

# ВЕСЦІ НАЦЫЯНАЛЬнай АКАДЭМІІ НАВУК БЕЛАРУСІ

СЕРЫЯ ФІЗІКА-ТЭХНІЧНЫХ НАВУК. 2023. Т. 68, №4

# ИЗВЕСТИЯ НАЦИОНАЛЬНОЙ АКАДЕМИИ НАУК БЕЛАРУСИ

СЕРИЯ ФИЗИКО-ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК. 2023. Т. 68, №4

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)*

Главный редактор

**Сергей Антонович Чижик** –

Президиум Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь

Редакционная коллегия

**С. С. Щербаков** – Президиум Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь  
(заместитель главного редактора)

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

**Д. Басаран** – Университет Буффало, Буффало, Соединенные Штаты Америки

**П. А. Витязь** – Управление аэрокосмической деятельности аппарата Национальной академии наук  
Беларуси, Минск, Республика Беларусь

**Дзефэн Ван** – Юго-Западный университет Цзяотун, Чэнду, Китайская Народная Республика

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

**В. В. Зильбершмидт** – Международный центр виброударных систем, Школа механического,  
электрического и технологического машиностроения им. Вольфсона Университета Лафборо, Лафборо,  
Великобритания

**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

**М. Консари** – Университет штата Луизиана, Батон-Руж, Соединенные Штаты Америки

**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. П. Ласковнѐв** – Физико-технический институт 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. А. Махутов** – Институт машиноведения имени А. А. Благодногов Российской академии наук, Москва, Российская Федерация

**В. В. Митюшев** – Краковский политехнический университет им. Тадеуша Костюшко, Краков, Республика Польша

**Н. К. Мышкин** – Институт механики металлополимерных систем имени В. А. Белого Национальной академии наук Беларуси, Гомель, Республика Беларусь

**Нгуен-Ву Тронг** – Национальный институт прикладной механики и информатики Вьетнамской академии наук и технологий, Хошимин, Социалистическая Республика Вьетнам

**С. В. Панин** – Институт физики прочности и материаловедения Сибирского отделения Российской академии наук, Томск, Российская Федерация

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

**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

**Шуньин Ци** – Совместный институт Даляньского политехнического университета и Белорусского государственного университета, Далянь, Китайская Народная Республика

*Адрес редакции:*

*ул. Академическая, 1, к. 118, 220072, г. Минск, Республика Беларусь.*

*Тел.: + 375 17 374-02-45; e-mail: fvesti@mail.ru*

*vestift.belnauka.by*

---

ИЗВЕСТИЯ НАЦИОНАЛЬНОЙ АКАДЕМИИ НАУК БЕЛАРУСИ.

Серия физико-технических наук. 2023. Т. 68, №4

*Выходит на русском, белорусском и английском языках*

---

Редактор *И. А. Старостина*

Компьютерная верстка *Ю. А. Агейчик*

Подписано в печать 15.12.2023. Выход в свет 27.12.2023. Формат 60 × 84<sup>1</sup>/<sub>8</sub>. Бумага офсетная.

Печать цифровая. Усл. печ. л. 10,23. Уч.-изд. л. 11,3. Тираж 60 экз. Заказ 283.

Цена номера: индивидуальная подписка – 12,80 руб., ведомственная подписка – 29,91 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, 220084, г. Минск, Республика Беларусь

© Оформление. РУП «Издательский дом «Беларуская навука»,  
Весці Нацыянальнай акадэміі навук Беларусі. Серыя фізіка-тэхнічных навук, 2023

# PROCEEDINGS OF THE NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF BELARUS

---

PHYSICAL-TECHNICAL SERIES, 2023, vol. 68, no. 4

---

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  
Editorial Board

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

**Sergei S. Sherbakov** – Presidium of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus  
(Deputy Editor-in-Chief)

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

**Cemal Basaran** – University of Buffalo, Buffalo, United States of America

**Pyotr A. Vityaz** – Department of Aerospace Activities of the National Academy of Sciences of Belarus,  
Minsk, Republic of Belarus

**Zefeng Wang** – Southwest Jiaotong University, Chengdu, People’s Republic of China

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

**Vadim V. Silberschmidt** – International Centre of Vibro-Impact Systems, Wolfson School of Mechanical  
and Manufacturing Engineering at Loughborough University, Loughborough, United Kingdom

**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

**Michael Khonsari** – Louisiana State University, Baton Rouge, United States of America

**Sergei M. Kostromitsky** – Radio Engineering Center 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

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

**Alexander P. Laskovnev** – Physical-Technical Institute 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

**Nikolay A. Makhutov** – Mechanical Engineering Research Institute of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russian Federation

**Vladimir V. Mityushev** – Cracow University of Technology, Krakow, Republic of Poland

**Nikolai K. Myshkin** – V. A. Belyi Metal-Polymer Research Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Gomel, Republic of Belarus

**Nguyen-Vu Truong** – National Institute of Applied Mechanics and Informatics, Vietnam Academy of Science and Technology, Ho Chi Minh City, Socialist Republic of Vietnam

**Sergey V. Panin** – Institute of Strength Physics and Materials Science of the Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences, Tomsk, Russian Federation

**Oleg G. Penyazkov** – A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus

**Lyubodrag Tanovich** – University of Belgrade, Belgrade, Republic of Serbia

**Valery 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

**Shunying ji** – Joint Institute of Dalian University of Technology and Belarusian State University, Dalian, People's Republic of China

*Address of the Editorial Office:*

*I, 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, 2023, vol. 68, no. 4

*Printed in Russian, Belarusian and English languages*

---

Editor *I. A. Starostina*

Computer imposition *Yu. A. Aheichyk*

It is sent of the press 15.12.2023. Appearance 27.12.2023. Format  $60 \times 84 \frac{1}{8}$ . Offset paper. The press digital.

Printed pages 10,23. Publisher's signatures 11,3. Circulation 60 copies. Order 283.

Number price: individual subscription – 12,80 byn., departmental subscription – 29,91 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. Skaryna Str., Minsk, 220084,

Republic of Belarus.

© Formalization. RUE "Publishing House "Belaruskaya navuka",

Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series, 2023

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

## СОДЕРЖАНИЕ

### МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ, МЕТАЛЛУРГИЯ

- Лапицкая В. А., Кузнецова Т. А., Чижик С. А., Рогачёв А. А.** Определение вязкости разрушения тонких алмазоподобных покрытий методом наноиндентирования *(на английском языке)*. . . . . 271
- Соловей Д. В., Гринчук П. С., Кияшко М. В., Акулич А. В.** Керамоматричный композит из карбида кремния и допированного азотом наноструктурированного углерода для электродов суперконденсаторов. . . . . 280

### МАШИНОСТРОЕНИЕ, МЕХАНИКА

- Волчек О. М., Прушак В. Я.** Подготовка исходного питания установок гранулирования хлористого калия. . . . . 293

### ЭНЕРГЕТИКА, ТЕПЛО- И МАССООБМЕН

- Ахрамович А. П., Войтов И. В., Колос В. П.** Новое в гидравлике каналов с проницаемыми стенками: показатель относительной величины диссипации. . . . . 303
- Веремейчик А. И., Холодарь Б. Г.** Моделирование тепловых процессов в полупространстве при нагреве движущимся источником с равномерно распределенным тепловым потоком. . . . . 318
- Кицак А. И.** Оценка эффективности механизмов гетерогенного и гомогенного ингибирования частицами огнетушащего порошка активных частиц пламени с учетом скорости их образования. . . . . 331

### РАДИОЭЛЕКТРОНИКА, ПРИБОРОСТРОЕНИЕ

- Гулаков И. Р., Зеневич А. О., Кочергина О. В.** Влияние угла освещения на выходные параметры кремнивого фотоумножителя. . . . . 344

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

## *CONTENTS*

### **MATERIALS SCIENCES AND ENGINEERING, METALLURGY**

- Lapitskaya V. A., Kuznetsova T. A., Chizhik S. A., Rogachev A. A.** Determination of fracture toughness of the thin diamond-like coatings by nanoindentation . . . . . 271
- Solovei D. V., Grinchuk P. S., Kiyashko M. V., Akulich A. V.** Ceramic matrix composite based on silicon carbide and nanostructured nitrogen-doped carbon for supercapacitor electrodes . . . . . 280

### **MECHANICAL ENGINEERING, MECHANICS**

- Volchek O. M., Prushak V. Ya.** Preparation of feedstock for potassium chloride granulation plants . . . . . 293

### **POWER ENGINEERING, HEAT AND MASS TRANSFER**

- Akhramovich A.P., Voitov I. V., Kolos V. P.** New in the hydraulics of channels with permeable walls: indicator of the relative value of the dissipation. . . . . 303
- Verameichyk A. I., Kholodar B. G.** Simulation of thermal processes in a half-space under heating by a moving source with a uniformly distributed heat flow . . . . . 318
- Kitsak A. I.** The effectiveness of mechanisms of heterogeneous and homogeneous inhibition of flame particles taking by extinguishing powder particles, into account the rate of their formation . . . . . 331

### **RADIOELECTRONICS, INSTRUMENT-MAKING**

- Gulakov I. R., Zenevich A. O., Kochergina O. V.** Influence of illumination angle on the output parameters of a silicon photomultiplier . . . . . 344

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

**МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ, МЕТАЛЛУРГИЯ**  
**MATERIALS SCIENCES AND ENGINEERING, METALLURGY**

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-271-279>  
UDC 539.25



Original article

**Vasilina A. Lapitskaya**<sup>1\*</sup>, **Tatyana A. Kuznetsova**<sup>1</sup>, **Sergei A. Chizhik**<sup>1</sup>,  
**Alexander A. Rogachev**<sup>2</sup>

<sup>1</sup>*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*

<sup>2</sup>*Institute of Chemistry of New Materials of the National Academy of Sciences of Belarus,  
36, F. Skaryna Str., 220141, Minsk, Republic of Belarus*

**DETERMINATION OF FRACTURE TOUGHNESS  
OF THE THIN DIAMOND-LIKE COATINGS BY NANOINDENTATION**

**Abstract.** The results of a study of the structure and physical and mechanical properties of diamond-like coatings (DLC) on sublayers of different hardness are presented. The coatings have high hardness, but at the same time they are prone to delamination and destruction due to high residual internal stresses. The fracture toughness was determined by the nanoindentation method and the energy calculation method using approach-retraction curves. Atomic force microscopy was used to study the surface structure and deformation region after nanoindentation. A change in the surface structure and roughness of DLC was established depending on the sublayer. Low roughness is characteristic of DLC on a copper sublayer. Applying a titanium sublayer leads to an increase in the elastic modulus of the DLC. The microhardness of both coatings is practically the same. AFM studies have shown two different types of DLC deformation after nanoindentation with a Berkovich pyramid. A crack on coatings with a copper sublayer propagates around the indentation print, and on an DLC with a titanium sublayer, it propagates along the edges of the indentation. It was found that the fracture toughness of DLC on a Ti sublayer is 33 % lower compared to DLC on a Cu sublayer due to a decrease in stress relaxation inside the coating. The considered coatings can be used in microelectronics for protection against mechanical damage on contacting and rubbing surfaces.

**Keywords:** diamond-like coating, sublayer, atomic force microscopy, nanoindentation, fracture toughness

**Acknowledgements:** the work was supported by the Belarusian Republican Foundation for Fundamental Research (grant no. T22M-006).

**Conflict of interest:** the author's team includes the Editor-in-Chief of the Journal Academician of the National Academy of Sciences of Belarus Sergei A. Chizhik.

**Information about the authors:** *Vasilina A. Lapitskaya* \* – Cand. Sci. (Engineering), Senior Researcher at A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus. <https://orcid.org/0000-0002-3245-5945>. E-mail: [vasilinka.92@mail.ru](mailto:vasilinka.92@mail.ru); *Tatyana A. Kuznetsova* – Cand. Sci. (Engineering), Associate Professor, Deputy Head of the Laboratory at A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus. <https://orcid.org/0000-0002-3993-3559>. E-mail: [kuzn06@mail.ru](mailto:kuzn06@mail.ru); *Sergei A. Chizhik* – Academician of the National Academy of Sciences of Belarus, Dr. Sci. (Engineering), Professor, Chief of the Laboratory of Nanoprocesses and Technologies at A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus. <https://orcid.org/0000-0002-5301-0195>. E-mail: [chizhik@presidium.bas-net.by](mailto:chizhik@presidium.bas-net.by); *Alexander A. Rogachev* – Corresponding Member of the National Academy of Sciences of Belarus, Dr. Sci. (Engineering), Professor, Director at Institute of Chemistry of New Materials of the National Academy of Sciences of Belarus. <https://orcid.org/0000-0003-4993-0519>. E-mail: [rogachev78@mail.ru](mailto:rogachev78@mail.ru)

**Contribution of the authors:** *Vasilina A. Lapitskaya* – concept description, experimental research design, instrumental research, data collection and systematization, comparative analysis, manuscript text writing, formulation of conclusions; *Tatyana A. Kuznetsova* – concept description, experimental research design; *Sergei A. Chizhik* – interpretation of research results, manuscript text editing; *Alexander A. Rogachev* – instrumental research, interpretation of research results, manuscript text editing.

\*Corresponding author / Автор, ответственный за переписку.

