		до 10 <sup>3</sup> Бк/г (β-излучающие радионуклиды) ОНРАО Предельные значения удельной активности («Критерии отнесения твердых, жидких и газообразных отходов к радиоактивным отходам»)	
ОНРАО (для больших количеств – более 1000 кг) Таблица 3 приложения 4 к гигиеническому нормативу «Критерии оценки радиационного воздействия» (0,1 Бк/г – <sup>54</sup> Mn, <sup>60</sup> Co, <sup>134</sup> Cs, <sup>137</sup> Cs)	Освобождение из-под регулирующего контроля (для умеренных количеств – менее 1000 кг)	Промышленные ОНАО АЭС (согласно санитарным правилам СП 2.6.6.2572-2010) 0,3 Бк/г	Материалы, загрязненные техногенными радионуклидами (Приложение 3 к ОСПОРБ 99/2010) 0,1 Бк/г – <sup>54</sup> Mn, <sup>60</sup> Co, <sup>134</sup> Cs, <sup>137</sup> Cs
Освобождение из-под регулирующего контроля		Полигон промышленных отходов	

При разработке концептуального проекта в отсутствие выбранной площадки для размещения ПЗРО в данной работе было принято, что пункт захоронения РАО и ОНАО представляют собой единый комплекс зданий, сооружений и инженерных коммуникаций, размещенных на одной площадке. Компонентные решения по схеме генерального плана проработаны по варианту организации ПЗРО как функционально независимого объекта (максимальный состав зданий, сооружений и систем технологического и вспомогательного назначения), что позволит в дальнейшем оптимизировать состав объекта с привязкой к конкретной площадке его размещения. Введенный в санитарных правилах СП 2.6.6.2572-2010 термин «пункт захоронения ОНАО» в данном случае для захоронения ОНАО не используется, так как пункт захоронения ОНАО входит в состав ПЗРО.

**Характеристики радиоактивных отходов.** В результате выполненного при разработке технической концепции ПЗРО анализа соответствия характеристик поступающих с АЭС упаковок твердых радиоактивных отходов (ТРО) регламентируемым общим критериям приемлемости РАО для захоронения выявлено:

упаковки отвержденных жидких РАО (ЖРО) и осушенных ионнообменных смол (ИОС), сформированные на АЭС на основе контейнеров НЗК-150-1,5П и НЗК-150-1,5П (ИОС), соответствуют общим критериям приемлемости РАО для захоронения;

упаковки с горючими ТРО категорий ОНРАО и НАО, для которых на АЭС в качестве упаковочного комплекта используется специальная 200-литровая металлическая бочка, не удовлетворяют нормативным требованиям по обязательному размещению горючих ТРО в контейнере, соответствующем требованиям к огнестойкости;

упаковки с ТРО категории САО при использовании в качестве упаковочного комплекта бочки не удовлетворяют общим критериям приемлемости для РАО класса 3 в части сохранения изолирующей способности упаковки РАО и устойчивости к термическим циклам;

упаковки с негорючими ТРО категорий ОНРАО и НАО при использовании в качестве упаковочного комплекта бочки соответствуют общим критериям приемлемости РАО для захоронения.

Исходя из изложенного схема обращения с упаковками РАО классов 3 и 4 (за исключением ОНАО) в ПЗРО разделена на два потока:

1. Обращение с упаковками РАО, которые поступают в ПЗРО с Белорусской АЭС в форме, отвечающей критериям приемлемости для захоронения:

упаковки среднеактивных отвержденных ЖРО, сформированные на основе контейнера НЗК-150-1,5П;

упаковки среднеактивных ИОС, сформированные на основе контейнера НЗК-150-1,5П (ИОС);

упаковки с негорючими НАО и ОНРАО, сформированные на основе специальной 200-литровой бочки.

2. Обращение с упаковками РАО, для которых выявлена необходимость дополнительного кондиционирования для приведения их к конечной форме, приемлемой для захоронения в ПЗРО Белорусской АЭС:

упаковки с отходами категории САО, сформированные на основе специальной 200-литровой бочки;

упаковки с горючими НАО и ОНРАО, сформированные на основе специальной 200-литровой бочки.

В результате выполненного анализа возможных способов кондиционирования горючих ТРО (сжигание, суперпрессование и размещение в огнестойких контейнерах) в данной работе установлено, что размещение горючих ТРО категорий ОНРАО и НАО в железобетонном контейнере является наиболее рациональным способом для ПЗРО Белорусской АЭС с точки зрения экономической эффективности, а также характеризуется отсутствием образования вторичных РАО и оказывает минимальное воздействие на загрязнение окружающей среды.

Для унификации проектных решений в качестве конечной формы упаковки для размещения на захоронение бочек с горючими ТРО категорий ОНРАО и НАО рекомендован контейнер НЗК-150-1,5П, характеризующийся пределом огнестойкости не менее 0,75 ч.

Поскольку для ТРО категорий ОНРАО и НАО не требуется применения защитных контейнеров двухцелевого назначения, при разработке проектных решений по ПЗРО целесообразно создать упрощенную конструкцию контейнера, обеспечивающую соответствие требованиям к огнестойкости и соответствующую по размерам и конструкции грузозахватных элементов типу НЗК-150-1,5П. Для исключения применения при обращении с упаковками ТРО категории САО в ПЗРО дистанционных методов (ограничения мощности дозы  $\gamma$ -излучения на поверхности упаковки), приведения упаковки ТРО в соответствие нормативным требованиям по общим критериям приемлемости для захоронения РАО класса 3 и унификации проектных решений в качестве конечной формы упаковки для размещения на захоронение бочек с ТРО категории САО также рекомендован контейнер НЗК-150-1,5П.

Для размещения бочек с горючими ТРО категорий ОНРАО и НАО и с ТРО категории САО в контейнере НЗК-150-1,5П на ПЗРО рекомендовано организовать участок формирования таких контейнеров и реализовать технологии заливки межбочечного пространства цементным раствором и герметизации НЗК, поэтому проработаны указанные технологии и выбрано соответствующее оборудование.

В табл. 3 приведены количественные данные по удаляемым с АЭС эксплуатационным РАО (за исключением ОНАО) и конечным формам этих упаковок РАО, поступающим на захоронение в сооружения захоронения ПЗРО, с разбивкой по их видам, категориям, классам и типам упаковок.

Т а б л и ц а 3. Количество радиоактивных отходов за 60 лет эксплуатации двух блоков АЭС

Table 3. Radioactive waste amount produced over 60 years of the NPP's two units operation

Наименование РАО	Класс РАО	Упаковки РАО, образующиеся при эксплуатации АЭС			Упаковки РАО, поступающие на захоронение		
		Объем РАО, м <sup>3</sup>	Наименование упаковки	Количество упаковок, шт.	Объем РАО, м <sup>3</sup>	Наименование упаковки	Количество упаковок, шт.
Отвержденные ЖРО и осушенные ИОС	3	3768	Контейнер НЗК-150-1,5П; контейнер НЗК-150-1,5П (ИОС)	2640	9882	Контейнер НЗК-150-1,5П; контейнер НЗК-150-1,5П (ИОС)	2640
Среднеактивные ТРО	3	300	Бочка $V = 0,2 \text{ м}^3$	3000	2808	Контейнер НЗК-150-1,5П	750
Горючие НАО, ОНРАО	4	720	Бочка $V = 0,2 \text{ м}^3$	3600	3369	Контейнер НЗК-150-1,5П	900
Негорючие НАО, ОНРАО	4	3792	Бочка $V = 0,2 \text{ м}^3$	18 960	3792	Бочка $V = 0,2 \text{ м}^3$	18 960
Итого		8580		28 200	19 851		23 250

Схема обращения с РАО введенной эксплуатационной категории ОНАО определяется их видом:

отходы, хранящиеся на Белорусской АЭС до отправки на захоронение в неупакованном виде (так называемые однородные ОНАО, представленные в основном иловыми отложениями очистных сооружений, донными отложениями брызгальных бассейнов);

отходы, хранящиеся на Белорусской АЭС до отправки на захоронение в упакованном виде (упаковки ОНАО на основе бочки ГОСТ 13950): угольный адсорбент, отходы древесины, теплоизоляция, металл, СИЗ, пластикат, полиэтилен, ветошь и др.

Однородных ОНАО образуется на АЭС ориентировочно  $10 \text{ м}^3/\text{год}$  с одного энергоблока.

Оценка предполагаемого количества второй группы ОНАО, образуемых в зоне контролируемого доступа (ЗКД), выполнена на основании опыта эксплуатации российских АЭС. При этом кроме отходов с нижней границей удельной  $\beta$ -активности  $0,3 \text{ кБк/кг}$ , установленной для отнесения отходов к ОНАО в Российской Федерации, учитывались также все образующиеся в ЗКД отходы с суммарной удельной  $\beta$ -активностью до  $0,3 \text{ кБк/кг}$ . Такая консервативная оценка предполагаемого объема ОНАО Белорусской АЭС составляет  $22,5 \text{ м}^3/\text{год}$  с одного энергоблока и произведена исходя из того, что изначально все отходы, образовавшиеся в ЗКД, должны рассматриваться как радиоактивные.

ОНАО Белорусской АЭС удовлетворяют нормативным требованиям к захоронению таких отходов, за исключением требования по минимизации объемов. Поэтому «мягкие» (пригодные для прессования) ОНАО должны подвергаться прессованию на ПЗРО.

При разработке технической концепции ПЗРО принято, что ОНАО, хранящиеся на Белорусской АЭС в неупакованном виде, перед удалением с территории АЭС в ПЗРО подлежат размещению в контейнеры типа МКР (мягкий контейнер разовый) для исключения распространения радиоактивного загрязнения при транспортировании.

В результате анализа нормативных требований к переработке ОНАО и принятых в референтных проектах способов подготовки ОНАО к размещению на захоронение определены оптимальные варианты конечных форм упаковок ОНАО для их захоронения в планируемом ПЗРО:

для непрессуемых ОНАО – 200-литровая бочка по ГОСТ 13950-91;

для мягких (прессуемых) ОНАО – пакетированный брикет ОНАО (перетянутый металлическими лентами и обернутый в полиэтиленовую пленку спрессованный брикет объемом 1 м<sup>3</sup>, массой 500÷600 кг и размерами 1300×1100×700 мм<sup>3</sup>);

для однородных ОНАО, хранящихся на АЭС в местах образования, – мягкий контейнер МКР- 1,0Л4-1,0ПП объемом 1,5 м<sup>3</sup> и грузоподъемностью 1500 кг.