**For citation:** Lapitskaya V. A., Kuznetsova T. A., Chizhik S. A., Rogachev A. A. Determination of fracture toughness of the thin diamond-like coatings by nanoindentation. *Vesti Natsyonal'noi akademii nauk Belarusi. Seryya fizika-tekhnichnykh nauk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2023, vol. 68, no. 4, pp. 271–279. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-271-279>

Received: 26.06.2023

Approved for publication: 30.11.2023

Signed to the press: 15.12.2023

### Оригинальная статья

**В. А. Лапицкая<sup>1\*</sup>, Т. А. Кузнецова<sup>1</sup>, С. А. Чижик<sup>1</sup>, А. А. Рогачёв<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>*Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси,  
ул. П. Бровки, 15, 220072, Минск, Республика Беларусь*

<sup>2</sup>*Институт химии новых материалов Национальной академии наук Беларуси,  
ул. Ф. Скорины, 36, 220141, Минск, Республика Беларусь*

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЯЗКОСТИ РАЗРУШЕНИЯ ТОНКИХ АЛМАЗОПОДОБНЫХ ПОКРЫТИЙ МЕТОДОМ НАНОИНДЕНТИРОВАНИЯ**

**Аннотация.** Представлены результаты исследования структуры, физико-механических свойств обладающих высокой твердостью, но в то же время склонностью к расслоению и разрушению из-за высоких остаточных внутренних напряжений алмазоподобных покрытий (АПП) на подслоях различной твердости. Вязкость разрушения определяли методом наноиндентирования и энергетическим методом расчета с использованием кривых подвода-отвода. Для исследования структуры поверхности и области деформации после наноиндентирования использовали атомно-силовую микроскопию. Установлено изменение структуры поверхности и шероховатости АПП в зависимости от подслоя. Низкая шероховатость характерна для АПП на медном подслое. Нанесение титанового подслоя приводит к повышению модуля упругости АПП. Микротвердость у обоих покрытий практически одинаковая. АСМ-исследования показали два различных типа деформации АПП после наноиндентирования пирамидой Берковича. Трещина на покрытиях с медным подслоем распространяется вокруг отпечатка индентирования, а на АПП с титановым подслоем – вдоль граней отпечатка. Установлено, что вязкость разрушения у АПП на титановом подслое на 33 % ниже по сравнению с АПП на медном подслое за счет уменьшения релаксации напряжений внутри покрытия. Рассмотренные покрытия возможно применять в микроэлектронике для защиты от механических повреждений контактирующих и трущихся поверхностей.

**Ключевые слова:** алмазоподобное покрытие, подслой, атомно-силовая микроскопия, наноиндентирование, вязкость разрушения

**Благодарности:** работа выполнена при финансовой поддержке Белорусского республиканского фонда фундаментальных исследований (грант № T22M-006).

**Конфликт интересов:** в составе авторского коллектива – главный редактор журнала академик Национальной академии наук Беларуси С. А. Чижик.

**Информация об авторах:** *Лапицкая Василина Александровна*\* – кандидат технических наук, старший научный сотрудник Института тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси. <https://orcid.org/0000-0002-3245-5945>. E-mail: [vasilinka.92@mail.ru](mailto:vasilinka.92@mail.ru); *Кузнецова Татьяна Анатольевна* – кандидат технических наук, доцент, заместитель заведующего лабораторией нанопроцессов и технологий Института тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси. <https://orcid.org/0000-0002-3993-3559>. E-mail: [kuzn06@mail.ru](mailto:kuzn06@mail.ru); *Чижик Сергей Антонович* – академик Национальной академии наук Беларуси, доктор технических наук, профессор, заведующий лабораторией нанопроцессов и технологий Института тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси. <https://orcid.org/0000-0002-5301-0195>. E-mail: [chizhik@presidium.bas-net.by](mailto:chizhik@presidium.bas-net.by); *Рогачёв Александр Александрович* – член-корреспондент Национальной академии наук Беларуси, доктор технических наук, профессор, директор Института химии новых материалов Национальной академии наук Беларуси. <https://orcid.org/0000-0003-4993-0519>. E-mail: [rogachev78@mail.ru](mailto:rogachev78@mail.ru)

**Вклад авторов:** *Лапицкая Василина Александровна* – обоснование концепции, разработка дизайна экспериментального исследования, проведение инструментальных исследований, сбор и систематизация данных, написание текста рукописи, формулировка выводов; *Кузнецова Татьяна Анатольевна* – обоснование концепции, разработка дизайна экспериментального исследования; *Чижик Сергей Антонович* – интерпретация результатов исследования, редактирование текста рукописи; *Рогачёв Александр Александрович* – проведение инструментальных исследований, интерпретация результатов исследования, редактирование текста рукописи.

**Для цитирования:** Определение вязкости разрушения алмазоподобных тонких покрытий на мягком и твердом подслоях методом наноиндентирования / В. А. Лапицкая [и др.] // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2023. – Т. 68, № 4. – С. 271–279. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-271-279>

Поступила в редакцию: 26.06.2023

Утверждена к публикации: 30.11.2023

Подписана в печать: 15.12.2023



**Introduction.** Diamond-like coatings (DLC) have high hardness, but their use is limited due to low heat resistance (350 °C), low strength and low adhesion to most steel and glass substrates, and the presence of high internal stresses [1–3]. At temperatures above 400 °C, graphitization of the coating occurs as a consequence of the transition from  $sp^3$ -bonds to  $sp^2$ -bonds [2]. Another disadvantage of solid DLC is that they are prone to delamination and failure due to increased residual internal stresses when their thickness exceeds a certain value [4].

Increasing the fracture resistance (or fracture toughness) of such coatings is becoming increasingly important and is an urgent problem, since coatings must withstand increasing operational loads. Many methods have been developed to solve this problem: alloying with other elements, multilayer structures, sublayers of different hardness, etc. The application of intermediate metal layers improves the adhesion of the DLC to the substrate, reduces the level of internal stresses in the system [5], and increases the value of the critical load [6]. Equally important is monitoring the properties of the resulting coatings.

*The purpose of the work* is to establish the influence of sublayers of titanium and copper on the structure, physical and mechanical properties and fracture toughness of thin diamond-like coatings using atomic force microscopy and nanoindentation.

**Method for determining the fracture toughness of thin coatings.** One of the methods for determining fracture toughness is indentation (in particular, the Vickers method). When an indenter is introduced under a critical load into a thin coating, several stages of deformation of the coating occur [7, 8]:

stage 1: the first through crack appears (radial or circular crack);

stage 2: with increasing load, the crack opening increases and the coating delaminates and cracks;

stage 3: secondary through cracks appear, the coating partially or completely peels off from the substrate [7, 8].

This method cannot always be applied to the coatings due to high loads, under which the parameters of the substrate may affect the results during indentation into the coating. Fracture toughness is quantitatively characterized by the critical stress intensity factor  $K_{IC}$ . Accurate determination of  $K_{IC}$  coatings without influence of the mechanical properties of the substrate requires rather complex measurements and/or sample preparation (for example, the production of transverse sections) [9]. The scientific and technical literature mainly describes the results of studies of coatings with a thickness of 100–400  $\mu\text{m}$ . When indenting such coatings, the substrate does not affect the values of the mechanical properties and the fracture toughness [10–12]. To determine the  $K_{IC}$  of coatings with a thickness of less than 100  $\mu\text{m}$  the nanoindentation method [7, 13, 14] and the energy method of calculation based on penetration curves, which represent the dependence of the applied load on the penetration depth, are often used. But the nanoindentation method is limited by the maximum loads of the indenter. Also, the nanoindentation method for determining  $K_{IC}$ , in addition to indentation curves, requires visualization of all indentations, since the calculation is impossible without determining the length of cracks formed near the indentation imprint. Accurate measurement of the crack length guarantees the correct calculation of the critical stress intensity factor. When carrying out nanoindentation, data are obtained on the applied load  $P$  and the corresponding indentation depth in the form of a function of the dependence  $P = f(h)$  or load-unloading curves (Figure 1, *a*). The total mechanical work  $W_{\text{total}}$  performed during indentation consists of plastic  $W_{\text{pl}}$  and elastic  $W_{\text{el}}$  deformations (see Figure 1, *a*), that is

$$W_{\text{total}} = W_{\text{pl}} + W_{\text{el}} \quad (1)$$

This is an ideal situation [8]. In reality, the total mechanical work includes the energy of thermal dissipation  $W_{\text{therm}}$  at the moment of indentation and the creep energy of the material  $W_{\text{creep}}$  [8]:

$$W_{\text{total}} = W_{\text{pl}} + W_{\text{el}} + W_{\text{other}} \quad (2)$$

where  $W_{\text{other}} = W_{\text{therm}} + W_{\text{creep}}$ .

When a crack forms in a material during indentation, some part of the total mechanical work is spent on the formation of a crack  $U_{\text{crack}}$  and cracking of the coating occurs [8]:

$$W_{\text{total}} = W_{\text{pl}} + W_{\text{el}} + W_{\text{other}} + U_{\text{crack}} \quad (3)$$

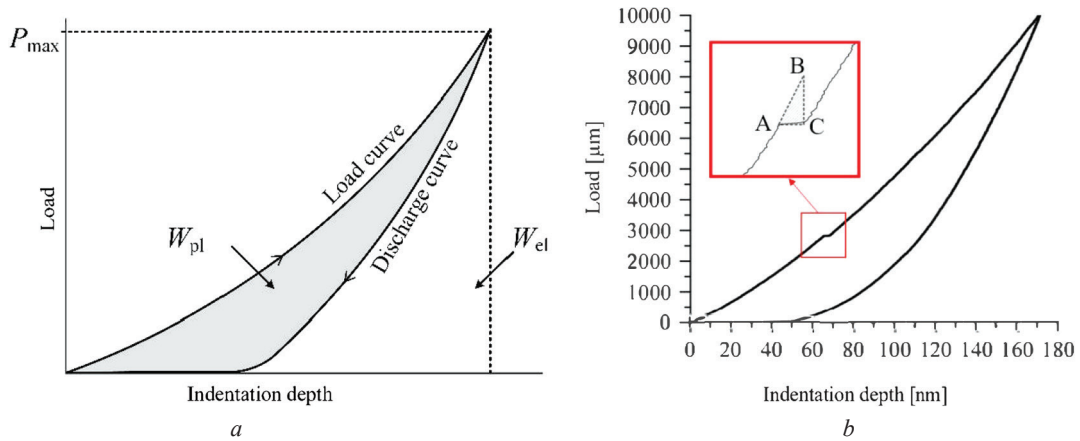


Figure 1. Indentation curve without fracture (a) and with partial fracture (b);  $P_{max}$  – maximum load applied to the indenter

In this case, a “shelf” appears on the load-unload curve (Figure 1, b). By finish building a triangle on the “shelf” and determining its area, it is possible to determine the energy spent on the formation of a crack in the coating  $U_{crack}$ , that is,  $U_{crack} \sim S(ABC)$  [8].

When determining fracture toughness using this method, two types of cracks may form in the coating (Figure 2) [8, 15, 16]. The first type is cracks that form from the center of the imprint and spread along the diagonals of the imprint (see Figure 2, a). These cracks occur when the coating is applied to a hard substrate. The second type is cracks that form along the edges of the imprint (see Figure 2, b). Such cracks occur when the coating is applied to a soft substrate.

The cracks type that formed determines the choice of formula for calculating the critical stress intensity factor [7]. Depending on the type of cracks formed, there are different formulas for calculating  $K_{IC}$ . For the first type, the formula is used [8]

$$K_{IC} = \sqrt{\left( \frac{E}{(1-\nu^2)2\pi c_R} \right) \cdot \left( \frac{U_{crack}}{t} \right)}, \tag{4}$$

and for the second type – the following expression [8]:

$$K_{IC} = \sqrt{\frac{U_{crack} E}{(1-\nu^2) A_{crack}}}, \tag{5}$$

where  $A_{crack} = \frac{3a_{mean}^2}{2s} t$ ;  $a_{mean}$  – the average length of the diagonal indentation from the Berkovich indenter, which is determined from the values  $a_1$ ,  $a_2$  and  $a_3$  (see Figure 2, b), m;  $s$  – distance between cracks in the imprint, m;  $c_R$  – crack length from the center of the imprint, m;  $E$  – elastic modulus of coating, GPa;  $t$  – coating thickness, m;  $\nu$  – Poisson’s ratio.

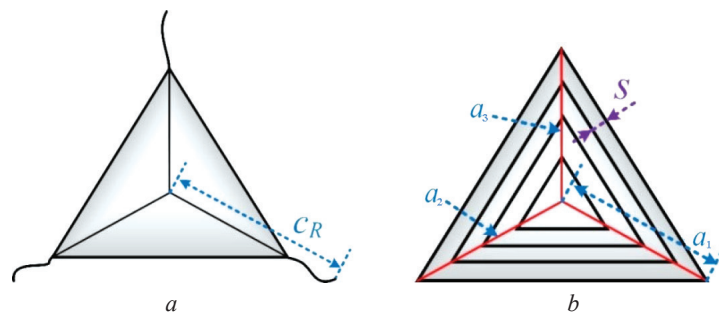


Figure 2. Cracks of two types in thin coatings during nanoindentation: a – the first type; b – the second type

**Materials and research methods.** The studies were carried out on diamond-like coatings with a thickness of 200 nm, deposited on a vacuum installation UVNIPA-1-001.