При размещении в сооружении для захоронения указанные упаковки ОНАО (бочки, спрессованные пакетированные брикеты, мягкие контейнеры) целесообразно предварительно разместить в стандартный грузовой 20-футовый контейнер (рекомендован контейнер 1СХ размерами 6058×2438×1300 мм<sup>3</sup>). Применение формообразующего контейнера обеспечит упорядоченную загрузку ОНАО на место захоронения и целостность упаковок, уменьшит количество грузоподъемных и транспортных операций.

В табл. 4 приведены прогнозные данные по количеству отходов выделенной эксплуатационной категории ОНАО. Оценка произведена с учетом объемов ОНАО, образующихся в результате перевода в ходе проведения периодических ревизий части их упаковок в «чистые» отходы из-за распада короткоживущих радионуклидов (освобождение из-под регулирующего контроля), а также образования ОНАО при осуществлении периодических работ по реконструкции и модернизации на АЭС. Указанная оценка требует уточнения по результатам эксплуатации Белорусской АЭС.

Т а б л и ц а 4. **Количество очень низкоактивных радиоактивных отходов за 60 лет эксплуатации двух блоков АЭС**

T a b l e 4. **Very low-level radioactive waste amount produced over 60 years of the NPP's two units operation**

Наименование ОНАО	Количество ОНАО, образующихся при эксплуатации			Количество ОНАО, поступающих на захоронение			
	Объем, м <sup>3</sup>	Наименование упаковки	Количество упаковок, шт.	Объем упаковок ОНАО, м <sup>3</sup>	Наименование упаковки	Количество упаковок, шт.	Количество 20-футовых контейнеров, шт.
Прессуемые	1200	Бочка $V = 0,2 \text{ м}^3$	6000	400	Брикет $V = 1,0 \text{ м}^3$	400	34
Непрессуемые	500	Бочка $V = 0,2 \text{ м}^3$	2500	500	Бочка $V = 0,2 \text{ м}^3$	2500	74
Хранящиеся на местах образования без упаковки	1700	–	–	1700	Контейнер типа МКР $V = 1,25 \text{ м}^3$	1360	136
Итого	3400		8500	2600		4260	244

По результатам определения конечных форм упаковок РАО установлен проектный объем захоронения РАО Белорусской АЭС.

Объем захоронения на ПЗРО для эксплуатационных РАО классов 3 и 4 составит 19452 м<sup>3</sup> упаковок РАО, из них: класса 3 – 12372 м<sup>3</sup> (3390 НЗК); класса 4 – 7080 м<sup>3</sup> (900 НЗК и 18960 бочек).

Принято, что первая очередь строительства ПЗРО будет рассчитана на загрузку РАО, которые образуются за 10 лет эксплуатации АЭС. Объем захоронения для первой очереди ПЗРО – 3242 м<sup>3</sup> упаковок РАО, из них: класса 3 – 2062 м<sup>3</sup> (565 НЗК); класса 4 – 1180 м<sup>3</sup> (160 НЗК и 3160 бочек).

Объем захоронения РАО категорий ОНРАО, НАО и САО, прогнозируемых при выводе из эксплуатации двух блоков АЭС, по консервативной оценке составит около 10000 м<sup>3</sup>.

Таким образом, объем захоронения РАО (кроме ВАО и ОНАО), образующихся в процессе эксплуатации и вывода из эксплуатации Белорусской АЭС, может достигать 30000 м<sup>3</sup>.

**Основные технические решения по пункту захоронения радиоактивных отходов Белорусской АЭС.** В рамках концептуального проекта ПЗРО разработаны типовые решения «на стекле», без привязки к конкретному месту размещения объекта, но с учетом инженерно-

геологических условий в районах размещения конкурентных и оптимальной площадок ПЗРО в 30-километровой зоне АЭС [7]. По результатам выполнения в Объединенном институте энергетических и ядерных исследований – Сосны НАН Беларуси научно-исследовательской работы в качестве перспективных площадок рекомендованы четыре конкурентные площадки вблизи Белорусской АЭС. Для решения задачи оценки радиационной безопасности концептуального проекта ПЗРО Белорусской АЭС как пример рассмотрено размещение ПЗРО на рекомендованной в качестве оптимальной площадке №2 площадью 1,12 км<sup>2</sup>, расположенной в 1,2 км к северу от площадки АЭС [7]. Уровень грунтовых вод на площадке изменяется в пределах 11–13 м, средняя мощность зоны аэрации – 12,5 м.

Содержание разработанного концептуального проекта соответствует нормативным требованиям к проекту ПЗРО. В процессе его разработки научное обоснование ключевых принципиальных решений по способам обращения с РАО и концепции обеспечения радиационной безопасности сопровождалось детальной проработкой обладающей соответствующими компетенциями привлеченной российской организацией транспортно-технологических схем обращения с РАО, конструктивных и объемно-планировочных решений по системам технологического и инженерного обеспечения, влияния объекта на окружающую среду, технико-экономической эффективности.

На основе рассмотрения критериев и принципов обеспечения безопасности при хранении и захоронении РАО в рассматриваемом концептуальном проекте предложены технические решения по безопасному хранению и захоронению РАО каждой категории на ПЗРО Белорусской АЭС, которые разделены на следующие группы:

- решения по установлению критериев приемлемости РАО для захоронения;
- решения, гарантирующие долговременную безопасность сооружений захоронения;
- решения по обеспечению возможности безопасного закрытия ПЗРО, проведения мониторинга площадки ПЗРО и окружающей среды, поддержания границы санитарно-защитной зоны в период после закрытия ПЗРО в течение обоснованного в проекте срока;
- решения по составу системы инженерных барьеров с указанием назначенных функций, важных для безопасности;
- решения по системам технологического и вспомогательного назначения, обеспечивающие функционирование ПЗРО в период эксплуатации;
- решения, гарантирующие функционирование систем мониторинга после закрытия ПЗРО.

Также предложены организационные решения для реализации критериев и принципов безопасности ПЗРО Белорусской АЭС, включающие мероприятия по радиационной, промышленной, пожарной безопасности в период эксплуатации ПЗРО и после его закрытия.

При разработке технической концепции ПЗРО ориентировались на оценочные данные по наличию долгоживущих радионуклидов в эксплуатационных РАО АЭС с ВВЭР-1200, полученные с применением корреляционного метода.

Перечень основных и вспомогательных зданий и сооружений ПЗРО, необходимых для формирования транспортно-технологической схемы обращения с упаковками РАО и гарантии нормального функционирования систем инженерного обеспечения, и их принципиальные конструктивные и объемно-планировочные решения определены по результатам анализа нормативных требований, предпроектной и проектной документации аналогов – пунктов захоронения, планируемых к строительству в Российской Федерации, таких как ПЗРО в Ленинградской области, ПЗРО в Приволжском федеральном округе (территория ОАО «ГНИЦ НИИАР»), тендерной документации на разработку проектной документации ПЗРО в городах Северске и Озерске, проектной документации ПЗ ОНАО ЛАЭС-2, Курской АЭС и в Губе Андреева (Мурманская область), – с учетом технологических особенностей кондиционирования РАО, поступающих с Белорусской АЭС.

Учтена необходимость создания участков формирования НЗК, прессования ОНАО, организации буферного хранения упаковок РАО, организации обращения с вторичными ТРО и ЖРО, образующимися в процессе эксплуатации ПЗРО.

По результатам обоснования способов обращения с РАО и их захоронения предложены конструкции сооружений технологического назначения – для переработки и захоронения РАО (в том числе с использованием упрощенных технологий для ОНАО).

Базируясь на нормативных требованиях и анализе применяемых референтных технологий приповерхностного захоронения РАО за рубежом, с учетом природных условий на рекомендованных перспективных площадках размещения ПЗРО (инженерно-геологических и гидрогеологических факторов, класса и параметров возможного воздействия вероятного смерча), оптимальной конструкцией сооружения захоронения РАО, образующихся при эксплуатации и выводе из эксплуатации Белорусской АЭС, определен «курганный» ПЗРО заглубленного типа (аналоги – концепции ПЗРО в городах Северске, Озерске и Новоуральске в Российской Федерации).

Конструкция сооружения захоронения для РАО представляет собой модульные железобетонные отсеки, для достижения унифицированного решения по удовлетворяющему нормативным требованиям размещению РАО различных классов заглубленная часть которых (до отметки – 6,8 м) предназначена для упаковок РАО класса 3, а возвышающаяся над поверхностью земли часть (до отметки +1,2 м) – для упаковок РАО класса 4. В конструкции реализуется принцип многобарьерности, сочетающий как природные, так и предложенные инженерные барьеры (физическая форма захораниваемых РАО, стенки контейнеров, буферный сорбирующий материал в отсеках сооружения захоронения, бетонные конструкции сооружения, глиняный экран в составе подстилающего экрана, два слоя бентонитового покрывала, полиэтилен высокой плотности в составе покрывающего экрана и др.). Для захоронения 30 000 м<sup>3</sup> упаковок РАО на площадке предусматриваются три модуля захоронения по 10 000 м<sup>3</sup>, каждый из которых состоит из 30 отсеков. Для загрузки образующихся за первые 10 лет эксплуатации АЭС РАО объемом 3242 м<sup>3</sup> используется секция из 10 отсеков (первая очередь строительства).

На рис. 1 представлены общие виды сооружения захоронения РАО в эксплуатационный (*a*) и постэксплуатационный (*b*) (после его закрытия) периоды.

Для ОНАО на основе анализа референтных технологий (для Ленинградской, Курской АЭС, АЭС «Руппур», захоронения в Губе Андреева) рекомендовано их размещение в земляные карты (заглубленные обвалованные площадки), схематично представленные на рис. 2.

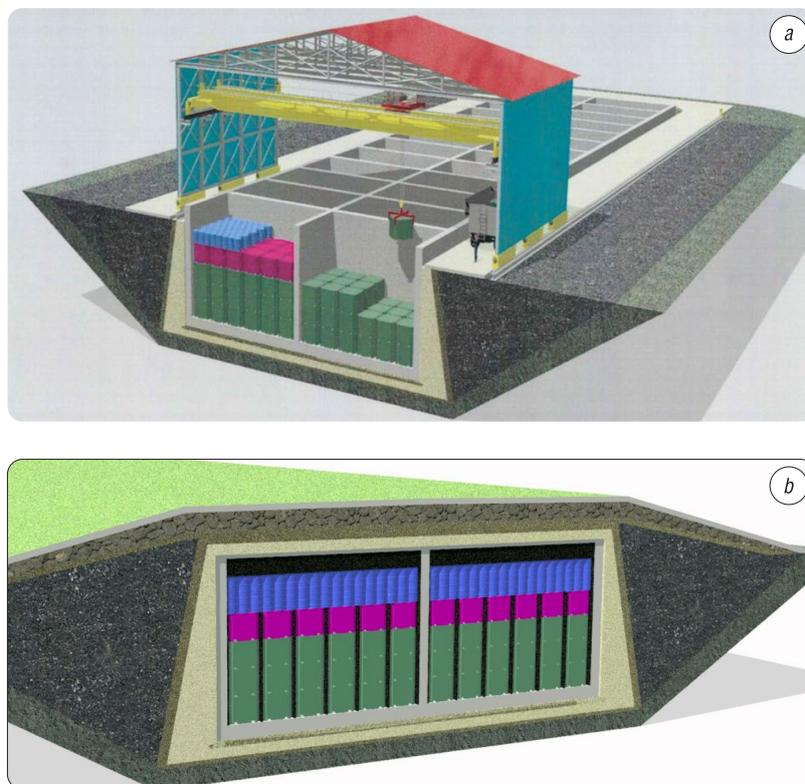


Рис. 1. Сооружение захоронения радиоактивных отходов при эксплуатации (*a*) и после закрытия (*b*)

Fig. 1. Radioactive waste disposal facility during operation (*a*) and after closure (*b*)

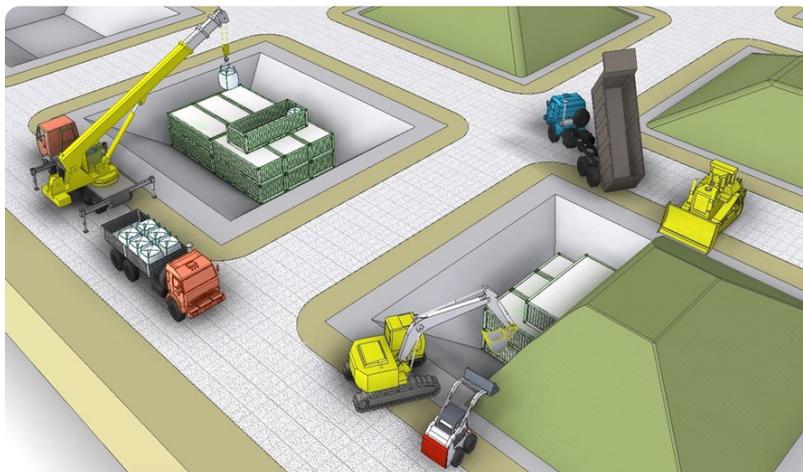


Рис. 2. Сооружения захоронения очень низкоактивных радиоактивных отходов, образующихся при эксплуатации АЭС

Fig. 2. Disposal facilities of industrial very low-level radioactive waste generated during NPP operation

Для захоронения 5200 м<sup>3</sup> упаковок ОНАО, прогнозируемых при эксплуатации и выводе из эксплуатации Белорусской АЭС, предусматривается девять карт складирования: восемь карт для эксплуатационных ОНАО и одна, значительно большего размера, – для ОНАО, образующихся при выводе из эксплуатации АЭС. Одна карта складирования эксплуатационных ОНАО рассчитана на размещение 308 м<sup>3</sup> упаковок, прогнозируемых за 10 лет эксплуатации Белорусской АЭС, и представляет собой траншею глубиной около 2,2 м (без учета толщины подстилающих экранов). Габариты траншеи в плане – 14,7 × 38 м<sup>2</sup>. Размеры одной карты складирования ОНАО, образующихся при эксплуатации Белорусской АЭС, с покрывающими экранами в плане 34,7 × 51,6 м<sup>2</sup>. В качестве формообразующего контейнера используется, как уже отмечалось, 20-футовый контейнер, устанавливаемый в карте складирования до загрузки упаковок ОНАО. Свободное пространство между упаковками ОНАО внутри контейнера заполняется буферным материалом.

В рассматриваемом концептуальном проекте проработаны принципиальные конструктивные и компоновочные решения по технологическим корпусам обращения с РАО и ОНАО с детализацией запланированных отделений и участков, мойке автотранспорта, наблюдательным скважинам, площадке хранения материалов для консервации сооружений захоронения с хранилищами буферных материалов.

На рис. 3 представлен технологический корпус обращения с радиоактивными отходами. В одноэтажной части располагаются два транспортных въезда и технологические отделения (формирования НЗК,

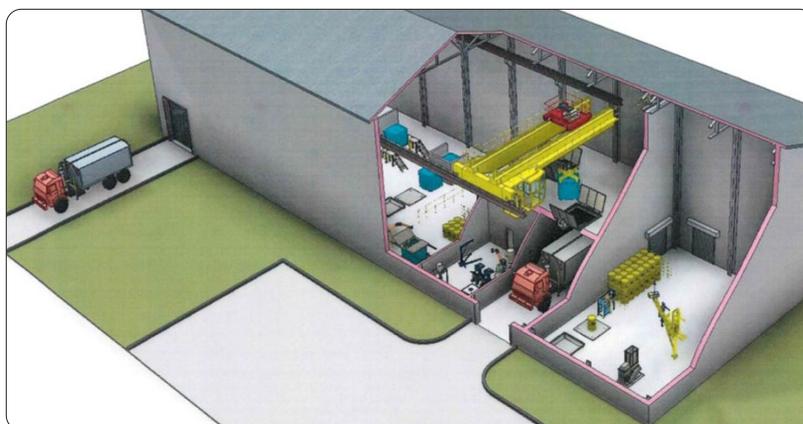


Рис. 3. Технологический корпус обращения с радиоактивными отходами

Fig. 3. Technological building for the radioactive waste management

приготовления фиксирующей смеси, переработки ТРО, переработки ЖРО, входного контроля упаковок РАО, буферного хранения упаковок РАО, рассчитанное на прием до 36 упаковок НЗК и 170 бочек с низкоактивными негорючими ТРО). Вместимость отделения буферного хранения упаковок РАО принята равной половине количества упаковок РАО, размещаемых в одном отсеке модуля захоронения.

Технологический корпус обращения с ОНАО представлен на рис. 4 и включает в себя участки размещения поступающих с АЭС бочек с ОНАО, прессования и хранения конечных упаковок ОНАО. Вместимость зон буферного хранения бочек, пакетированных брикетов и контейнеров типа МКР принята, исходя из количества требующих размещения в одной карте складирования упаковок ОНАО.

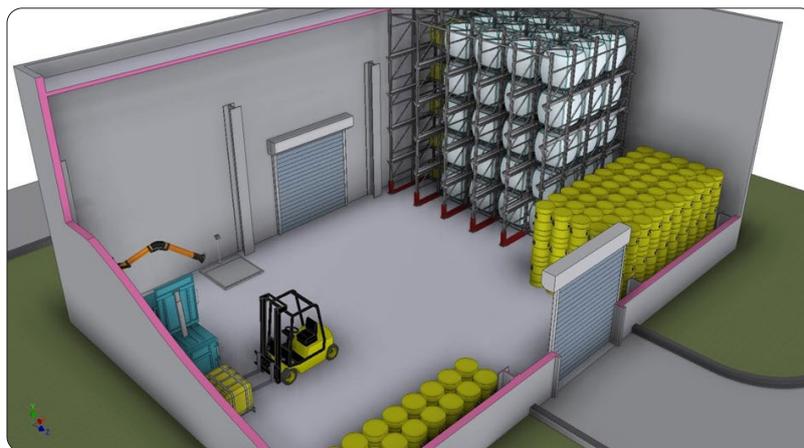


Рис. 4. Технологический корпус обращения с очень низкоактивными радиоактивными отходами

Fig. 4. Technological building for the very low-level radioactive waste management

В концептуальном проекте определены также перечень, основные характеристики и оборудование зданий, сооружений и систем инженерного обеспечения ПЗРО с указанием аналогов. Состав зданий и сооружений ПЗРО включает более 20 объектов:

здания и сооружения технологического назначения (сооружения захоронения РАО (два модуля для эксплуатационных РАО и один для РАО, образующихся при выводе из эксплуатации АЭС), карты складирования ОНАО (девять карт), технологический корпус обращения с РАО, технологический корпус обращения с ОНАО, мойка автотранспорта, наблюдательные скважины по периметру сооружений технологического назначения, площадка хранения материалов для консервации и закрытия сооружений захоронения с хранилищами буферных материалов);

вспомогательные здания и сооружения (административно-бытовой корпус, автотранспортный контрольно-пропускной пункт, трансформаторная подстанция, дизель-генератор, санпропускник, гараж для автомашин, резервуары запаса воды на хозяйственно-питьевые и противопожарные нужды, очистные сооружения бытовых и промышленных стоков, очистные сооружения дождевых стоков, помещение охраны, пожарное депо, топливно-заправочный пункт, ограждение системы физической защиты (СФЗ), артезианские скважины).

Исходя из определенных площадей застройки зданий и сооружений технологического и вспомогательного назначения ПЗРО, условий обеспечения технологического процесса производства, рациональных транспортных связей, санитарных, противопожарных требований строительных норм и правил, предложена схема генерального плана ПЗРО, предусматривающая возможность расширения за счет возведения дополнительных сооружений захоронения РАО. Площадь ПЗРО в пределах ограждения СФЗ при строительстве четырех очередей (полное развитие) составит ориентировочно 17 га, вне ограждения – 7 га.

Для предложенного концептуального проекта выполнена оценка радиационной безопасности ПЗРО при его эксплуатации и долговременной безопасности после закрытия (в постэксплуатационный период) в соответствии с возможными сценариями эволюции сооружений захоронения. Определен перечень возможных аварий на ПЗРО и необходимые противоаварийные мероприятия; выполнено обоснование пределов безопасной эксплуатации ПЗРО по выбросам и сбросам радионуклидов. Даны предложения по организации системы радиационного контроля и мониторинга системы захоронения РАО в процессе эксплуатации ПЗРО и в постэксплуатационный период. Предложен комплекс необходимых мероприятий по выводу из эксплуатации (закрытию) ПЗРО.

Выполненная прогнозная расчетная оценка долговременной безопасности системы захоронения РАО после закрытия ПЗРО показала, что предлагаемая техническая концепция обеспечивает безопасность захоронения РАО в период их потенциальной опасности с учетом возможных внешних воздействий природного и техногенного происхождения. По результатам оценки возможного радиационного воздействия ПЗРО на население определено, что он будет относиться к III категории радиационных объектов по потенциальной радиационной опасности и граница санитарно-защитной зоны будет ограничиваться его промплощадкой.

Таким образом, ПЗРО обеспечивает окончательную изоляцию кондиционированных РАО классов 3, 4 и ОНАО, образующихся при эксплуатации и выводе из эксплуатации Белорусской АЭС:

30 000 м<sup>3</sup> упаковок РАО классов 3 и 4, в том числе объем первой очереди – 3308,5 м<sup>3</sup>;

5200 м<sup>3</sup> упаковок ОНАО, в том числе объем первой очереди – 308 м<sup>3</sup>.