To deposit the intermediate layer of metal, titanium grade VT-100 (degree of chemical purity 99.9 %) and copper grade M1 were used. The negative bias potential on the table with the samples was 150–200 V. The electric arc evaporation current of the metal was 70 A. A graphite target (chemical purity 99.5 %) was used as one of the electrodes for a pulsed cathode-arc evaporator. APPs were deposited at a discharge voltage of 250–300 V and a carbon plasma energy of ~100 eV. The frequency and number of pulses were chosen in the range of 3–20 Hz and 370–3000, respectively. A single-crystal *n*-Si plate with (111) orientation was used as a substrate. Previously, the substrates were etched with argon ions for 15 min at an Ar<sup>+</sup> ion energy of 4 keV and an ion current density of ~25 A/m<sup>2</sup>. Thin diamond-like coatings had the following composition: two-layer DLC/Cu and two-layer DLC/Ti. The thickness of the individual Cu and Ti layer is 200 nm.

Raman spectra were performed on a Senterra Raman microscope (Bruker, USA). The spectral range was 600–2500 cm<sup>-1</sup>. The spectra were excited with radiation at a wavelength of 532 nm and a power of 5 and 10 mW. The samples were set to the same spectra recording modes.

The structure of the DLC surface was studied on an atomic force microscope (AFM) Dimension FastScan (Bruker, USA) in PeakForce QNM mode using a standard silicon cantilever MPP-12120-10 (Bruker, USA) with a tip radius of 10 nm and a cantilever stiffness of 4.8 N/m.

The mechanical properties (elastic modulus *E* and microhardness *H*) were determined using a Hysitron 750 Ubi nanoindenter (Bruker, USA). Nine indentations were performed with a load of 10 mN and with an increasing load using a Berkovich diamond indenter with a tip radius of 60 nm.

The fracture toughness of DLC on Ti and Cu sublayers was measured by nanoindentation and energy calculation method using indentation curves. To do this, 9 indentations were performed with a maximum load of 10 mN, then the deformation area (indentation marks) was scanned using AFM. Depending on the type of deformation, the calculation formula was chosen – (4) or (5).

**Results and discussion.** In the Raman spectra of DLC, they are represented by a characteristic peak in the range from 1000 to 1800 cm<sup>-1</sup> [17]. This peak is decomposed using the Gaussian function [18] into two – *D*- and *G*-peak. The *D*-peak is located between 1350 and 1500 cm<sup>-1</sup> and is associated with a matrix of *sp*<sup>2</sup>-hybridized carbon atoms containing inclusions – *sp*<sup>3</sup>-hybridized atoms (Figure 3, Table 1). In turn, the *G*-peak is located near 1560–1580 cm<sup>-1</sup> and correlates with *sp*<sup>2</sup>-clusters [19, 20].

Table 1. Results of mathematical processing of Raman spectra

Coating	<i>D</i> -peak, cm <sup>-1</sup>		<i>G</i> -peak, cm <sup>-1</sup>		<i>I<sub>D</sub></i> / <i>I<sub>G</sub></i>
	Position	Width	Position	Width	
DLC/Cu (5 mW)	1445	197	1563	188	0,38
DLC/Ti (10 mW)	1438	245	1554	207	0,30

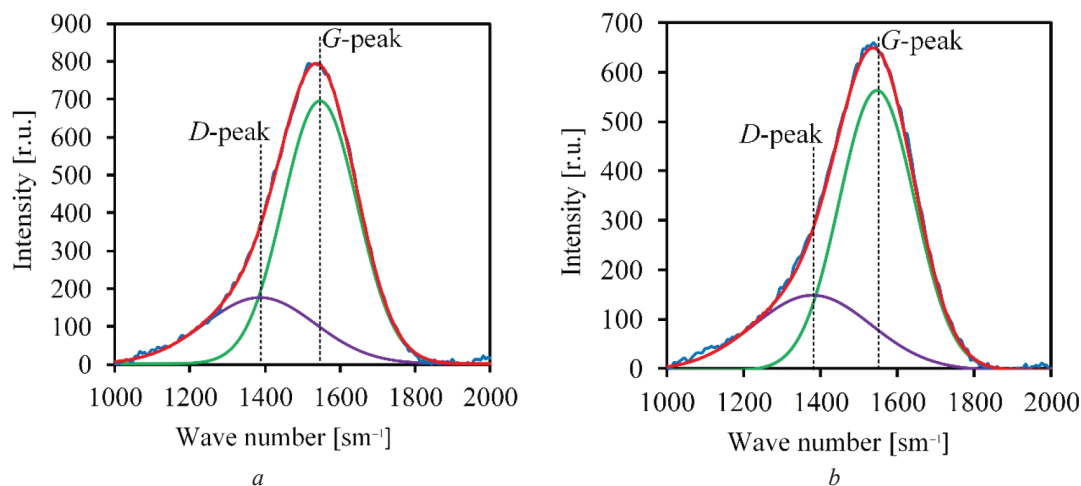


Figure 3. Raman spectra of the diamond-like coatings (DLC): a – DLC/Cu; b – DLC/Ti

From the analysis of Table 1 it follows that DLC formed on a copper sublayer, according to relation (6), are characterized by smaller sizes of  $sp^2$ -clusters compared to coatings formed on a titanium sublayer [21]:

$$I_D/I_G = c(\lambda)/L_a, \quad (6)$$

where  $I_D$  and  $I_G$  are the intensities of the corresponding peaks;  $c(\lambda)$  – proportionality coefficient, nm;  $L_a$  is the size of graphite clusters, nm [22].

This fact is apparently due to the chemical inertness of copper with respect to carbon. It should also be noted that the width of the  $G$ -peak in the case of a copper sublayer is smaller than in the case of a titanium sublayer, which, according to [22], corresponds to a greater degree of structural order of  $sp^2$ -clusters. The shift of the  $G$ -peak towards lower wavenumbers in the case of a titanium sublayer relative to samples with a copper sublayer can be explained by an increase in the relative number of  $sp^3$ -hybridized atoms in the chains and their contribution to the Raman spectrum, and can also be caused by a decrease in the level of internal stresses as a result of the interaction of titanium and carbon [23]. In turn, the increase in the number of  $sp^3$ -hybridized atoms can be relative due to the formation of titanium carbide (titanium carbide is not detected by Raman spectroscopy) as a result of the interaction of free  $sp^2$ -hybridized atoms and titanium, that is, the number of  $sp^3$ -hybridized atoms remains constant, the number of free ones decreases  $sp^2$ -hybridized atoms.

The morphology of the initial surface of the DLC in fields of  $1 \times 1 \mu\text{m}^2$  is shown in Figure 4. As can be seen from the images, the surface structure of the DLC deposited on a copper sublayer has a smoother relief. Meanwhile, the surface structure of the DLC on the titanium sublayer is granular with a grain size from 150 to 200 nm. The surface roughness of DLC/Cu is significantly less than that of DLC/Ti (Table 2).

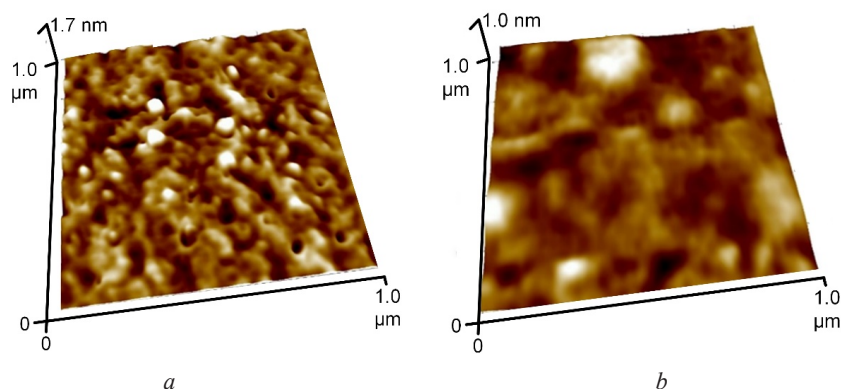


Figure 4. AFM image ( $1 \times 1 \mu\text{m}^2$ ) of the morphology of thin diamond-like coatings: *a* – with Ti sublayer; *b* – with Cu sublayer

Table 2. Diamond-like coatings surface roughness

Coating	$R_a$ [nm]	$R_q$ [nm]	$R_z$ [nm]
DLC/Cu	$0.10 \pm 0.01$	$0.13 \pm 0.01$	$0.31 \pm 0.02$
DLC/Ti	$0.33 \pm 0.02$	$0.44 \pm 0.02$	$3.17 \pm 0.16$

Based on the results of the study of mechanical properties, it was established that the microhardness ( $H$ ) values of the DLC on both sublayers are almost the same (Table 3, Figure 5, *b*). The elastic modulus ( $E$ ) of coatings differs (Figure 5, *a*): the DLC/Cu system has values in the range of 160–180 GPa, and the DLC/Ti system – 170–180 GPa. In this case, the value of the elastic modulus decreases with increasing indentation depth to 60–70 nm, and then takes constant values.

Table 3. Physical and mechanical properties and  $K_{IC}$  of thin diamond-like coatings on the Cu and Ti sublayers

Coating	$H$ [GPa]	$E$ [GPa]	$K_{IC}$ [MPa·m <sup>1/2</sup> ]
DLC/Cu	$17.5 \pm 0.1$	$192 \pm 1$	$0.49 \pm 0.09$
DLC/Ti	$18.3 \pm 0.7$	$202 \pm 1$	$0.16 \pm 0.06$

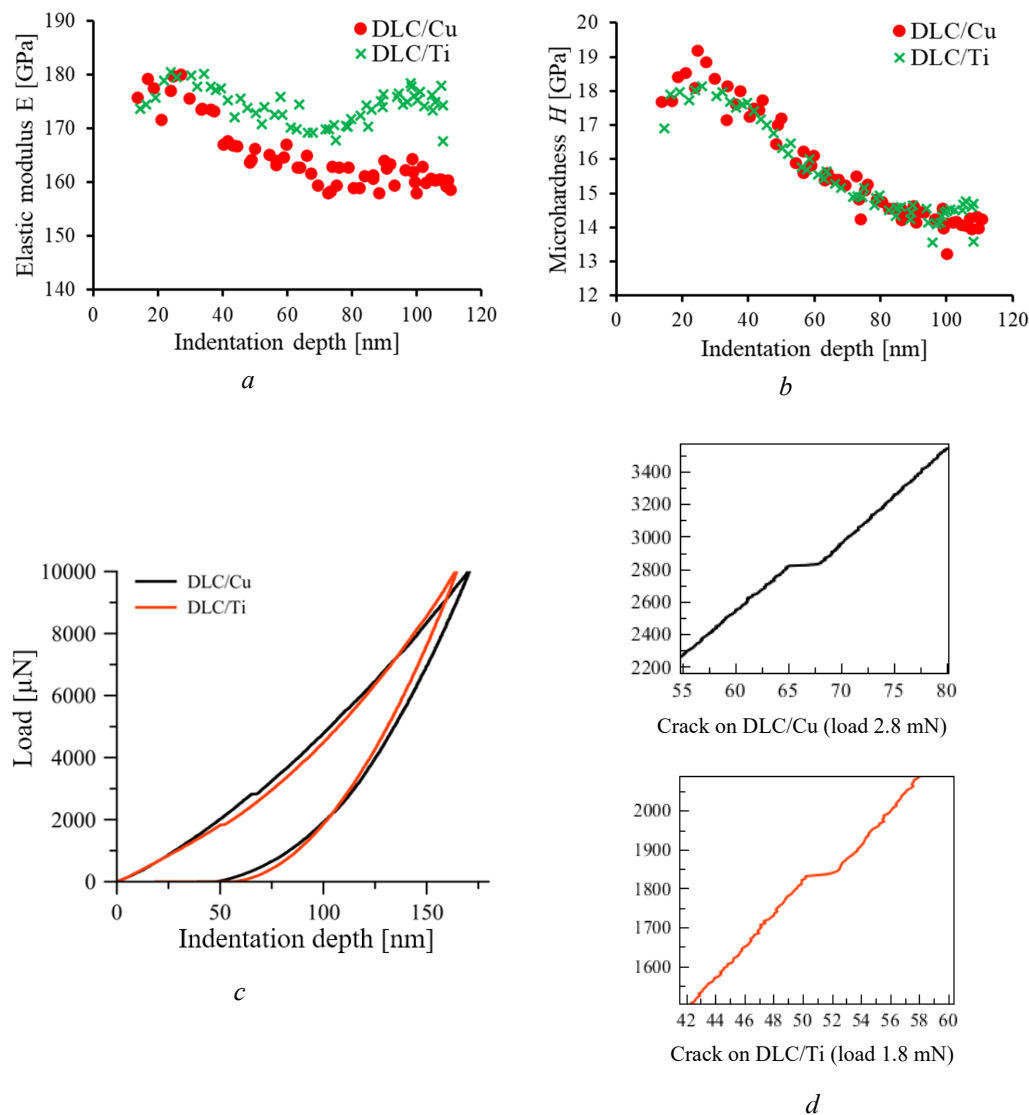


Figure 5. Elasticity modulus  $E$  (a) and microhardness  $H$  (b) depending on the indentation depth, indentation curves (c) and formed “shelves” (d) on thin diamond-like coatings

The microhardness at a depth of 20–30 nm increases, and at a depth of 30–80 nm it decreases and takes a constant value at a depth of 80–120 nm (see Figure 5, b). The obtained values of the elastic modulus and microhardness are consistent with the values obtained in [24].

The mechanical properties of the upper layers of the DLC are the same. The properties of the sublayers are different, but in this case they are not revealed by nanoindentation (NI). Differences in properties are identified when determining  $K_{IC}$ . The critical stress intensity factor of the coatings was determined by nanoindentation. Based on the obtained indentation curves (see Figure 5, c), “shelves” were identified in the load curve, according to which it can be assumed that cracks formed in the coating during the nanoindentation process. On the DLC/Ti coating, the suspected crack forms at a load of 1.8 mN, and on the DLC/Cu coating, at a load of 2.8 mN. To confirm the formation of cracks, the prints were scanned using AFM (Figure 6, a, b). As a result, it was found that cracks formed on the coatings and on each coating these cracks propagated differently (Figure 6, c, d).

The AFM structure of the indentation imprints showed different types of DLC deformation. The coating on the Cu sublayer has a characteristic deformation for DLC on a soft substrate – a circular crack forms (see Figure 6, a). Cracks in the coating with a titanium sublayer propagate along the edges of the imprint (see Figure 6, b). According to the obtained patterns of crack propagation in the DLC (see Figure 2), it is possible to select a formula for calculating the critical stress intensity factor  $K_{IC}$ . Cracks

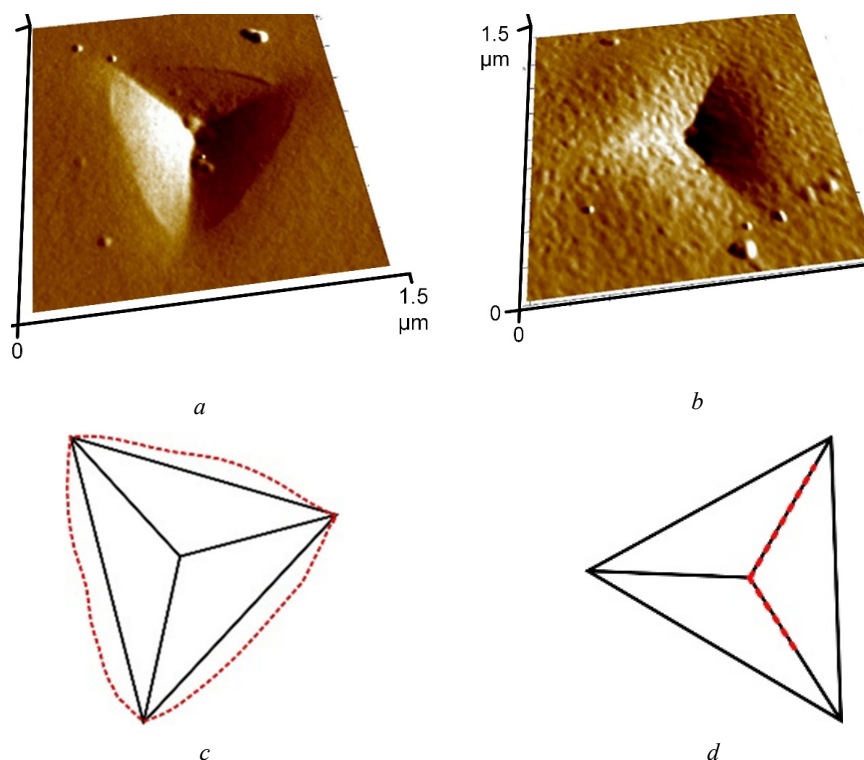


Figure 6. AFM images ( $1.5 \times 1.5 \mu\text{m}^2$ ) of Berkovich imprints on the surface of DLC/Cu (a) and DLC/Ti (b) and schemes of cracks formed on the imprints (c, d)

formed on DLC/Cu belong to the second type (see Figure 6, c and Figure 2, b), and cracks formed on DLC/Ti belong to the first type (see Figure 6, d and Figure 2, a).

According to the data obtained, the calculation of  $K_{IC}$  for DLC/Cu should be carried out according to formula (5), for DLC/Ti – according to formula (4). The results of the  $K_{IC}$  calculation are seen in Table 3. The presence of a harder titanium sublayer reduces the  $K_{IC}$  by 33 %, as it reduces stress relaxation.

**Conclusion.** During the research, the influence of a sublayer of different hardness on the structure, mechanical properties and fracture toughness of diamond-like coatings was studied. A difference in the structure and roughness of the DLC surface has been established – the copper sublayer leads to a decrease in the relief and surface roughness compared to titanium. The mechanical properties of DLC decrease with increasing indentation depth. The microhardness of the coatings is almost the same. The elastic modulus is higher for the DLC/Ti system.

Deformation and cracking of DLC during nanoindentation at a maximum load (10 mN) occurs at a load of 1.8 mN (with a titanium sublayer) and 2.8 mN (with a copper sublayer). The AFM study showed different types of deformation, which made it possible to select the correct model for calculating fracture toughness. The presence of a softer copper sublayer increases the  $K_{IC}$  of the coating from 0.16 to 0.49  $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ .

The use of high-precision probe methods for determining the fracture toughness of coatings – the nanoindentation method (for obtaining indentations) and the atomic force microscopy method (for visualizing indentation imprints) allows expanding the possibilities of using coatings in microelectronics for protection against mechanical damage, in contacting and rubbing surfaces.

## References

1. Robertson J. Diamond-like amorphous carbon. *Materials Science and Engineering: R: Reports*, 2002, vol. 37, iss. 4–6, pp. 129–281. [https://doi.org/10.1016/S0927-796X\(02\)00005-0](https://doi.org/10.1016/S0927-796X(02)00005-0)
2. Kumar S., Dwivedi N., Rauthan C. M. S., Panwar O. S. Properties of nitrogen diluted hydrogenated amorphous carbon (n-type a-C:H) films and their realization in n-type a-C:H/p-type crystalline silicon heterojunction diodes. *Vacuum*, 2010, vol. 84, iss. 7, pp. 882–889. <http://doi.org/10.1016/j.vacuum.2009.12.003>

3. Godet C., Kumar S., Chu V. Field-enhanced electrical transport mechanisms in amorphous carbon films. *Philosophical Magazine*, 2003, vol. 83, no. 29, pp. 3351–3365. <https://doi.org/10.1080/1478643031001605010>
4. Zhou Z. B., Cui R. Q., Pang Q. J., Hadi G. M., Ding Z. M., Li W. Y. Schottky solar cells with amorphous carbon nitride thin films prepared by ion beam sputtering technique. *Solar Energy Materials and Solar Cells*, 2002, vol. 70, iss. 4, pp. 487–493. [https://doi.org/10.1016/S0927-0248\(01\)00086-1](https://doi.org/10.1016/S0927-0248(01)00086-1)
5. Dwivedi N., Kumar S., Rauthan C. M. S., Panwar O. s., Siwach P. K. Photoluminescence and electrical conductivity of silicon containing multilayer structures of diamond like carbon. *Journal of Optoelectronics and Advanced Materials*, 2009, vol. 11, pp. 1618–1626.
6. Weiser P. S., Praver S., Manory R. R., Hoffman A., Evans P. J., Paterson P. J. K. Chemical vapour deposition of diamond onto steel: the effect of a Ti implant layer. *Surface and Coatings Technology*, 1995, vol. 71, iss. 2, pp. 167–172. [https://doi.org/10.1016/0257-8972\(94\)01016-C](https://doi.org/10.1016/0257-8972(94)01016-C)
7. Chen J. J. Indentation-based methods to assess fracture toughness for thin coatings. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2012, vol. 45, no. 20, art. ID 203001. <https://doi.org/10.1088/0022-3727/45/20/203001>
8. Chen J. J., Bull S. J. Indentation Fracture and Toughness Assessment for Thin Optical Coatings on Glass. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2007, vol. 40, no. 18, pp. 5401–5417. <https://doi.org/10.1088/0022-3727/40/18/S01>
9. Xinjie Chen, Yao Du, Yip-Wah Chung. Commentary on using H/E and  $H^3/E^2$  as proxies for fracture toughness of hard coatings. *Thin Solid Films*, 2019, vol. 688, art. ID 137265. <https://doi.org/10.1016/j.tsf.2019.04.040>
10. Faisal N. H., Ahmed R., Prathuru A. K., Spence S., Hossain M., Steel J. A. An improved Vickers indentation fracture toughness model to assess the quality of thermally sprayed coatings. *Engineering Fracture Mechanics*, 2014, vol. 128, pp. 189–204. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2014.07.015>
11. Jiefang Wang, Tiantian Shao, Xiaolong Cai, Lisheng Zhong, Nana Zhao, Yunhua Xu. Study on Microstructure and Fracture Toughness of TaC Ceramic Coating on HT300. *Advanced Materials Research*, 2015, vols. 1120–1121, pp. 740–744. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.1120-1121.740>
12. Zhaoliang Qu, Kai Wei, Qing He, Rujie He, Yongmao Pei, Shixing Wang, Daining Fanga. High temperature fracture toughness and residual stress in thermal barrier coatings evaluated by an *in-situ* indentation method. *Ceramics International*, 2018, vol. 44, iss. 7, pp. 7926–7929. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2018.01.230>
13. Kataria S., Srivastava S. K., Kumar P., Srinivas G., Siju, Khan J., Sridhar Rao D. V., Barshilia H. C. Nanocrystalline TiN coatings with improved toughness deposited by pulsing the nitrogen flow rate. *Surface and Coatings Technology*, 2012, vol. 206, iss. 19–20, pp. 4279–4286. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2012.04.040>
14. Jianning Ding, Yonggang Meng, Shizhu Wen. Mechanical properties and fracture toughness of multilayer hard coatings using nanoindentation. *Thin Solid Films*, 2000, vol. 371, iss. 1–2, pp. 178–182. [https://doi.org/10.1016/S0040-6090\(00\)01004-X](https://doi.org/10.1016/S0040-6090(00)01004-X)
15. Malzbender J., With G. Energy dissipation, fracture toughness and the indentation load-displacement curve of coated materials. *Surface and Coatings Technology*, 2000, vol. 135, iss. 1, pp. 60–68. [https://doi.org/10.1016/S0257-8972\(00\)00906-3](https://doi.org/10.1016/S0257-8972(00)00906-3)
16. Schiffmann K. I. Determination of fracture toughness of bulk materials and thin films by nanoindentation: comparison of different models. *Philosophical Magazine*, 2011, vol. 91, iss. 7–9, pp. 1163–1178. <https://doi.org/10.1080/14786435.2010.487984>
17. Schwan J., Ulrich S., Batori V., Ehrhardt H., Silva S. R. P. Raman spectroscopy on amorphous carbon films. *Journal of Applied Physics*, 1996, vol. 80, pp. 440–447. <https://doi.org/10.1063/1.362745>
18. Ferrari A. C., Robertson J. Interpretation of Raman spectra of disordered and amorphous carbon. *Physical Review B*, 2000, vol. 61, iss. 20, pp. 4095–4107. <https://doi.org/10.1103/PhysRevB.61.14095>
19. Cloutier M., Harnagea C., Hale P., Seddiki O., Rosei F., Mantovani D. Long-term stability of hydrogenated DLC coatings: Effects of aging on the structural, chemical and mechanical properties. *Diamond and Related Materials*, 2014, vol. 48, pp. 65–72. <https://doi.org/10.1016/j.diamond.2014.07.002>
20. Robertson J., O'Reilly E. P. Electronic and atomic structure of amorphous carbon. *Physical Review B*, 1987, vol. 35, iss. 6, pp. 2946–2957. <https://doi.org/10.1103/PhysRevB.35.2946>
21. Tuinstra F., Koenig J. L. Raman spectrum of graphite. *Journal of Chemical Physics*, 1970, vol. 53, iss. 3, pp. 1126–1130. <https://doi.org/10.1063/1.1674108>
22. Salvadori M. C., Martins D. R., Cattani M. DLC coating roughness as a function of film thickness. *Surface and Coatings Technology*, 2006, vol. 200, iss. 16–17, pp. 5119–5122. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2005.05.030>
23. Meng W. J., Gillispie B. A. Mechanical properties of Ti-containing and W-containing diamondlike carbon coatings. *Journal of Applied Physics*, 1998, vol. 84, iss. 8, pp. 4314–4321. <https://doi.org/10.1063/1.368650>
24. Li X., Bhushan B. Evaluation of fracture toughness of ultra-thin amorphous carbon coatings deposited by different deposition techniques. *Thin Solid Films*, 1999, vol. 355–356, pp. 330–336. [http://dx.doi.org/10.1016/S0040-6090\(99\)00446-0](http://dx.doi.org/10.1016/S0040-6090(99)00446-0)

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-280-292>

УДК 666.3-127.7



Оригинальная статья

Д. В. Соловей\*, П. С. Гринчук, М. В. Кияшко, А. В. Акулич

*Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси,  
ул. П. Бровки, 15, 220072, Минск, Республика Беларусь*

**КЕРАМОМАТРИЧНЫЙ КОМПОЗИТ ИЗ КАРБИДА КРЕМНИЯ  
И ДОПИРОВАННОГО АЗОТОМ НАНОСТРУКТУРИРОВАННОГО УГЛЕРОДА  
ДЛЯ ЭЛЕКТРОДОВ СУПЕРКОНДЕНСАТОРОВ**

**Аннотация.** Представлены результаты исследований по получению пористого керамоматричного композитного материала C–N/SiC из карбида кремния и допированного азотом наноструктурированного углерода. Материал сформирован посредством прессования микропорошка (1 мкм) карбида кремния и пропитки раствором карбамида (источник азота) в фенолформальдегидном лаке (источник углерода), сушки и пиролиза в атмосфере азота. Получена максимальная при 50 °С концентрация карбамида в растворе (16 мас.%) с вязкостью 134,3 мПа·с. Термогравиметрический анализ в азоте высушенного раствора выявил многостадийное разложение с остаточной массой C–N 48 % при 1000 °С. Исследования элементного состава показали содержание азота 1,4 мас.% в композите C–N/SiC (до 7 % от активной массы C–N). В структуре композита углерод-азотный слой C–N (до 12 мас.%), распределенный внутри пор матрицы и покрывающий зерна SiC, является рентгеноаморфным и обладает комплексным наноразмерным рельефом со средним размером пор 1,0–1,5 нм. По данным электрохимических исследований удельная емкость материала C–N/SiC и активного слоя C–N составляет 16,84 и 153,2 Ф/г соответственно, а эквивалентное сопротивление тестовой суперконденсаторной ячейки с электродами C–N/SiC равно 0,567 Ом для образцов с максимальным допированием. Electrodes работают по сорбционно-десорбционному механизму накопления и отдачи заряда, что характерно для классического суперконденсатора, работающего на двойном электрическом слое без присутствия окислительно-восстановительных реакций на электродах. Выявлено влияние технологических режимов пиролиза на электрофизические параметры ячейки: более низкие значения температуры пиролиза и давления азота в камере позволяют повысить удельную емкость материала и понизить эквивалентное сопротивление ячейки. Полученные результаты демонстрируют возможность применения C–N/SiC-материала для изготовления электродов суперконденсаторов.