Общая активность РАО, которая может быть размещена в ПЗРО при условии обеспечения его долговременной безопасности, составляет: для РАО классов 3 и 4 –  $9,0 \cdot 10^{14}$  Бк, в том числе  $\alpha$ -излучатели –  $6,8 \cdot 10^9$  Бк, трансурановые радионуклиды –  $6,8 \cdot 10^9$  Бк; для ОНАО –  $4,1 \cdot 10^9$  Бк.

Основными радионуклидами, вносящими вклад в активность РАО, являются <sup>137</sup>Cs, <sup>60</sup>Co, <sup>90</sup>Sr. Основные радиологически значимые долгоживущие радионуклиды – это <sup>14</sup>C, <sup>59</sup>Ni, <sup>60</sup>Co, <sup>63</sup>Ni, <sup>94</sup>Nb, <sup>99</sup>Tc, <sup>129</sup>I, <sup>235</sup>U, <sup>239</sup>Pu, <sup>240</sup>Pu, <sup>241</sup>Am.

Удельная активность радионуклидов в РАО, содержащих  $\beta(\gamma)$ -излучающие радионуклиды с периодом полураспада менее 31 года (с учетом непревышения других показателей критериев приемлемости и суммарной емкости ПЗРО), ограничена суммарной удельной активностью  $1,0 \cdot 10^9$  Бк/кг, в том числе <sup>137</sup>Cs и <sup>90</sup>Sr в сумме до  $5 \cdot 10^7$  Бк/кг (на основе анализа аварийных ситуаций). Для остальных  $\beta(\gamma)$ -излучающих радионуклидов предельная (максимальная) удельная активность –  $1 \cdot 10^9$  Бк/кг. Для  $\alpha$ -излучающих радионуклидов максимальная удельная активность составляет  $1,0 \cdot 10^3$  Бк/кг, для трансурановых –  $1,0 \cdot 10^2$  Бк/кг.

Этапы функционирования ПЗРО: эксплуатационный период – приблизительно 70 лет; постэксплуатационный период – около 500 лет, в том числе период активного мониторинга – 100 лет.

Производительность – четыре упаковки РАО на основе контейнера НЗК либо 24 бочки с РАО в смену. Проведение работ по загрузке и консервации сооружений захоронения предусмотрено в теплый период года, длительность работ – около 7 месяцев. Принятая производительность обеспечивает в течение года объем захоронения 1316 м<sup>3</sup> упаковок РАО (1480 упаковок в год).

Выполнена оценка укрупненных технико-экономических показателей предложенного проекта ПЗРО в целом и его первой очереди. Ориентировочная стоимость строительства ПЗРО составляет около 50 млн долл. США, в том числе первой очереди – около 25 млн долл. США.

**Заключение.** Разработанная техническая концепция объекта захоронения РАО является основой для подготовки предпроектной (преинвестиционной) документации для планируемого сооружения ПЗРО. Учитывая достигнутую степень детализации технических решений компетентной российской организацией, материалы концептуального проекта могут быть использованы также на этапе проектирования объекта. Рассматриваемый объект ориентирован на захоронение РАО Белорусской АЭС, однако в случае ожидаемого принятия решения о создании в Республике Беларусь централизованного пункта захоронения для всех видов имеющихся и образуемых в стране РАО выполненные разработки применимы для формирования соответствующих модулей ПЗРО.

### Список использованных источников

1. Седьмой национальный доклад Республики Беларусь о выполнении обязательств, вытекающих из Объединенной конвенции по безопасности обращения с отработавшим ядерным топливом и безопасности обращения с радиоактивными отходами [Электронный ресурс]. – Минск, 2020. – Режим доступа: [https://gosatomnadzor.mchs.gov.by/upload/iblock/294/belarus\\_jc\\_national\\_report\\_2020\\_ru.pdf](https://gosatomnadzor.mchs.gov.by/upload/iblock/294/belarus_jc_national_report_2020_ru.pdf) – Дата доступа: 05.09.2021.
2. Обзор зарубежных практик захоронения ОЯТ и РАО / Н.С. Цебаковская [и др.]; под общ. ред. И.И. Линге, Ю.Д. Полякова. – М.: Комтехпринт, 2015. – 208 с.
3. Classification of radioactive waste // IAEA - GSG-1. – Vienna, 2009. – 68 p.
4. Шестой национальный доклад Российской Федерации о выполнении обязательств, вытекающих из Объединенной конвенции по безопасности обращения с отработавшим ядерным топливом и безопасности обращения с радиоактивными отходами [Электронный ресурс]. – М., 2020. – Режим доступа: [http://www.gosnadzor.ru/activity/international/national%20reports/Russian\\_Federation\\_rus.pdf](http://www.gosnadzor.ru/activity/international/national%20reports/Russian_Federation_rus.pdf) – Дата доступа: 07.09.2021.
5. Technical considerations in the design of near surface disposal facilities for radioactive waste // IAEA-TECDOC-1256. – Vienna, 2001. – 60 p.
6. Иванов, Е. А. Актуальные проблемы классификации удаляемых твердых радиоактивных отходов, образующихся при использовании атомной энергии / Е. А. Иванов, Д. А. Шаров, А. В. Курындин // Ядерная и радиационная безопасность. – 2018. – №2 (88). – С. 11–23.
7. Рекомендации по выбору площадки для размещения пункта захоронения радиоактивных отходов Белорусской АЭС / В. Т. Казазян [и др.] // Материалы 7-й Международ. конф. «Атомная энергетика, ядерные и радиационные технологии 21-го века». – Минск, 2018. – С. 162–166.

### References

1. 7<sup>th</sup> National Report of the Republic of Belarus on Compliance with Obligations of the Joint Convention on the Safety of Spent Fuel Management and on the Safety of Radioactive Waste Management. Available at: [https://gosatomnadzor.mchs.gov.by/upload/iblock/294/belarus\\_jc\\_national\\_report\\_2020\\_ru.pdf](https://gosatomnadzor.mchs.gov.by/upload/iblock/294/belarus_jc_national_report_2020_ru.pdf) (accessed 5 September 2021) (in Russian).
2. Tsebakovskaya N. S., Utkin S. S., Kapyrin I. V., Medyantsev N. V., Shamina A. V. *Review of Foreign Practices of SNF and RW disposal*. Moscow, Komtekhpriint Publ., 2015. 208 p. (in Russian).
3. Classification of radioactive waste. *IAEA-GSG-1*. Vienna, 2009. 68 p.
4. 6<sup>th</sup> National Report of the Russian Federation on Compliance with Obligations of the Joint Convention on the Safety of Spent Fuel Management and on the Safety of Radioactive Waste Management. Available at: [http://www.gosnadzor.ru/activity/international/national%20reports/Russian\\_Federation\\_rus.pdf](http://www.gosnadzor.ru/activity/international/national%20reports/Russian_Federation_rus.pdf) (accessed 7 September 2021) (in Russian).
5. Technical considerations in the design of near surface disposal facilities for radioactive waste. *IAEA-TECDOC-1256*. Vienna, 2001. 60 p.
6. Ivanov E. A., Sharov D. A., Kuryndin D. A. Actual problems of the classification of removable solid radioactive waste generated by the use of atomic energy. *Yadernaya i radiatsionnaya bezopasnost' = Nuclear and Radiation Safety*, 2018, no. 2 (88), pp. 11–23 (in Russian).
7. Kazazyan V. T., Malykhin A. P., Molodykh V. G., Shiryayeva N. M. Recommendations for choosing a site for radioactive waste disposal facilities of the Belarusian nuclear power plant. *Materialy 7-i Mezhdunarodnoi konferentsii "Atomnaya energetika, yadernye i radiatsionnye tekhnologii 21-go veka"* [Materials of the 7<sup>th</sup> International Conference "Nuclear Power Engineering, Nuclear and Radiation Technologies of the 21<sup>st</sup> Century"]. Minsk, 2018, pp. 162–166 (in Russian).

### Информация об авторах

*Жемжуров Михаил Леонидович* – доктор технических наук, доцент, заведующий лабораторией радиационно-химических исследований окружающей среды, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Беларуси (д. Прилесье, 47/17, 223063, Лувослободской с/с, Минский район, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: [jema@sosny.bas-net.by](mailto:jema@sosny.bas-net.by)

*Кузьмина Наталья Дмитриевна* – старший научный сотрудник, лаборатория детерминистического и вероятностного анализа безопасности объектов использования атомной энергии, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Беларуси (д. Прилесье, 47/17, 223063, Лувослободской с/с, Минский район, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: [ndkuzmina@sosny.bas-net.by](mailto:ndkuzmina@sosny.bas-net.by)

### Information about the authors

*Mikhail L. Zhemzhurov* – D. Sc. (Engineering), Associate Professor, Head of the Laboratory of Radiation and Chemical Research of the Environment, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (47/17, Prilesye village, 223063, Lugovoslobodskaya village, Minsk District, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: [jema@sosny.bas-net.by](mailto:jema@sosny.bas-net.by)

*Natallia D. Kuzmina* – Senior Researcher, Laboratory for Deterministic and Probabilistic Safety Analysis of Nuclear Facilities, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (47/17, Prilesye village, 223063, Lugovoslobodskaya village, Minsk District, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: [ndkuzmina@sosny.bas-net.by](mailto:ndkuzmina@sosny.bas-net.by)

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

УДК [621.384.64:539.1.089.6]: 615.849.1

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-119-128>

Поступила в редакцию 28.12.2021

Received 28.12.2021

**М. Н. Петкевич<sup>1</sup>, А. И. Бринкевич<sup>1</sup>, Е. В. Титович<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>*Республиканский научно-практический центр онкологии и медицинской радиологии имени  
Н. Н. Александрова, а/г Лесной, Минский район, Республика Беларусь*

<sup>2</sup>*Международное агентство по атомной энергии, Вена, Австрийская Республика*

## **УСТАНОВЛЕНИЕ КРИТЕРИЕВ $\gamma$ -АНАЛИЗА ИНДИВИДУАЛЬНЫХ ДОЗОВЫХ РАСПРЕДЕЛЕНИЙ ПРИ ПРОВЕДЕНИИ ВЕРИФИКАЦИИ ПЛАНОВ ОБЛУЧЕНИЯ ОНКОЛОГИЧЕСКИХ ПАЦИЕНТОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ МЕТОДОВ ВЫСОКОТЕХНОЛОГИЧНОЙ ЛУЧЕВОЙ ТЕРАПИИ**

**Аннотация.** Описан типовой процесс верификации планов облучения в лучевой терапии с модуляцией интенсивности. Перечислены основные ошибки и неопределенности, возникающие в ходе планирования дозового распределения и в процессе доставки дозы. Рассмотрены способы сравнения и сопоставления дозовых распределений: критерий расстояния (DTA) и тест на алгебраическую разность доз. Приведены формулы для расчета смещения точек дозовых распределений, а также минимального значения смещения точек. Определено влияние глобальной и локальной нормализации и пространственного разрешения на интерпретацию полученных результатов. Разработана методология определения обоснованных критериев  $\gamma$ -анализа индивидуальных дозовых распределений при проведении верификации планов облучения онкологических пациентов с применением методов высокотехнологичной лучевой терапии. Использование предложенной авторами процедуры для установления уровней действия и допусков позволит оценить качество оказываемой медицинской помощи в учреждениях здравоохранения при применении методов высокотехнологичной лучевой терапии.