**Ключевые слова:** керамоматричный композит, карбид кремния, азотное допирование, наноструктурированный углерод, суперконденсатор

**Благодарности:** работа выполнена при финансовой поддержке Белорусского республиканского фонда фундаментальных исследований (грант № T21ЭТ-006). Авторы выражают благодарность заведующему лабораторией синтеза и анализа микро- и наноразмерных материалов Института тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси С. А. Филатову за помощь в определении удельной поверхности материалов, а также научному сотруднику лаборатории теплофизических измерений Института тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси К. В. Николаевой за помощь в проведении термогравиметрических исследований.

**Конфликт интересов:** авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

**Информация об авторах:** Соловей Дмитрий Владимирович\* – кандидат технических наук, старший научный сотрудник лаборатории радиационно-конвективного теплообмена Института тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси. E-mail: solovei@hmti.ac.by; Гринчук Павел Семенович – член-корреспондент Национальной академии наук Беларуси, доктор физико-математических наук, заведующий отделением термофизики и заведующий лабораторией радиационно-конвективного теплообмена Института тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси. <https://orcid.org/0000-0002-4124-3186>. E-mail: gps@hmti.ac.by; Кияшко Михаил Викторович – научный сотрудник лаборатории радиационно-конвективного теплообмена Института тепло- и массообмена А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси. E-mail: manilmsteen@tut.by; Акулич Андрей Владимирович – научный сотрудник лаборатории радиационно-конвективного теплообмена Института тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси. <https://orcid.org/0000-0002-3236-7742>. E-mail: akulich.av@mail.ru

**Вклад авторов:** Соловей Дмитрий Владимирович – разработка концепции и научной идеи, постановка исследовательских целей и задач, разработка методологии и планирование исследований, сбор, анализ и обобщение литературных данных, разработка дизайна экспериментального исследования, синтез композитного материала, проведение электрохимических измерений, сбор, анализ и систематизация полученных экспериментальных данных, проведение сравнительного анализа и обобщение результатов исследований, формулировка выводов и интерпретация

\*Автор, ответственный за переписку / Corresponding author.



результатов; написание текста рукописи, редактирование, оформление, работа с графическим материалом; *Гринчук Павел Семенович* – обоснование концепции и научной идеи, редактирование текста рукописи; *Кияшко Михаил Викторович* – экспериментальная подготовка образцов, проведение рентгеноструктурных исследований, анализ и систематизация полученных экспериментальных данных, обобщение результатов исследований, написание текста рукописи, критический пересмотр и редактирование текста рукописи, работа с графическим материалом; *Акулич Андрей Владимирович* – подготовка образцов для анализа, механическая обработка.

**Для цитирования:** Керамоматричный композит из карбида кремния и допированного азотом наноструктурированного углерода для электродов суперконденсаторов / Д. В. Соловей [и др.] // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2023. – Т. 68, № 4. – С. 280–292. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-280-292>

Поступила в редакцию: 24.03.2023

Доработанный вариант: 24.11.2023

Утверждена к публикации: 30.11.2023

Подписана в печать: 15.12.2023

### Original article

**Dmitry V. Solovei\*, Pavel S. Grinchuk, Mikhail V. Kiyashko, Andrei V. Akulich**

*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*

### **CERAMIC MATRIX COMPOSITE BASED ON SILICON CARBIDE AND NANOSTRUCTURED NITROGEN-DOPED CARBON FOR SUPERCAPACITOR ELECTRODES**

**Abstract.** The results of studies on the production of a porous ceramic-matrix composite material C–N/SiC from silicon carbide and nitrogen-doped nanostructured carbon for subsequent use as supercapacitor electrodes are presented. The material is formed by pressing silicon carbide micropowder (1 μm) and impregnating with a solution of carbamide (nitrogen source) in phenol-formaldehyde varnish (carbon source), curing and pyrolysis in a nitrogen atmosphere. The maximum concentration of carbamide was obtained in the solution (16 wt.%) at 50 °C with a viscosity of 134.3 mPa·s. Thermogravimetric analysis in nitrogen of the cured solution revealed multistage decomposition with a residual mass of C–N of 48 % at 1000 °C. Studies of the elemental composition showed a nitrogen content of 1.4 wt.% in C–N/SiC composite (up to 7 % of C–N active mass). In the composite structure, the C–N carbon-nitrogen layer (up to 12 wt.%) distributed inside the matrix pores and covering the SiC grains is X-ray amorphous has a complex nanoscale relief with an average pore size of 1.0–1.5 nm. According to electrochemical studies, the specific capacitance of the C–N/SiC material and the C–N active layer is 16.84 and 153.2 F/g respectively, and the equivalent resistance of the test supercapacitor cell with C–N/SiC electrodes is 0.567 Ohm for samples with maximum doping. The electrodes operate according to the sorption-desorption mechanism of charge accumulation and release, which is typical for a classic supercapacitor based on a double electric layer without the presence of redox reactions on the electrodes. The influence of technological regimes of pyrolysis on the electrophysical parameters of the cell is revealed: lower values of the pyrolysis temperature and nitrogen pressure in the chamber lead to an increase of the material specific capacitance and reduction of the cell equivalent resistance. The obtained results demonstrate the possibility of utilizing C–N/SiC material for the manufacture of supercapacitor electrodes.

**Key words:** ceramic matrix composite, silicon carbide, nitrogen doping, nanostructured carbon, supercapacitor

**Acknowledgements:** this work was supported by the Belarusian Republican Foundation for Fundamental Research (grant no. T21ET-006). The authors are grateful to Dr. Sergei A. Filatov, Head of the Laboratory for Synthesis and Analysis of Micro- and Nanosized Materials at A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, for assistance in determining of the materials specific surface area, and to K. V. Nikolaeva, Researcher of the Laboratory of Thermophysical Measurements at A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, for assistance in thermogravimetric research.

**Conflict of interest:** the authors declare that there is no conflict of interest.

**Information about the authors:** *Dmitry V. Solovei\** – Cand. Sci. (Engineering), Senior Researcher in the Radiation-Convective Heat Exchange Laboratory at A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus. E-mail: [solovei@hmti.ac.by](mailto:solovei@hmti.ac.by); *Pavel S. Grinchuk* – Corresponding Member of the National Academy of Sciences of Belarus, Dr. Sci. (Physics and Mathematics), Head of the Department of Thermophysics and Head of the Radiation-Convective Heat Exchange Laboratory at A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus. <https://orcid.org/0000-0002-4124-3186>. E-mail: [gps@hmti.ac.by](mailto:gps@hmti.ac.by); *Mikhail V. Kiyashko* – Researcher of the Radiation-Convective Heat Exchange Laboratory at A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus. E-mail: [manilmsteen@tut.by](mailto:manilmsteen@tut.by); *Andrei V. Akulich* – Researcher of the Radiation-Convective Heat Exchange Laboratory at A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus. <https://orcid.org/0000-0002-3236-7742>. E-mail: [akulich.av@mail.ru](mailto:akulich.av@mail.ru)

**Contribution of the authors:** *Dmitry V. Solovei* – creation of a concept and scientific idea, research goals and objectives, development of methodology and research planning, collection, analysis and generalization of literature data, design development of an experimental research, synthesis of a composite material, electrochemical measurements, collection, analysis and systematization of the obtained experimental data, comparative analysis and summarizing of the research results, formulating conclusions and interpreting the results, work with graphic material; *Pavel S. Grinchuk* – substantiation of the

concept and scientific idea, editing the text of the manuscript; *Mikhail V. Kiyashko* – experimental preparation of samples, X-ray diffraction studies, analysis and systematization of the obtained experimental data, generalization of research results, writing the text of the manuscript, critical review and editing of the text of the manuscript, work with graphic material; *Andrei V. Akulich* – preparation of samples for analysis, mechanical processing.

**For citation:** Solovei D. V., Grinchuk P. S., Kiyashko M. V., Akulich A. V. Ceramic matrix composite based on silicon carbide and nanostructured nitrogen-doped carbon for supercapacitor electrodes. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-tekhnichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2023, vol. 68, no. 4, pp. 280–292 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-280-292>

Received: 24.03.2023

Modified version: 24.11.2023

Approved for publication: 30.11.2023

Signed to the press: 15.12.2023

**Введение.** Развитие современного материаловедения в области суперконденсаторных накопителей электрической энергии сводится к двум основным направлениям: создание новых материалов как таковых и внедрение дополнительных примесей в уже существующие материалы. В качестве основного химического элемента, применяемого в суперконденсаторах выступает углерод, а точнее его различные аллотропные формы (активированные угли, технический углерод, нанопористый углерод, нанотрубки, графен и т. д.). Создание нового углеродного материала с улучшенными характеристиками – очень трудоемкий и длительный процесс, поэтому для повышения энергоемких свойств уже имеющихся материалов применяется дополнительное допирование углерода азотом. В последнее десятилетие было доказано, что допированные азотом углеродные материалы (ДАУМ) являются многообещающими для увеличения емкости без значительного ущерба для высокой скорости зарядки и длительности срока службы [1]. Также новые ДАУМ демонстрируют хорошую электронную проводимость, и их легко производить с низкими затратами [2, 3]. Кроме того, за последние несколько лет азот стал наиболее изученным легирующим гетероатомом для углеродсодержащих электродных материалов. Допирование азотом приводит к увеличению удельной поверхности углеродного материала через увеличение пористости, что напрямую влияет на емкость [6]. Повышенное содержание азота способствует улучшению смачивания поверхности электролитом и прониканию жидкости в нанометровые поры [7, 8]. При встраивании в графеновую плоскость атом азота может создавать некоторые функциональные группы: нитрозогруппу (NO), аминогруппу (NH<sub>2</sub>), цианогруппу (CN) и др. Данные группы выступают центрами в окислительно-восстановительных реакциях [9], что приводит к появлению фарадеевских процессов и в целом позволяет повысить емкость допированного материала от 100–150 до 400–800 Ф/г [8]. Также одно из преимуществ создания данных групп связано с проявлением электрофильных свойств, что способствует лучшей адсорбции и взаимодействию с отрицательно заряженными ионами электролита [10].

Методы допирования азотом углеродных материалов, применяемых для суперконденсаторов, можно условно разделить на полностью высокотемпературные (химические газофазные, или CVD), низкотемпературные (химические жидкостные) с последующим отжигом (карбонизацией) при высоких температурах, методы пиролиза в азотной атмосфере и электродуговые. Процесс CVD сам по себе часто используется для синтеза углеродных наноматериалов (нанотрубки, графен, нановолокна и др.). Температура процесса составляет 800–1100 °С, а в качестве исходных компонентов применяются углерод- и азотсодержащие газы (CH<sub>4</sub>, CH<sub>3</sub>CN), дополнительно к которым в зону реакции добавляются азотсодержащие прекурсоры (газообразный аммиак и др.) [11, 12]. Такими методами можно получить содержание азота до 3 %. В [13] показано, что использование смеси паров полистирола и мочевины, вводимых в CVD-реактор с помощью газа носителя H<sub>2</sub>/Ar, позволяет поднять содержание азота в материале до 4,8 ат.%, а с применением различных органических прекурсоров можно достичь значений до 10 ат.%.

Химические жидкостные методы основаны на низкотемпературной (60–180 °С) химической реакции углерод- и азотсодержащих компонентов и последующей карбонизации продукта при более высоких температурах (обычно до 1000 °С). Так, в [14] в качестве источника углерода и азота использовался анилин, который смешивался с водным раствором соляной кислоты и хлоридом железа (катализатор), затем после полимеризации при 100 °С и сушки полученный продукт карбонизировался при 900 °С в атмосфере азота. Таким образом, формировался порошок

мезопористого материала, содержащего углерод (94,54 %), допированный азотом (2,61 %), и кислород. В [15] приготавливалась смесь углеродных нановолокон и пиррола в водном растворе пероксодисульфата аммония, служащего основным источником азота. После полимеризации отфильтрованный остаток промывался в этаноле и воде, просушивался при 60 °С, а затем карбонизировался при температурах от 500 до 1100 °С в атмосфере азота для получения допированных углеродных нановолокон. Содержание азота, полученное данным методом, составляло от 4 до 12 %, причем уменьшалось с повышением температуры карбонизации. В других работах проводили химическое допирование оксида графена с помощью этилендиамина [16], гидразина [17] и глюкозамина [18]. В конечном материале, получаемом описанными методами, количество азота может достигать 18 %.

В методах высокотемпературного пиролиза органических полимеров прекурсорами могут служить винилпиридиновые каучуки, фенолформальдегидные смолы, как в чистом виде, так и содержащие азотные компоненты. Так, в результате пиролиза винилпиридина в азотной атмосфере при температурах 500–1000 °С в [19, 20] получено количество азота в конечном материале от 1,9 до 7,3 %. В [6] путем пиролиза фенольной смолы в атмосфере аммиака при температурах 500–800 °С получали ДАУМ с содержанием азота 5–12 % в зависимости от технологических режимов обработки (температура, скорость потока газа). В [21] в качестве исходного полимера использовался полииндол, который смешивался со щелочью КОН и пиролизировался в азотной атмосфере при температурах до 700 °С, что дало содержание азота в конечном материале до 7,5 %. При использовании меламинсодержащей формальдегидной смолы исследователи смогли повысить содержание азота в конечном материале до 20,9 % [22].

Еще одним методом получения ДАУМ является использование дугового разряда в азотсодержащей атмосфере. Например, в [23] с помощью дугового разряда между графитовыми электродами в атмосфере аммиака были получены многослойные графеновые чешуйки допированные азотом, а в [24] в атмосфере азота были получены углеродные нановискеры с содержанием азота порядка 6,3 %. Однако данный метод обладает наименьшей из перечисленных методов производительностью и обеспечивает в среднем наименьшее содержание азота в ДАУМ: как правило, 1–3 % [25].

Авторами данной статьи ранее был разработан керамический матричный композитный материал на основе карбида кремния и наноструктурированного углерода с физическими параметрами, подходящими для использования в суперконденсаторах [26, 27].

*Цель данного исследования* – допирование функционального углеродного слоя композита азотом для улучшения энергофизических параметров материала электродов.

**Экспериментальные методики и материалы.** Композитный материал электродов C–N/SiC изготавливался из коммерческого монодисперсного порошка карбида кремния марки M1 со средним размером зерен порядка 1 мкм. Заготовки электродов с размерами 107 × 107 мм и толщиной 4 мм получали путем прессования смеси порошка M1 (80 мас.%) со связующим – раствором бакелитового лака ЛБС-1 (ГОСТ 901-78 «Лаки бакелитовые. Технические условия») в изопропиловом спирте, при давлении 1,0–1,2 МПа с последующей сушкой в вентилируемом шкафу для удаления спирта и летучих компонентов лака. Полученные заготовки имели открытую пористость 55 % и содержали 2,8 мас.% сухого остатка бакелитового лака внутри микропористой матрицы карбида кремния (97,2 мас.%). Для введения в ее поры дополнительного углерода и азота проводилась пропитка заготовок бакелитовым лаком ЛБС-1, в котором был растворен карбамид как источник азота. Содержание карбамида в растворе задавалось равным 0, 10, 13 и 16 мас.% для различных образцов. Пропитка осуществлялась в автоклавной установке с использованием газообразного азота при избыточном давлении 0,35 МПа. После пропитки и сушки образцы пиролизировались в атмосфере азота при различных температурах (900, 1000 и 1200 °С) и остаточных давлениях 100 и 400 мм рт. ст. Содержание пиролизованного остатка C–N в полученном композите C–N/SiC рассчитывалось по массе образца перед пропиткой и после пиролиза и составляло 11–13 мас.% в зависимости от условий его приготовления.

Для контроля эффективности пропитки при различных концентрациях раствора измерялась его динамическая вязкость с помощью вискозиметра Brookfield DVE Viscometer (Brookfield

АМЕТЕК, США). Термогравиметрический анализ высушенного при 120 °С раствора проводился с помощью дериватографа NETZSCH STA 449F3 (NETZSCH, Германия) в атмосфере азота при температуре от комнатной до 1100 °С. Морфология, микроструктура, фазовый и элементный состав композита C–N/SiC исследовались с помощью рентгеновского дифрактометра ADANI PowDix600 (ADANI, РБ) с  $\text{CuK}_\alpha$ -излучением и сканирующего электронного микроскопа (СЭМ) Leo-1420 при ускоряющем напряжении 10 кВ с применением энергодисперсионного анализа рентгеновского излучения (EDX). Удельная поверхность определялась методом адсорбции азота с помощью анализатора ASAP2020 (Micromeritics Instruments Corporation, США) и оценки по модели BET. Для изготовления тестовых суперконденсаторных ячеек к образцам полученных электродов припаивались титановые выводы. Пайка осуществлялась в вакууме с применением свинцового припоя. Электрохимические исследования проводились по двухэлектродной схеме с водным тестовым электролитом на основе раствора сульфата натрия 1М под контролем высокоточного источника-измерителя Keithley 2460 (Tektronix, Великобритания), с программным обеспечением Kickstart 2 от производителя и коммутационным блоком, обеспечивающим подключение ячейки к прибору.

**Азотное допирование углеродного компонента композита.** Технология получения разработанного ранее композитного C/SiC материала [26, 27] включает пропитку пористой карбидокремниевой матрицы бакелитовым лаком ЛБС-1, конвертируемым в углерод в результате сушки и высокотемпературного пиролиза в атмосфере азота. Допирование углерода азотом в данном технологическом процессе возможно с помощью введения азотсодержащего компонента в бакелитовый лак перед пропиткой. В процессе последующего пиролиза атомы азота встраиваются в структуру углеродного компонента, и формируется композитный материал C–N/SiC.

В качестве источника азота в настоящей работе применялся диамид угольной кислоты  $(\text{NH}_2)_2\text{CO}$ , известный также как карбамид (мочевина), который представляет собой белые кристаллы, хорошо растворимые в полярных растворителях (вода, спирты). В карбамиде на каждый атом углерода приходится два атома азота (всего 46,63 мас.%), ион  $\text{NH}_2^-$  является азотным нуклеофилом и вступает в реакцию замещения при термическом разложении органического полимерного источника углерода [28].

Так как для эффективной пропитки микропористой матрицы необходима низкая вязкость лака, он предварительно нагревался до температуры 50 °С в закрытой стеклянной таре при постоянном перемешивании магнитной мешалкой, после чего в лак постепенно добавлялся кристаллический карбамид по мере его растворения. Максимальная растворимость карбамида, определяемая по наличию нерастворенного остатка, составила 16 мас.%, что соответствует 7,5 мас.% азота в растворе. Измеренная динамическая вязкость лака без добавления карбамида была равна 115,2 мПа·с при 50 °С, что в 3,4 раза меньше вязкости при комнатной температуре (394,1 мПа·с). Благодаря низкой вязкости обеспечивается полная пропитка матрицы, что подтверждается сравнением массы заготовок до и после пропитки. Значения вязкости при различной концентрации раствора представлены в табл. 1. Видно, что при добавлении карбамида вязкость возрастает, но незначительно по сравнению с ее температурным изменением.

Т а б л и ц а 1. Значения динамической вязкости (мПа·с) раствора карбамида в лаке ЛБС-1  
T a b l e 1. Dynamic viscosity values (mPa·s) of the carbamide solution in the varnish LBS-1

Концентрация карбамида, мас.%	Вязкость, мПа·с	
	при 21 °С	при 50 °С
0	394,1	115,2
10	397,6	123,8
13	433,5	127,4
16	468,1	134,3

Стадия пиролиза является определяющей при формировании допированного азотом углеродного C–N-слоя. При этом SiC-матрица служит химически инертной основой, а все особенности процесса обусловлены превращениями в высушенном остатке лака с карбамидом. Термогравиметрический

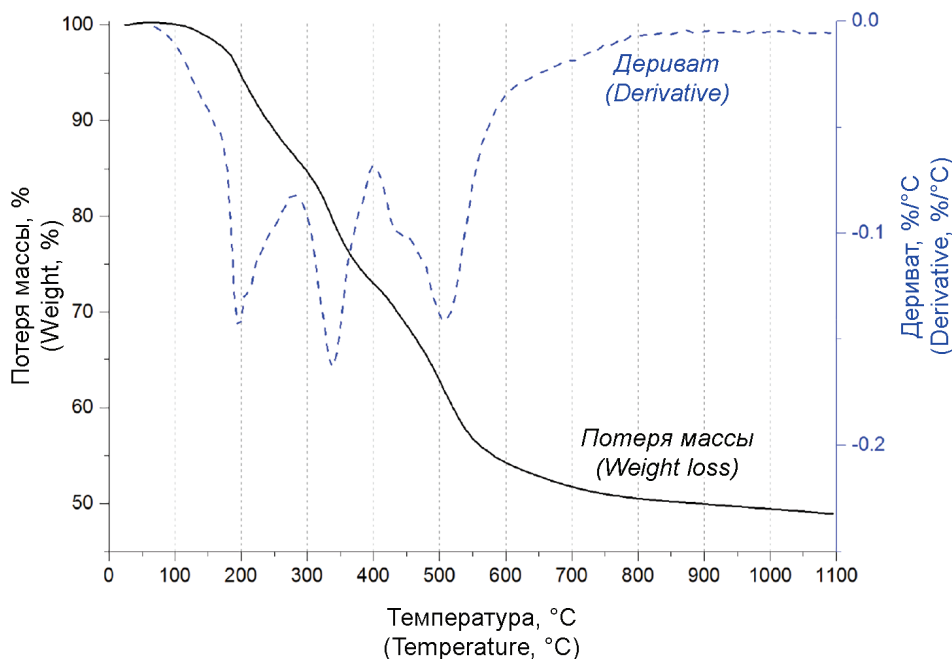


Рис. 1. Дериватограмма сухого раствора лака ЛБС-1 и карбамида, полученная в атмосфере азота

Fig. 1. Thermogravimetric data of the cured solution of LBS-1 varnish and carbamide carried out in a nitrogen atmosphere

анализ предварительно высушенного при 120 °С насыщенного раствора карбамида в лаке ЛБС-1 свидетельствует о сложном механизме термического разложения (рис. 1).

Основной унос летучих продуктов пиролиза происходит в интервале температур от 160 до 700 °С, в котором на кривой изменения массы наблюдается несколько слабовыраженных изгибов. Минимум ее производной при температуре около 505 °С характерен для пиролиза чистого бакелитового лака, рассмотренного авторами [29], а остальные особенности обусловлены присутствием карбамида. При температурах до 200 °С основными продуктами пиролиза карбамида являются биурет и аммиак, а также циануровая кислота и промежуточные соединения, такие как циановая кислота и аммелид [28]. Первый минимум на графике производной при 195 °С (см. рис. 1) объясняется преимущественно уносом аммиака из образца на данном этапе. Температура второго минимума 340 °С соответствует разложению меламина, образование которого также характерно при пиролизе карбамида [28], и циануровой кислоты, однако сложность процесса не позволяет по имеющимся данным уверенно судить о механизме пиролиза. При температурах выше 500 °С изменение массы образца лака с карбамидом имеет такой же характер, как при пиролизе чистого лака, однако выход углеродного остатка по массе оказывается несколько ниже. При 1000 °С относительная масса остатка составляет 49 % в случае с карбамидом и около 57 % – для чистого лака [29], что означает больший унос газовых компонентов из системы лак/карбамид.

**Морфология, микроструктура и элементный состав C–N/SiC-материала.** Характерные изображения СЭМ композитного материала с различным увеличением показаны на рис. 2. Композит представляет собой высокопористую структуру, состоящую из частиц карбида кремния с размерами в среднем порядка 1 мкм и выраженной угловатой формой (рис. 2, b), соединенных пиролизированным углеродным остатком с наноразмерной слоисто-чешуйчатой морфологией. По данным адсорбционного анализа, удельная поверхность материала C–N/SiC составляет порядка 142 м<sup>2</sup>/г со средним размером пор в углероде 1,0–1,5 нм. С учетом удельной поверхности исходного порошка М1 карбида кремния (15,6 м<sup>2</sup>/г) нижняя оценка эквивалентной удельной поверхности в пересчете на углеродный остаток дает значение 1092 м<sup>2</sup>/г, которое превышает соответствующий показатель ряда углеродных материалов (углеткань, стеклоуглерод, сажа) и характерно для нанопористого углерода (аэрогель, технический углерод, многослойный графен и др.) [27].