**Ключевые слова:** лучевая терапия, IMRT, VMAT, гарантия качества, верификация,  $\gamma$ -анализ, доза, допуски, уровни действия, медицинская физика

**Для цитирования:** Петкевич, М. Н. Установление критериев  $\gamma$ -анализа индивидуальных дозовых распределений при проведении верификации планов облучения онкологических пациентов с применением методов высокотехнологичной лучевой терапии / М. Н. Петкевич, А. И. Бринкевич, Е. В. Титович // Вест. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2022. – Т. 67, № 1. – С. 119–128. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-119-128>

**Maksim N. Piatkevich<sup>1</sup>, Hanna I. Brynkevich<sup>1</sup>, Egor V. Titovich<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>*N. N. Aleksandrov National Cancer Center Republic of Belarus, Lesnoy, Minsk Region, Republic of Belarus*

<sup>2</sup>*International Atomic Energy Agency, Vienna, Republic of Austria*

## **ESTABLISHMENT OF CRITERIA FOR GAMMA-ANALYSIS OF INDIVIDUAL DOSE DISTRIBUTIONS DURING VERIFICATION OF RADIOTHERAPY HIGH-TECH TREATMENT PLANS FOR CANCER PATIENTS**

**Abstract.** A typical process for verification of treatment plans in intensity-modulated radiation therapy is described. The main errors and uncertainties that arise in the course of planning dose distribution and in the process of dose delivery are listed. Methods for comparing dose distributions are considered: the distance to agreement (DTA) and the test for the algebraic dose difference. Formulas for calculating the shift of points of dose distributions, as well as the minimum value of the shift of points, are provided. The influences of global and local normalization and spatial resolution on the interpretation of the results obtained are defined. A methodology for determining reasonable criteria for gamma-analysis of individual dose distributions when verifying plans for irradiation of cancer patients using high-tech radiation therapy methods has been developed. Using the procedure proposed by the authors to establish action limits and tolerances will make it possible to assess the quality of medical care provided in healthcare institutions when using high-tech radiotherapy methods.

**Keywords:** radiation therapy, IMRT, VMAT, quality assurance, verification, gamma-analysis, dose, tolerances, action limits, medical physics

**For citation:** Piatkevich M.N., Brynkevich H.I., Titovich E.V. Establishment of criteria for gamma-analysis of individual dose distributions during verification of radiotherapy high-tech treatment plans for cancer patients. *Vesti Natsyynal'noi akademii navuk Belarusi. Seriya fizika-technichnykh nauk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2022, vol. 67, no. 1, pp. 119–128 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2022-67-1-119-128>

**Введение.** Критерии оценки результатов тестов, проводимых при вводе в эксплуатацию медицинской техники и систем дозиметрического планирования, хорошо известны [1]. Тем не менее критерии приемлемости для процедур гарантии качества (далее QA, от англ. Quality Assurance) плана лечения в лучевой терапии с модуляцией интенсивности (далее IMRT, от англ. Intensity Modulated Radiation Therapy) и объемно-модулированной лучевой терапии (далее VMAT, от англ. Volumetric Modulated Arc Therapy) для конкретного пациента установить труднее из-за значительных различий между системами планирования, системами доставки дозы и инструментами измерений, используемыми в клиниках [1].

Основной процедурой в процессе QA плана лечения для конкретного пациента является верификация плана с применением  $\gamma$ -анализа. В мировой практике используются общепринятые критерии  $\gamma$ -анализа для лучевой терапии с модуляцией интенсивности вне зависимости от облучаемой локализации [1]. Как правило, критерий расстояния устанавливается равным 2 или 3 мм, а разность доз – 3 % [2]. Для некоторых методик облучения, таких как стереотаксическая лучевая терапия, используются критерий расстояния, равный 2 или 1 мм, разность доз – 2 % [2]. Обоснованность данных значений связана с особенностями оборудования и методиками проведения верификаций в различных учреждениях, следовательно, даже при одинаковых критериях в разных учреждениях качество проводимых процедур верификации будет отличаться. В связи с этим становится актуальным вопрос о целесообразности применения локальных, отличных от общепринятых, критериев  $\gamma$ -анализа для более точной доставки дозы излучения и, соответственно, более высокого уровня оказания медицинской помощи онкологическим пациентам.

В ведущих онкологических центрах Республики Беларусь критерий расстояния и разность доз в лучевой терапии с модуляцией интенсивности также являются фиксированными для всех локализаций и составляют 3 мм и 3 % соответственно [3]. В Республиканском научно-практическом центре онкологии и медицинской радиологии имени Н. Н. Александрова тоже используются критерии, равные 3 мм и 3 %.

*Цель данной работы* – разработка методологии определения обоснованных критериев  $\gamma$ -анализа индивидуальных дозовых распределений при проведении верификации планов облучения онкологических пациентов с применением методов высокотехнологичной лучевой терапии. Разработанная оригинальная методология позволит улучшить качество оказываемой медицинской помощи онкологическим пациентам.

**Сопоставление запланированного и оцениваемого дозовых распределений.** В процессе лучевого лечения пациента может возникнуть большое количество ошибок как в ходе планирования дозового распределения, так и в процессе доставки дозы. С точки зрения дозиметрического планирования облучения ошибки могут появляться при моделировании следующих систем и подсистем медицинского устройства: утечка между сомкнутыми лепестками многолепесткового коллиматора (МЛК); продольное пропускание лепестками и системой коллимации; определение полутени лепестков и системы коллимации, а также различных компенсаторов (рассеяние дозы, ужесточение спектра пучка, выравнивание), выходной дозы для небольших размеров поля, обратного рассеяния и внеосевых профилей [4].

В то же время ошибки могут возникать в процессе выбора размера сетки расчета дозы, использования и моделирования поправок на неодинаковые плотности различных тканей и органов в реальном пациенте [4]. Точное моделирование пучков в системе дозиметрического планирования необходимо для уменьшения неопределенностей, связанных с процессом планирования, и, следовательно, для обеспечения максимального соответствия между расчетами и измерениями при выполнении верификации планов облучения.

Пространственные и дозиметрические ошибки и неопределенности систем доставки дозы также влияют на точность облучения. Эти неопределенности включают: ошибки положения лепестка МЛК (случайные и систематические), ускорение/замедление скорости лепестка МЛК, стабильность вращения гентри, равномерность движения стола и стабильность пучка (плоскостность, симметрия, выходная доза, мощность дозы, точность отпуска дозы в сегментах с низким количеством мониторинговых единиц) [4]. Кроме того, различия и ограничения в конструкции МЛК и линейных ускорителей, включая конструкцию системы коллимации пучка, а также возраст и изношенность оборудования могут влиять на точность доставки дозы.

Другими источниками неопределенностей при проведении верификации планов облучения являются инструменты измерения и анализа, используемые для интерпретации результатов [1]. Эти программные инструменты имеют несколько важных параметров, выбор которых при проведении анализа обуславливает полученный результат (например, использование глобальной или локальной нормализации дозы для сравнения измеренных и рассчитанных дозовых матриц).

Дозовое распределение, как правило, представлено в виде матрицы точек, каждой из которых присвоено значение дозы и координата. Расстояние между точками называется пространственным разрешением. Пространственное разрешение играет важную роль в отображении и анализе дозового распределения [4]. Распределение, построенное по малому числу точек, может потребовать дополнительную обработку: интерполяцию данных с использованием, например, изодозовых линий или цветового градиента. Интерполяция позволяет более эффективно применять некоторые «грубые» методы измерений. Также пространственное разрешение существенно влияет на возможности сравнения дозовых распределений, особенно в случаях использования малых радиационных полей.

В ходе верификации плана облучения определяют два дозовых распределения: запланированное (или рассчитанное) и оцениваемое (измеренное). Как правило, измеренное распределение сравнивается с рассчитанным. Некоторое оборудование инвариантно по отношению к выбору запланированного и оцениваемого распределения, некоторое – нет [1]. Процесс сравнения этих двух распределений является частью клинической практики, цель которой – определить степень схожести рассчитанного и измеренного дозовых распределений в соответствии с клинически обоснованными критериями. Причем клинические критерии должны выбираться не только исходя из самой отпускаемой дозы, но и с учетом градиента доз, а также пространственных и дозиметрических неопределенностей. Аналогом дозиметрических ошибок (разницы между ожидаемой и измеренной дозой в конкретной точке) является пространственный критерий расстояния, который показывает геометрическое совпадение двух дозовых распределений.

Определение геометрической точности доставки дозы в области большого градиента должно по меньшей мере частично основываться на точности позиционирования пациента. Установление критериев оценки сравнения дозовых распределений более жесткими, чем клинические требования к позиционированию пациента, приведет к необоснованным и зачастую невыполнимым действиям, направленным на уменьшение связанных с этим ошибок в доставке дозы. Тем не менее наличие пространственных погрешностей может быть связано с ошибками при проведении измерений. Также следует отметить, что даже в идеально поставленном эксперименте с высокой степенью точности доставки дозы пространственные ошибки могут быть вызваны техническими ограничениями применяемого оборудования. То есть пространственные неопределенности, полученные в процессе измерений, включают в себя непосредственно погрешности технического процесса измерений.

В первом приближении сопоставление дозовых распределений не вызывает трудностей: само распределение представляет собой лишь матрицу чисел, а значит, весь анализ можно свести к нахождению разности между точками двух матриц. Однако в областях с сильным градиентом доз разница в численных значениях имеет сильную зависимость от пространственных неопределенностей [5]. Высокая чувствительность к геометрическим неточностям приводит к существенной разнице между значениями дозы в точках, которые могут превысить клинически обоснованные критерии оценки, даже если сами эти неточности клинически незначительны.