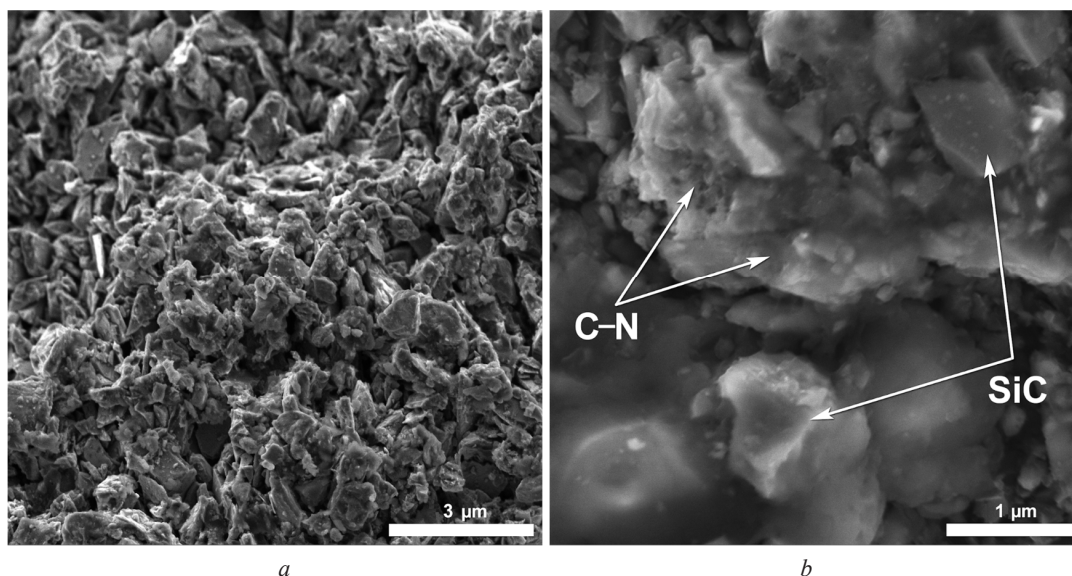


Рис. 2. СЭМ-изображения матричного композитного C–N/SiC материала: *a* –  $\times 20\,000$ ; *b* –  $\times 50\,000$

Fig. 2. SEM images of composite matrix C–N/SiC material: *a* –  $\times 20,000$ ; *b* –  $\times 50,000$

По результатам EDX-анализа (рис. 3) основными элементами материала C–N/SiC являются кремний, углерод, кислород и азот. Кремний и углерод составляют карбидокремниевую основу композита, избыток углерода относительно кремния принадлежит остатку от пиролиза лака с карбамидом, кислород присутствует преимущественно в окислах кремния на поверхности зерен исходного порошка SiC, азот внедрен в углеродный остаток при проведении технологических процессов допирования. В табл. 2 представлено количественное соотношение элементов на локальном участке поверхности излома. В среднем по данным EDX содержание азота в углеродном остатке достигает 7 мас.% в расчете на его массу, определенную по результатам взвешивания.

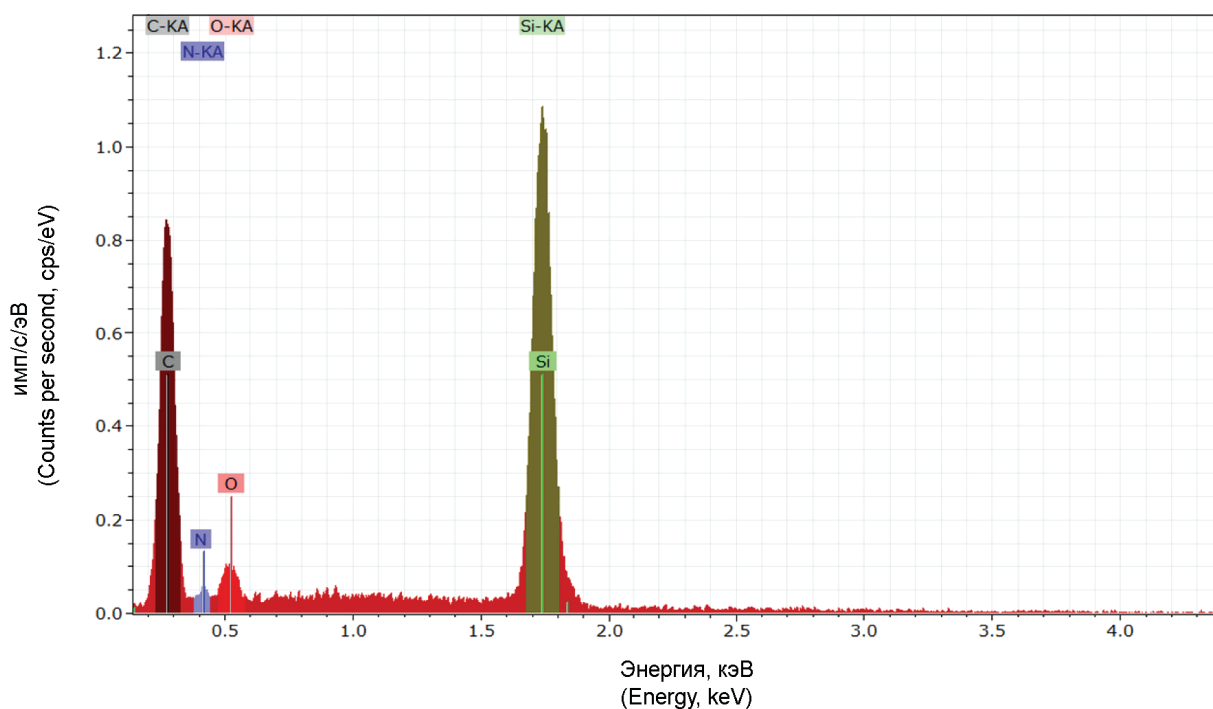


Рис. 3. Спектр EDX матричного композитного материала C–N/SiC

Fig. 3. EDX spectrum of composite matrix C–N/SiC material

Т а б л и ц а 2. Соотношение элементов в композитном материале C–N/SiC  
 Table 2. Elemental ratios in composite C–N/SiC material

Элемент композитного материала	Доля элемента в композитном материале	
	в мас.%	в ат.%
Si	51,7	32,4
C	40,4	58,8
O	6,5	7,0
N	1,4	1,8

С помощью рентгенодифракционного анализа в материале C–N/SiC обнаруживается только кристаллический карбид кремния, представленный двумя основными политипами 6H и 15R (рис. 4). Углеродный остаток от пиролиза лака не дает дифракционных максимумов, главный из которых мог бы ожидаться в диапазоне углов  $2\theta$  от  $20^\circ$  до  $30^\circ$  (семейство плоскостей (002) структуры графита). Это свидетельствует об аморфной структуре углеродного остатка. Аналогичный результат был получен ранее при анализе композита C/SiC, синтезированного с использованием чистого бакелитового лака без допирования азотом [29].

Таким образом, метод допирования посредством растворения карбамида в лаке ЛБС-1, пропитки этим раствором SiC-матрицы и последующего пиролиза приводит к появлению в углеродном остатке азота, содержание которого можно варьировать подбором концентрации карбамида в растворе. Углеродный азотсодержащий остаток, пиролизированный в микро- и нанопорах карбидокремниевой матрицы, характеризуется высокой удельной поверхностью и размерами пор порядка 1 нм, благодаря чему имеет высокую эффективность в качестве активного C–N-слоя для электродов суперконденсатора.

**Электрохимические исследования композитного материала.** Для проведения электрохимических исследований и измерений регистрировались напряжение, ток и сопротивление в режиме четырехполюсника с частотой 24 измерения в секунду. Так как в тестах использовался водный электролит, максимальный потенциал ограничивался значением 1,2 В (потенциал разложения воды 1,23 В), а уровень тока задавался исходя из массового соотношения карбида кремния и допированного азотом углерода в материале электродов в расчете 10 мА на 1 г активного слоя C–N.

На рис. 5, а представлено семейство циклических вольт-амперных характеристик тестовой суперконденсаторной ячейки со скоростями развертки потенциала от 0,6 до 10,6 мВ/с. В интервале

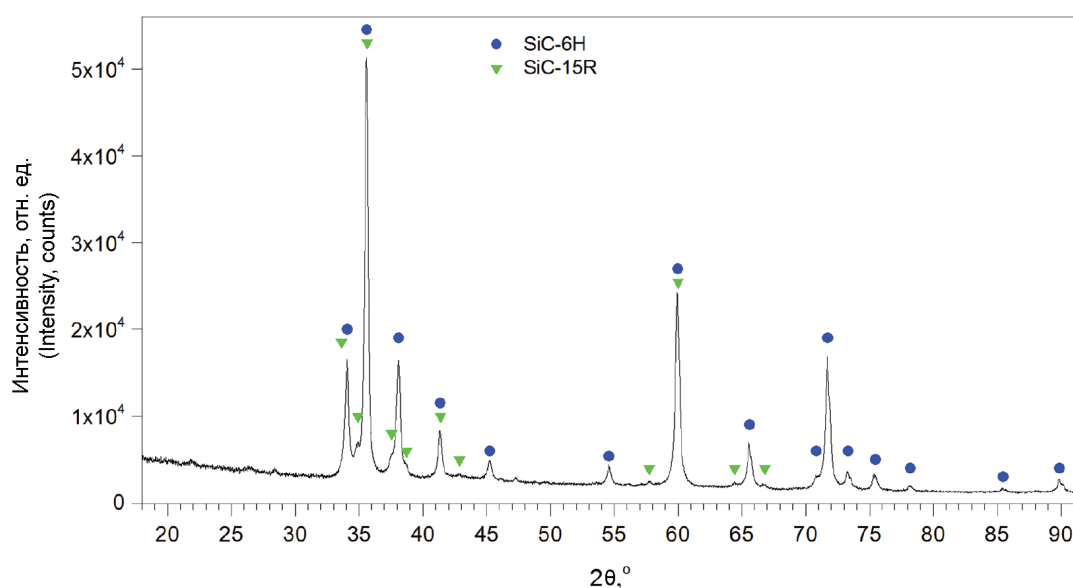


Рис. 4. Рентгеновская дифрактограмма матричного композитного материала C–N/SiC

Fig. 4. X-ray diffractogram of composite matrix C–N/SiC material

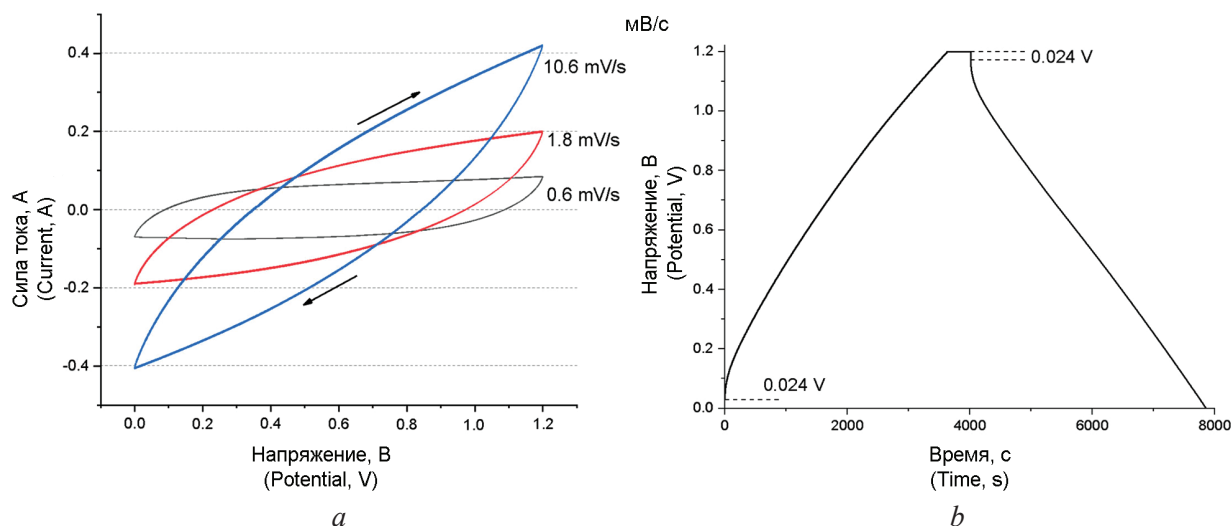


Рис. 5. Семейство циклических вольт-амперных характеристик тестовой суперконденсаторной ячейки, полученное при сканировании с разной скоростью развертки потенциала (а), и заряд-разрядная характеристика в гальваностатическом режиме измерения (б)

Fig. 5. Set of cyclic voltammograms of the test supercapacitor cell acquired at different scan rates (a) and charge-discharge curve in galvanostatic measurement mode (b)

от 0 до 1,2 В на кривых отсутствуют какие-либо пики или перегибы, вызванные окислительно-восстановительными реакциями (фарадеевскими процессами) на электродах. Это означает, что композитные С–N/SiC-электроды работают по сорбционно-десорбционному механизму накопления и отдачи заряда, что характерно для классического суперконденсатора, работающего на двойном электрическом слое. Изменение потенциала в процессе заряда и разряда ячейки при постоянном токе показано на рис. 5, б. Для данной ячейки рост потенциала во время заряда начинается с порогового значения 0,024 В, что определяется эквивалентным сопротивлением 0,567 Ом, так же как и пороговое значение при разряде (то же измеренное значение 0,024 В). Таким образом, максимальное рабочее напряжение ячейки составляет 1,176 В. Емкость ячейки, рассчитанная по длительности заряда и разряда, составляет 148,8 и 154,2 Ф соответственно. Разница обусловлена дозарядом во время выдержки при максимальном напряжении 1,2 В и определяется эквивалентным сопротивлением ячейки. Полученная при разряде величина больше соответствует действительной емкости, но для дальнейших расчетов удельных характеристик взято среднее 151,5 Ф (отклонение от него указанных значений составляет всего  $\pm 1,75\%$ ).