**Наложение контуров дозовых распределений друг на друга.** Это наиболее распространенный достаточно быстрый и качественный метод анализа. Если распределения согласуются между собой в достаточной степени, то контуры будут накладываться друг на друга, если нет – они будут разделены определенным расстоянием. Это расстояние зависит от двух факторов: разницы в численных значениях дозы и градиенте доз. При условии, что градиент крутой (даже в случае большой разности в численных значениях дозы), контуры сместятся незначительно. Поэтому сравнение контуров в областях резкого спада доз дает мало информации о численных различиях, поскольку для значительного смещения изодоз относительно друг друга требуется большая разность в полученных дозах [5]. Между тем даже малые различия в измеренных значениях сильно сместят изодозы в областях со слабым градиентом [5]. Таким образом, единственные места, где

контурные графики предоставляют достаточно точную информацию, – это места пересечения или наложения изодоз. Если линии изодозы имеют одинаковые значения, то распределения совпадают точно в этих местах. Если пересекаются две разные линии изодозы, например линия 50 % от одного распределения и линия 60 % от другого распределения, то в точке пересечения известна разница доз. В противном случае наложенные контуры дают мало количественной информации.

Аналогично и с пространственными неопределенностями: на границе спинного мозга пространственная несогласованность в дозах не должна превышать 2 мм, в то время как для мышц допустима разбежка в 5 мм [1]. Однако ввиду проведения измерений на геометрически упрощенных фантомах запланированный флюенс, в том числе в случае отсутствия ошибок в расчете и доставке дозы, не даст клинически верного дозового распределения. Даже если геометрически соотнести органы риска с моделью фантома, доза на них не будет соответствовать таковой в реальном пациенте из-за разницы в поглощении и рассеянии дозы фантомом и пациентом. Поэтому для проведения пациентоориентированной верификации доставки дозы следует руководствоваться критериями и допусками, учитывающими методику облучения, локализацию опухоли, подводимую дозу облучения, наличие критических структур в зоне облучения.

**Тест на алгебраическую разность значений доз.** Этот тест наиболее прост для понимания и интерпретации. Разница в дозе в месте ( $\vec{r}$ ) представляет собой числовую разницу  $\delta$  между оцениваемой дозой  $D_e(\vec{r})$  и запланированной дозой  $D_r(\vec{r})$  в этом месте. Математически разница в дозе может быть записана как [2]

$$\delta(\vec{r}) = D_e(\vec{r}) - D_r(\vec{r}). \quad (1)$$

Значения доз берутся из одних и тех же позиций анализируемых массивов данных. Этот анализ легко реализуем, когда отдельные элементы дозовых распределений занимают одинаковые позиции (то есть имеют одинаковую расчетную сетку), в ином случае требуется дополнительная пространственная интерполяция. Тест на алгебраическую разность значений доз инвариантен с точностью до знака относительно выбора запланированного и оцениваемого распределения; в случае, когда они меняются местами, меняется знак рассчитанной разности [2]. Тест на разность доз отлично подходит для понимания соответствия между двумя распределениями в областях с низким градиентом доз и низкими дозами. В этих областях доза изменяется медленно в зависимости от местоположения, а разница в дозах свидетельствует о несоответствии дозовых распределений независимо от пространственных неопределенностей. Следовательно, геометрические погрешности можно игнорировать. Совершенно иная картина складывается в областях с сильным градиентом доз. Даже большие погрешности в доставке дозы приведут к незначительному смещению изодоз. Поэтому если существуют допуски по пространственному распределению доз, область может пройти верификацию с существенными ошибками.

Так как небольшие смещения могут привести к большой абсолютной разнице в значениях измеренных доз, план может не пройти верификацию, даже будучи клинически приемлемым, так как смещение несущественно. По причине важности оценки этих смещений при лечении реальных пациентов нахождение только разности в значениях доз является недостаточным критерием при определении соответствия дозового распределения клиническим критериям.

**DTA-тест.** Критерий расстояния (далее DTA, от англ. Distance To Agreement) для точки в запланированном распределении определяется как кратчайшее расстояние между точкой в оцениваемом распределении дозы с такой же по значению дозы точкой в запланированном распределении [6]. DTA-тест хорошо подходит для анализа отдельных областей с сильным градиентом дозы. Однако как инструмент для сравнения изодозовых распределений он становится сверхчувствительным в областях с низким градиентом доз, где даже небольшая разница в численных значениях приводит к существенному смещению измеренной изодозы относительно контрольной точки. По этой причине, а также потому, что в большинстве распределений преобладают области низких градиентов доз, результат применения этого критерия трудно интерпретировать, а его полезность сомнительна.

Поскольку DTA-тест включает в себя поиск, полученное значение не является инвариантным для выбора того, какое распределение выбрано в качестве эталонного. Эталонное распределение

может иметь любое разрешение и размерность, поскольку ДТА рассчитывается по точкам в эталонном распределении, но оцениваемое распределение обычно имеет по меньшей мере такое же или большее разрешение и размерность, чем эталонное распределение [6]. Ввиду особенностей применения ДТА этот метод чувствителен к выбору эталонного и оцениваемого распределения, а также к порядку их сравнения. Использование ДТА сильно зависит от пространственного разрешения, в то время как полученное в результате измерений дозовое распределение будет в лучшем случае иметь аналогичное эталонному разрешение, как правило – намного большее.

**Гамма-анализ.** Тест алгебраической разницы доз и критерий расстояния являются взаимодополняющими в своей чувствительности к областям со слабым и сильным градиентами доз соответственно. На практике используется инструмент, объединяющий оба эти теста, –  $\gamma$ -анализ. В процессе  $\gamma$ -анализа сравниваются распределения дозы с геометрической точки зрения, оценивая смещение между запланированным и оцениваемым распределениями [6]. Эта оценка проводится независимо для каждой точки запланированного распределения. Запланированное распределение в данном случае может состоять из одной точки, в то время как оцениваемое распределение должно быть как минимум одномерным [6].

Для проведения анализа шкалы дозы и расстояния перенормируются так, чтобы стать безразмерными, путем деления их на критерий разности доз ( $\Delta D$ ) и критерий расстояния ( $\Delta d$ ) соответственно.

Смещение двух точек относительно друг друга,  $\vec{r}_r$  и  $\vec{r}_e$  в запланированном и оцениваемом распределениях соответственно, в перенормированном пространстве называется  $\Gamma(\vec{r}_e, \vec{r}_r)$  и рассчитывается по следующей формуле:

$$\Gamma(\vec{r}_e, \vec{r}_r) = \sqrt{\frac{r^2(\vec{r}_e, \vec{r}_r)}{\Delta d^2} + \frac{\delta^2(\vec{r}_e, \vec{r}_r)}{\Delta D^2}}, \quad (2)$$

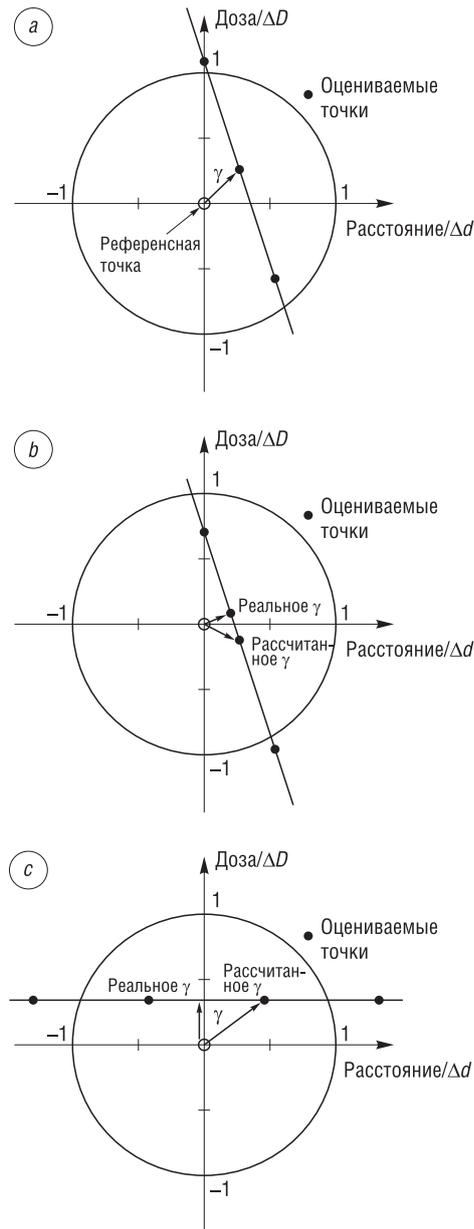
где  $r^2(\vec{r}_e, \vec{r}_r)$  – квадрат расстояния между контрольной и оцениваемой точками, а  $\delta^2(\vec{r}_e, \vec{r}_r)$  – квадрат разности в абсолютных значениях дозы между ними же [1]. Минимальное смещение  $\gamma(\vec{r}_r)$  двух точек  $\vec{r}_r$  и  $\vec{r}_e$  относительно друг друга соответственно в запланированном и оцениваемом распределениях в перенормированном пространстве определяется следующим образом [1]:

$$\gamma(\vec{r}_r) = \min \{ \Gamma(\vec{r}_e, \vec{r}_r) \} \forall \{ \vec{r}_e \}. \quad (3)$$

Значения  $\gamma$  между 0 и 1 указывают на то, что сравнение прошло в соответствии с критериями обоих тестов. Значения больше 1 означают наличие ошибки. Поскольку  $\gamma$  – это смещение между двумя распределениями и по сути радиус, проведенный между запланированной точкой и оцениваемым распределением, то критерием прохождения теста являются круг либо сфера в 1-, 2- или 3-мерном пространстве дозового распределения соответственно.  $\Gamma$ -анализ сам по себе не позволяет однозначно интерпретировать полученные результаты. Наиболее эффективным способом оценки эффективности теста является изучение его поведения в двух экстремальных условиях: с градиентом дозы, близким к нулю, и с резким градиентом дозы.

Несмотря на то что механизм расчета в  $\gamma$ -анализе относительно прост, существует несколько практических нюансов, которые могут снизить его эффективность и точность.

Нормализация играет важную роль в интерпретации результатов анализа дозовых распределений. Критерий разности доз является показательным примером. Этот критерий обычно описывается как процент от максимальной дозы для одного или обоих сравниваемых дозовых распределений (глобальная нормализация) или процент от предписанной дозы [6]. Критерий также может быть описан как локальный процент дозы (локальная нормализация) [6]. С одной стороны, при глобальной нормализации разность доз между любой парой измеренных и рассчитанных точек нормализуется с использованием одного и того же значения для всех пар точек, чаще всего с максимальной дозой из запланированного распределения. С другой стороны, при локальной нормализации разность доз для всех пар точек нормализуется к запланированной дозе в локальной точке. Выбор локальной нормализации позволяет применять одинаковые критерии допуска как в целевом объеме, так и объемах органов риска. Однако выбор локальной нормализации также приведет к тому, что в областях с низкой дозой будут возникать нереальные требования к точности доставки дозы.



Пример ошибки вычисления  $\gamma$ -индекса, когда пространственное разрешение оцениваемого распределения дозы является относительно грубым по отношению к критерию DTA: *a* – расчет правильный; *b* – расчетное значение больше, чем было бы рассчитано, если бы использовалась интерполяция; *c* – оцениваемые распределения дозы с низкими градиентами доз могут иметь ту же ошибку, если местоположения оцениваемого пикселя отличаются от эталонного пикселя

Example of the  $\gamma$  calculation error when the evaluated dose distribution spatial resolution is relatively coarse with respect to the DTA criterion: *a* – the calculation is correct; *b* – the calculated value is greater than what would be calculated if interpolation was used; *c* – evaluated dose distributions with low-dose gradients can have the same error if the evaluated pixel locations differ from the reference pixel

Пространственное разрешение оказывает существенное влияние на качество сравнительного анализа дозовых распределений [7]. Как показано в [8], без интерполяции пространственное разрешение измеренного распределения оказывает существенное влияние на точность вычисления  $\gamma$ -индекса. На рисунках *a* и *b* показаны одномерные распределения дозы в области высокого градиента. Распределение на рисунке *a* построено так, что точка интереса, ближайшая к контрольной точке, ближе, чем любые интерполированные значения. Рисунок *b* отличается от *a* тем, что ближайшая точка оцениваемого дозового распределения находится дальше, чем интерполированное распределение оцениваемой дозы. Без интерполяции значение  $\gamma$ -индекса в этом случае будет больше, чем кратчайшее расстояние интерполированного распределения. Ошибка в вычислении  $\gamma$ -индекса является функцией локального градиента дозы, расстояния между оцениваемыми точками и критерием DTA. Так совпало, что в клинической лучевой терапии размер ячейки сетки расчета дозового распределения обычно подобен критерию DTA. Распространенным является, например, размер ячеек  $3 \times 3 \times 3$  мм<sup>3</sup>, и критерий DTA зачастую равен 3 мм. В случае, если размер ячейки и критерий DTA схожи, ошибки вычисления значения  $\gamma$ -индекса в областях с высоким градиентом велики, когда не используется интерполяция. Однако в предыдущих исследованиях [1] было выведено следующее эмпирическое правило: разрешение оцениваемой дозы не должно превышать  $1/3$  критерия DTA. Интерполяция может быть использована для удовлетворения этого правила. Несоблюдение этого правила может привести к снижению точности сравнения распределений доз.

Критерий DTA, как и разность доз, можно использовать в качестве универсального индикатора погрешностей при сравнении двух измерений. Критерий DTA также пригоден для учета погрешности позиционирования при измерении, например при установке фантома по лазерным центраторам, или для оценки возможности позиционирования пленки внутри фантома.

Идеальный метод для определения разности доз и критерия DTA должен зависеть от расположения и типа органов, а также от получаемой ими дозы, а измерения следует осуществлять на фантомах, имитирующих гетерогенности пациента. Однако в настоящее время на практике такой метод недостижим. Один из практических способов реализации верификационного анализа – применение пороговых значений дозы для  $\gamma$ -анализа [9, 10]. То есть дозы, меньшие, чем выбранное пользователем значение, не включены в  $\gamma$ -анализ или другие типы анализов. Это позволяет пользователю сосредоточиться на больших, клинически значимых, дозах.

В каждой процедуре QA IMRT и VMAT плана есть место человеческому вкладу, который является источником неопределенностей. Другим источником неопределенностей выступает сложность реализации каждого отдельного IMRT и VMAT плана, например, различия в модуляции интенсивности отдельных локализаций, таких как голова, шея или предстательная железа [9]. Для того чтобы учесть все вариации событий, которые могут произойти в течение процедуры верификации, можно установить специфические критерии оценки – уровни действия и допуски.

Уровни действия определяются как суммарный процент оцениваемой величины, на который допускается отклонение показателей, проверяемых системой QA, с минимальным риском причинения вреда пациенту [1, 10], а также предельные значения для случаев, когда потребуется вмешательство в процесс лечения с целью корректировки параметров облучения. Примером достижения такого уровня действия является факт принятия решения не лечить пациента, когда результат сравнительного анализа измеренного значения дозы в опорной точке и запланированного значения этой величины превышает предварительно определенный критерий приемлемости (например, 5 %). Уровни действия будут зависеть от ряда факторов. В частности, использует ли медицинский физик при оценке дозовых распределений относительные либо абсолютные значения доз, исключает области низких доз из анализа и какие уровни доз для этого использует. Уровни действия должны быть установлены на основе клинических требований относительно приемлемости конкретного отклонения.

Допуски определяются как границы изменения величины, в пределах которых процесс лечения считается выполняемым согласно предписанным условиям, то есть подвержен влиянию только случайных ошибок [1, 10]. Результаты верификационных мероприятий за пределами допусков (или в случае быстрого движения к этим пределам) указывают на то, что процедура осуществляется не в соответствии с выбранными врачом – радиационным онкологом параметрами. Результаты измерений, которые находятся за пределами допусков, должны быть исследованы для того, чтобы определить, может ли вызвавшая их причина быть идентифицирована и исправлена. Задачей этого подхода является устранение проблем до того, как они достигнут клинически неприемлемых порогов. При использовании уровней действия и допусков предполагается, что был выполнен тщательный процесс ввода в эксплуатацию всех систем, влияющих на результат проведения анализа.

**Установление уровней действия и допусков.** Уровни действия должны ограничивать процесс QA таким образом, чтобы в случае выхода результатов измерений за эти уровни было очевидно, что реализация данного лечебного плана приведет к негативным клиническим последствиям. Если результаты верификации выходят за установленные допуски, но находятся в пределах уровней действия, медицинский физик должен принять решение об осуществлении вмешательства в процесс лечения с целью корректировки параметров радиотерапевтического оборудования либо плана облучения.

Уровни действия подразделяются на две категории: универсальные, установленные сообществом по результатам экспериментов или предоставленные экспертами, и локальные, то есть определенные внутри самой клиники исходя из своего опыта и возможностей. Для любого измерения следует использовать универсальные уровни действия, так как они напрямую сигнализируют о результатах лечения. Примером универсально определенных уровней действия являются ограничения выходной дозы, поскольку существует прямая связь между результатом лечения и этой характеристикой. Превышение уровней действия, которые определены локально, не обязательно приводит к вреду для пациента, но в интересах надлежащего контроля считается, что лучше всего поддерживать процесс лечения в пределах этих уровней. В свою очередь определенные локально уровни действия могут варьироваться от учреждения к учреждению или от локализации к локализации, поскольку эти ограничения обусловлены возможностями применяемого оборудования, используемых методик и опытом местного персонала.

Измерения, проводимые в рамках QA с привлечением методов статистического анализа, могут применяться для определения локальных уровней действия в случае, если универсальные уровни по какой-либо причине не подходят [10]. Уровни действия, определенные таким образом,

зависят от применяемых оборудования и методик и рассчитываются с использованием следующего уравнения [1]:

$$\Delta A = \beta \sqrt{\sigma^2 + (\bar{x} - T)^2}, \quad (4)$$

где  $\Delta A$  – разница между верхним и нижним уровнями действия, обычно записывается как  $\pm A/2$ ;  $T$  – целевое значение процесса ( $\gamma$ -индекс),  $\sigma^2$  – дисперсия  $\gamma$ -индекса;  $\bar{x}$  – среднее значение  $\gamma$ -индекса. В настоящее время принято считать  $\beta = 6,0$  [3], хотя это значение может быть изменено при дальнейших исследованиях. Использование формулы (4), вероятно, приведет к уровням действия более широким, чем принято в настоящее время. Однако такие уровни действия должны позволить медицинским физикам сосредоточиться на проблемах верификации плана конкретного пациента в случае, если эти проблемы могут иметь идентифицируемые причины. Если  $T$  используется как показатель разности доз в конкретных точках для конкретного пациента (то есть  $T = 0\%$ ) или степени прохождения по  $\gamma$ -индексу (то есть  $T = 100\%$ ), то следует применять известное целевое значение. Если целевое значение неизвестно или не определено, то его среднее значение может быть установлено в качестве целевого. Этот подход приведет к ужесточению уровней действия по сравнению с первым вариантом [1].

Среднее значение  $\bar{x}$  и дисперсия  $\sigma^2$   $\gamma$ -индекса вычисляются на основе измерений за период времени, когда процесс не отображает неконтролируемое поведение. Если процесс выходит из-под контроля, то необходимо выявить и устранить причину, а после продолжить мониторинг процесса, пока он не подтвердит хорошую степень контроля еще примерно для 20 измерений. Затем в качестве пределов допусков используются пределы контрольной карты из специальной диаграммы (I-диаграммы) отдельных измерений. I-диаграмма – это статистический инструмент, помогающий идентифицировать любое измерение, в результате которого возникает ненормальное (неконтролируемое) поведение процесса. I-диаграмма имеет верхнюю и нижнюю границы (так называемые контрольные пределы) и центральную линию, рассчитываемые с использованием данных измерений [1]. Неконтролируемое поведение процесса означает, что какое-либо одно измерение выходит за пределы верхнего или нижнего контрольного предела на I-диаграмме. Измерения должны быть примерно одинаково распределены выше и ниже центральной линии. Центральная линия, верхний контрольный предел и нижний контрольный предел для I-диаграммы рассчитываются с использованием следующих уравнений:

$$\text{центральная линия} = \frac{1}{n} \sum_1^n x, \quad (5)$$

где  $x$  – конкретное измерение в рамках проведения контроля качества,  $n$  – общее количество измерений;

$$\text{верхняя контрольная линия} = \text{центральная линия} + 2,660 \cdot \overline{mR}; \quad (6)$$

$$\text{нижняя контрольная линия} = \text{центральная линия} - 2,660 \cdot \overline{mR}; \quad (7)$$

$$\overline{mR} = \frac{1}{n-1} \sum_{i=2}^n |x_i - x_{i-1}| \quad (8)$$

– диапазон смещения.

В этой процедуре контрольные линии используются в качестве диапазона значений допуска. Установление контроля над процессом является ключевым элементом этой процедуры, потому что контролируемый процесс показывает, что процедура стабильна и пригодна для целей QA IMRT и VMAT планов. Важно отметить, что полученные значения допусков будут зависеть от сложности плана из-за большей изменчивости измерений в зависимости от локализации. Следовательно, будет целесообразно рассчитывать допуски отдельно для случаев с высокой степенью модуляции и для случаев с низкой степенью модуляции, например для планов головы и шеи в сравнении с планами лечения предстательной железы [1].

В качестве примера можно рассмотреть планы VMAT и IMRT, критерии  $\gamma$ -анализа и пороговую дозу установить равными 3%/2 мм и 10% соответственно, а в качестве оборудования использовать ArcCHECK для VMAT планов и MapCHECK для IMRT планов. Рассматривая пример

с VMAT планами, измеренными 20 раз, со средним  $\gamma$ -индексом, равным 97,6 %, стандартным отклонением 1,372 % и диапазоном смещения 1,256 %, можно установить диапазон уровней действия из уравнения (4), который составляет 16,8 %, что соответствует пределу уровней действия  $100 - 16,8 \% / 2 = 91,6 \%$  (верхний предел  $\gamma$  равен 100 %). Пока процесс не выходит из-под контроля, определенный по контрольной диаграмме предел будет использоваться в качестве предела допусков, рассчитанных по формуле (7), и составит  $97,6 \% - 2,660 \cdot 1,256 \% = 94,2 \%$  для данного плана. Пример IMRT планов: среднее значение  $\gamma$ -индекса по 20 измерениям составило 96 %, стандартное отклонение – 4,524 % и диапазон смещения – 3,435 %, соответственно уровень действия составляет 81,9 %, а допуск – 86,9 %. В случае определения степени прохождения  $\gamma$ -анализа за верхние пределы допуска и уровня действия ограничены и равны 100 %.

Последний шаг в процедуре – сопоставление допусков с установленными уровнями действия. Например, если допуски по  $\gamma$ -индексу ниже уровней действия, то либо необходимо пересмотреть процедуру их получения, либо уменьшить уровни действия (то есть использовать большее значение  $\beta$  в уравнении (4)). Также для исправления процесса могут потребоваться новое или модифицированное оборудование, обучение персонала, выполняющего измерения и анализ результатов измерений в рамках QA. Использование этой стандартизированной процедуры для установления уровней действия и допусков позволит медицинским физикам сравнивать процессы контроля качества в разных учреждениях здравоохранения.

**Заключение.** Разработана методология определения обоснованных критериев  $\gamma$ -анализа индивидуальных дозовых распределений при проведении верификации планов облучения онкологических пациентов с применением методов высокотехнологичной лучевой терапии. Использование предложенной авторами процедуры для установления локальных уровней действия и допусков позволит оценить и сравнить качество оказываемой медицинской помощи в учреждениях здравоохранения при применении методов высокотехнологичной лучевой терапии.

Необходимо дальнейшее проведение исследований с целью внедрения данной процедуры в клиническую практику учреждений здравоохранения Республики Беларусь. Установление локальных обоснованных критериев для доминирующих локализаций позволит улучшить качество оказываемой медицинской помощи онкологическим пациентам.

#### Список использованных источников

1. Tolerance limits and methodologies for IMRT measurement-based verification QA: Recommendations of AAPM Task Group No. 218 / M. Miften [et al.] // *Med. Phys.* – 2018. – Vol. 45, №4. – P. 53–83. <https://doi.org/10.1002/mp.12810>
2. Dosimetric verification of flattening filter free model based on TrueBeam accelerator using ArcCheck system / Y. Zhu [et al.] // *J. Cent. South Univ. Med. Sci.* – 2018. – Vol. 43, №8. – P. 864–868. <https://doi.org/10.11817/j.issn.1672-7347.2018.08.007>
3. Бринкевич, А. И. Критерии оценки дозиметрической верификации планов облучения в лучевой терапии с модуляцией интенсивности / А. И. Бринкевич, Е. В. Титович, М. Н. Петкевич // Сахаровские чтения 2020 года: экологические проблемы XXI века = Sakharov readings 2020: environmental problems of the XXI century: материалы 20-й международной научной конференции, 21–22 мая 2020 г., г. Минск, Республика Беларусь: в 2 ч. / Междунар. гос. экол. ин-т им. А. Д. Сахарова Бел. гос. ун-та; редкол.: А. Н. Батян [и др.]; под ред. д-ра ф.-м. н., проф. С. А. Маскевича, к. т. н., доцента М. Г. Герменчук. – Минск: ИВЦ Минфина, 2020. – Ч. 2. – С. 33–36.
4. Quality assurance of volumetric modulated arc therapy: evaluation and comparison of different dosimetric systems / L. Masi [et al.] // *Med. Phys.* – 2011. – Vol. 38, №2. – P. 612–621. <https://doi.org/10.1118/1.3533900>
5. A method of setting limits for the purpose of quality assurance / T. Sanghangthum [et al.] // *Phys. Med. Biol.* – 2013. – Vol. 58, №19. – P. 7025–7037. <https://doi.org/10.1088/0031-9155/58/19/7025>
6. Time dependent pre-treatment EPID dosimetry for standard and FFF VMAT / M. Podesta [et al.] // *Phys. Med. Biol.* – 2014. – Vol. 59, №16. – P. 4749–4768. <https://doi.org/10.1088/0031-9155/59/16/4749>
7. Chun, M. Effect of dose grid resolution on the results of patient-specific quality assurance for intensity-modulated radiation therapy and volumetric modulated arc therapy / M. Chun, J. Kim, J. Park // *Int. J. Radiat. Res.* – 2020. – Vol. 18, №3. – P. 521–530. <https://doi.org/10.18869/ACADPUB.IJRR.18.3.521>
8. A technique for the quantitative evaluation of dose distributions / D. A. Low [et al.] // *Med. Phys.* – 1998. – Vol. 25, №5. – P. 656–661. <https://doi.org/10.1118/1.598248>
9. Characterization of a novel 2D array dosimeter for patient-specific quality assurance with volumetric arc therapy / S. Stathakis [et al.] // *Med. Phys.* – 2013. – Vol. 40, №7. – P. 0717311–0717315. <https://doi.org/10.1118/1.481241>
10. On using 3D  $\gamma$ -analysis for IMRT and VMAT pretreatment plan QA / C. Wu [et al.] // *Med. Phys.* – 2012. – Vol. 39, №6. – P. 3051–3059. <https://doi.org/10.1118/1.4711755>

## References

1. Miften M., Olch A., Mihailidis D., Moran J., Pawlicki T., Molineu A., Li H., Wijesooriya K., Shi J., Xia P., Papanikolaou N., Low D.A. Tolerance limits and methodologies for IMRT measurement-based verification QA: Recommendations of AAPM Task Group No. 218. *Medical Physics*, 2018, vol. 45, no. 4, pp. 53–83. <https://doi.org/10.1002/mp.12810>
2. Zhu Y., Shan D., Bin S., Zhang J., Zhang J., Liu X., Cao K., Cheng S. Dosimetric verification of flattening filter free model based on TrueBeam accelerator using ArcCheck system. *Journal of Central South University. Medical Sciences*, 2018, vol. 43, no. 8, pp. 864–868 <https://doi.org/10.11817/j.issn.1672-7347.2018.08.007>
3. Brynkevich H., Titovich E., Piatkevich M. Criteria for evaluating dosimetric verification of treatment plans in radiation therapy with intensity modulation. *Saharovskie chteniya 2020 goda: ekologicheskie problemy XXI veka: materialy 20-i mezhduнародной nauchnoy konferencii. Chast' 2* [Sakharov Readings 2020: Environmental Problems of the XXI century: Materials of the 20<sup>th</sup> International Scientific Conference. Part 2]. Minsk, 2020, pp. 33–36 (in Russian).
4. Masi L., Casamassima F., Doro R., Francescon P. Quality assurance of volumetric modulated arc therapy: evaluation and comparison of different dosimetric systems. *Medical Physics*, 2011, vol. 38, no. 2, pp. 612–621. <https://doi.org/10.1118/1.3533900>
5. Sanghangthum T., Suriyapee S., Kim G., Pawlicki T. A method of setting limits for the purpose of quality assurance. *Physics in Medicine and Biology*, 2013, vol. 58, no. 19, pp. 7025–7037. <https://doi.org/10.1088/0031-9155/58/19/7025>
6. Podesta M., Nijsten S., Persoon L., Scheib S., Baltes C., Verhaegen F. Time dependent pre-treatment EPID dosimetry for standard and FFF VMAT. *Physics in Medicine and Biology*, 2014, vol. 59, no. 16, pp. 4749–4768. <https://doi.org/10.1088/0031-9155/59/16/4749>
7. Chun M., Kim J., Park J. Effect of dose grid resolution on the results of patient-specific quality assurance for intensity-modulated radiation therapy and volumetric modulated arc therapy. *International Journal of Radiation Research*, 2020, vol. 18, no. 3, pp. 521–530. <https://doi.org/10.18869/ACADPUB.IJRR.18.3.521>
8. Low D.A., Harms W.B., Mutic S., Purdy J. A technique for the quantitative evaluation of dose distributions. *Medical Physics*, 1998, vol. 25, no. 5, pp. 656–661. <https://doi.org/10.1118/1.598248>
9. Stathakis S., Myers P., Esquivel C., Mavroidis P., Papanikolaou N. Characterization of a novel 2D array dosimeter for patient-specific quality assurance with volumetric arc therapy. *Medical Physics*, 2013, vol. 40, no. 7, pp. 0717311–0717315. <https://doi.org/10.1118/1.4812415>
10. Wu C., Hosier K., Beck K., Radevic M., Lehmann J., Zhang H., Kroner A., Dutton S., Rosenthal S., Bareng J., Logsdon M., Asche D. On using 3D  $\gamma$ -analysis for IMRT and VMAT pretreatment plan QA. *Medical Physics*, 2012, vol. 39, no. 6, pp. 3051–3059. <https://doi.org/10.1118/1.4711755>

## Информация об авторах

*Петкевич Максим Николаевич* – начальник отдела по инженерному обеспечению лучевой терапии, Республиканский научно-практический центр онкологии и медицинской радиологии имени Н.Н. Александрова (аг. Лесной, 223040, Минский район, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: maxpetkevichn@gmail.com

*Бринкевич Анна Игоревна* – медицинский физик, Республиканский научно-практический центр онкологии и медицинской радиологии имени Н.Н. Александрова (аг. Лесной, 223040, Минский район, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: annabrijerry@gmail.com

*Титович Егор Владимирович* – специалист по базам данных (медицинская физика), Международное агентство по атомной энергии (а/я 100, 1400 Вена, Австрийская Республика). E-mail: e.v.titovich@gmail.com

## Information about the authors

*Maksim N. Piatkevich* – Head of the Department for Engineering Support of Radiation Therapy, N.N. Alexandrov National Cancer Centre of Belarus (agro-town Lesnoy, 223040, Minsk District, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: maxpetkevichn@gmail.com

*Hanna I. Brynkevich* – Medical Physicist, N.N. Alexandrov National Cancer Centre of Belarus (agro-town Lesnoy, 223040, Minsk District, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: annabrijerry@gmail.com

*Egor V. Titovich* – Associate Database Officer (Medical Physics), International Atomic Energy Agency (PO Box 100, 1400, Vienna, Republic of Austria). E-mail: e.v.titovich@gmail.com