Удельная емкость ячейки (отношение емкости ячейки к полной массе электродов) равна 4,21 Ф/г в интервале 0–1,2 В. Удельная емкость электрода в четыре раза больше (16,84 Ф/г), так как применяемая в данной работе двухэлектродная схема измерения эквивалентна последовательному соединению двух конденсаторов, соответствующих двойному электрическому слою на каждом электроде. Поскольку в процессе накопления, удержания и отдачи электрического заряда принимает участие только функциональный С–N-слой композита, в то время как SiC выступает в качестве его механической поддержки, важной характеристикой является удельная емкость С–N-слоя, рассчитываемая по его массовой доле в материале электрода и равная 153,2 Ф/г.

Расчет энергетических параметров двухэлектродной суперконденсаторной ячейки с удельной емкостью 4,21 Ф/г и максимальным рабочим напряжением 1,2 В дает значения удельной запасаемой энергии и удельной мощности 0,842 Вт·ч/кг и 69,4 Вт/кг соответственно. При этом важно отметить, что удельная энергия зависит от рабочего напряжения и емкости ячейки, а удельная мощность – от рабочего напряжения и эквивалентного последовательного сопротивления ячейки. Следовательно, увеличение рабочего напряжения приведет к увеличению обоих энергетических параметров. Расчетная максимальная сила тока в короткозамкнутой цепи, ограниченная эквивалентным сопротивлением ячейки, равна 2,1 А.

В табл. 3 представлены электрофизические параметры тестовых ячеек и электродов в зависимости от условий их изготовления: концентрации карбамида в растворе с лаком на стадии



пропитки, а также температуры и давления азота при последующем пиролизе. При сопоставлении полученных данных можно выявить следующие общие тенденции:

для всех приведенных условий пиролиза добавление карбамида в лак улучшает все характеристики по сравнению с использованием чистого лака при пропитке (сопротивление ячейки снижается, емкостные параметры возрастают);

повышение концентрации карбамида приводит к увеличению емкости и снижению сопротивления ячейки для всех приведенных условий пиролиза, кроме случая с минимальными температурой 900 °С и давлением 100 мм рт. ст., когда увеличение концентрации с 13 до 16 мас.% приводит к росту сопротивления от 0,503 до 0,567 Ом (на 13 %);

удельная емкость С–N-слоя возрастает с увеличением концентрации карбамида при всех параметрах пиролиза, за исключением случая для 1000 °С и 400 мм рт. ст., когда при максимальной концентрации 16 мас.% удельная емкость (119,5 Ф/г) оказывается на 4 % меньше, чем при концентрации 13 мас.% (124,6 Ф/г). Схожая тенденция проявляется и для удельной емкости композита С–N/SiC;

повышение температуры пиролиза при прочих равных отрицательно сказывается на всех электрофизических параметрах. К примеру, при фиксированных значениях концентрации 16 мас.% и давления 400 мм рт. ст. емкостные характеристики после пиролиза при 1200 °С на 22–35 % ниже, чем после пиролиза при 1000 °С;

снижение давления в камере установки пиролиза при прочих равных параметрах приводит к улучшению электрофизических характеристик.

Т а б л и ц а 3. Электрофизические параметры электродов в зависимости от условий изготовления

Table 3. Electrophysical parameters of electrodes depending on the conditions of fabrication

Концентрация карбамида, мас.%	Температура пиролиза, °С	Давление азота, мм рт. ст.	Относительная масса С–N, %	Сопротивление ячейки, Ом	Емкость ячейки, Ф	Удельная емкость активного слоя С–N, Ф/г	Удельная емкость композита, Ф/г
0	1000	100	12,30	1,650	139,6	127,9	15,73
	1000	400	12,65	1,161	128,0	114,1	14,42
10	1000	400	12,16	0,701	122,5	115,8	14,08
	900	400	11,89	0,588	140,7	134,6	16,02
13	1000	100	11,14	0,638	143,4	149,2	16,63
	1000	400	11,54	0,702	128,6	124,6	14,36
	900	400	11,43	0,504	142,0	141,7	16,18
	900	100	11,69	0,503	146,0	141,4	16,53
16	1200	400	14,08	1,070	100,3	77,5	10,92
	1000	400	11,70	0,577	132,3	119,5	13,95
	900	100	11,48	0,567	154,2	153,2	16,84

Приведенные экспериментальные данные свидетельствуют о сложном и, вероятно, немонотонном характере зависимостей конечных электрофизических свойств от комплекса технологических параметров изготовления электродов. Для многофакторного анализа этих зависимостей полученные данные должны быть дополнены результатами более детальных исследований. Тем не менее можно констатировать, что допирование азотом активного углеродного слоя в композите С–N/SiC посредством добавления карбамида заметно улучшает характеристики электродов и суперконденсаторной ячейки, а именно приводит к повышению емкости и снижению сопротивления. Оптимизация технологического процесса по отношению к данным характеристикам должна быть направлена в сторону повышения концентрации карбамида в лаке, снижения температуры и давления пиролиза. Менее глубокий пиролиз при пониженной температуре должен способствовать сохранению большего количества азота, связанного с атомами углерода. Понижение давления азота при пиролизе, по всей вероятности, приводит к увеличению удельной поверхности активного слоя из-за образования большего количества нанопор, что, в свою очередь, напрямую влияет на увеличение емкости электрода и суперконденсаторной ячейки.

**Заклучение.** Разработана лабораторная методика допирования азотом керамоматричного композитного материала с использованием раствора карбамида в фенолформальдегидном лаке ЛБС-1. Определено влияние растворенного карбамида на процесс пиролиза лака в азотной атмосфере, сопровождающийся дополнительным выделением аммиака и потерей массы, в результате чего выход углеродного остатка оказывается приблизительно на 8 % меньшим по сравнению с пиролизом чистого лака. Вместе с тем в процессе пиролиза азот встраивается в атомную структуру углеродного остатка, о чем свидетельствуют данные элементного анализа. Характерное содержание азота в композите C–N/SiC составляет единицы процентов (до 7 % от массы углеродного C–N-остатка). Допированный азотом углеродный остаток, сформированный в результате пиролиза в порах карбидокремниевой матрицы, имеет рентгеноаморфную структуру и наноразмерную слоисто-чешуйчатую морфологию с развитой удельной поверхностью 1092 м<sup>2</sup>/г и размерами пор порядка 1 нм. Результаты электрохимических исследований тестовой суперконденсаторной ячейки показали существенное улучшение основных параметров (повышение емкостных характеристик и снижение эквивалентного сопротивления) при использовании электродов с функциональным C–N-слоем по сравнению с электродами C/SiC без азотного допирования. Эффективность электродов C–N/SiC возрастает при увеличении содержания карбамида в лаке на стадии пропитки карбидокремниевой матрицы, а также при снижении температуры и давления на стадии пиролиза. Удельная емкость изготовленных электродов составляет порядка 17 Ф/г, что обеспечивает величину удельной энергии, запасаемой двухэлектродной суперконденсаторной ячейкой с рабочим напряжением 1,2 В, равную 0,842 Вт·ч/кг. Соответствующая удельная мощность составляет 69,4 Вт/кг.

Полученные результаты демонстрируют возможность применения C–N/SiC-материала при изготовлении электродов суперконденсаторов для электротранспорта.

#### Список использованных источников

1. Review on recent advances in nitrogen-doped carbons: preparations and applications in supercapacitors / Yuanfu Deng [et al.] // *J. Mater. Chem. A.* – 2016. – Iss. 4. – P. 1144–1173. <https://doi.org/10.1039/c5ta08620e>
2. Carbons and Electrolytes for Advanced Supercapacitors / F. Béguin [et al.] // *Adv. Mater.* – 2014. – Vol. 26. – P. 2219–2251. <https://doi.org/10.1002/adma.201304137>
3. Recent advancement of nanostructured carbon for energy applications / Zhibin Yang [et al.] // *Chem. Rev.* – 2015. – Vol. 115, № 11. – P. 5159–5223. <https://doi.org/10.1021/cr5006217>
4. Evolution of nitrogen functionalities in carbonaceous materials during pyrolysis / J. R. Pels [et al.] // *Carbon.* – 1995. – Vol. 33, iss 11. – P. 1641–1653. [https://doi.org/10.1016/0008-6223\(95\)00154-6](https://doi.org/10.1016/0008-6223(95)00154-6)
5. Nitrogen-doped carbon materials / Michio Inagaki [et al.] // *Carbon.* – 2018. – Vol. 132. – P. 104–140. <https://doi.org/10.1016/j.carbon.2018.02.024>
6. Surface chemistry, pore sizes and adsorption properties of activated carbon fibers and precursors treated with ammonia / C. L. Mangun [et al.] // *Carbon.* – 2001. – Vol. 39, iss. 12. – P. 1809–1820. [https://doi.org/10.1016/S0008-6223\(00\)00319-5](https://doi.org/10.1016/S0008-6223(00)00319-5)
7. Facile synthesis of nitrogen-doped carbon materials with hierarchical porous structures for high-performance supercapacitors in both acidic and alkaline electrolytes / Y. Li [et al.] // *J. Mater. Chem. A.* – 2019. – Iss. 7. – P. 13154–13163. <https://doi.org/10.1039/C9TA00890J>
8. Nitrogen-doped mesoporous carbon of extraordinary capacitance for electrochemical energy storage / Tianquan Lin [et al.] // *Science.* – 2015. – Vol. 350, iss. 6267. – P. 1508–1513. <https://doi.org/10.1126/science.aab3798>
9. Nitrogen-doped carbon monolith for alkaline supercapacitors and understanding nitrogen-induced redox transitions / Da-Wei Wang [et al.] // *Chem. Eur. J.* – 2012. – Vol. 18, iss. 17. – P. 5345–5351. <https://doi.org/10.1002/chem.201102806>
10. Кери, Ф. Углубленный курс органической химии: пер. с англ. / Ф. Кери, Р. Сандберг. – М.: Химия, 1981. – Книга 2: Реакции и синтезы. – 456 с.
11. Pyridinic N doped graphene: synthesis, electronic structure, and electrocatalytic property / Zhiqiang Luo [et al.] // *J. Mater. Chem.* – 2011. – Vol. 21, iss. 22. – P. 8038–8044. <https://doi.org/10.1039/C1JM10845J>
12. Nitrogen-doped graphene: beyond single substitution and enhanced molecular sensing / Ruitao Lv [et al.] // *Sci. Rep.* – 2012. – Vol. 2. – Art. ID 586. <https://doi.org/10.1038/srep00586>
13. Nitrogen and boron doped monolayer graphene by chemical vapor deposition using polystyrene, urea and boric acid / Tianru Wu [et al.] // *New J. Chem.* – 2012. – Vol. 36, iss. 6. – P. 1385–1391. <https://doi.org/10.1039/C2NJ40068E>
14. Synthesis of nitrogen-doped mesoporous carbon for high-performance supercapacitors / Kehan Liang [et al.] // *New J. Chem.* – 2019. – Vol. 43, iss. 6. – P. 2776–2782. <https://doi.org/10.1039/C8NJ05938A>
15. Synthesis of Nitrogen-Doped Porous Carbon Nanofibers as an Efficient Electrode Material for Supercapacitors / Li-Feng Chen [et al.] // *ACS Nano.* – 2012. – Vol. 6, iss. 8. – P. 7092–7102. <https://doi.org/10.1021/nn302147s>
16. Hydrothermal synthesis of macroscopic nitrogen-doped graphene hydrogels for ultrafast supercapacitor / Ping Chen [et al.] // *Nano Energy.* – 2013. – Vol. 2, iss. 2. – P. 249–256. <https://doi.org/10.1016/j.nanoen.2012.09.003>

17. Pyrrolic-structure enriched nitrogen doped graphene for highly efficient next generation supercapacitors / F. M. Hassan [et al.] // *J. Mater. Chem. A*. – 2013. – Iss. 8. – P. 2904–2912. <https://doi.org/10.1039/C2TA01064J>
18. Hydrothermal synthesis and activation of graphene-incorporated nitrogen-rich carbon composite for high-performance supercapacitors / Xiaoming Fan [et al.] // *Carbon*. – 2014. – Vol. 70. – P. 130–141. <https://doi.org/10.1016/j.carbon.2013.12.081>
19. Characterization of Nitrogen-containing Active Carbon Catalysts for SO<sub>2</sub> Removal / Akio Nishijima [et al.] // *Bull. Chem. Soc. Jpn.* – 1982. – Vol. 55, № 8. – P. 2618–2621. <https://doi.org/10.1246/bcsj.55.2618>
20. Porous structure and surface chemistry of nitrogen containing carbons from polymers / J. Lahaye [et al.] // *Carbon*. – 1999. – Vol. 37, iss. 4. – P. 585–590. [https://doi.org/10.1016/S0008-6223\(98\)00225-5](https://doi.org/10.1016/S0008-6223(98)00225-5)
21. N-doped porous carbons with exceptionally high CO<sub>2</sub> selectivity for CO<sub>2</sub> capture / Xiaomin Ren [et al.] // *Carbon*. – 2017. – Vol. 114. – P. 473–481. <https://doi.org/10.1016/j.carbon.2016.12.056>
22. Synthesis of nitrogen-doped porous graphitic carbons using nano-CaCO<sub>3</sub> as template, graphitization catalyst, and activating agent / Guangwen Yang [et al.] // *Carbon*. – 2012. – Vol. 50, iss. 10. – P. 3753–3765. <https://doi.org/10.1016/j.carbon.2012.03.050>
23. Large scale synthesis of N-doped multi-layered graphene sheets by simple arc-discharge method / Nan Li [et al.] // *Carbon*. – 2010. – Vol. 48, iss. 1. – P. 255–259. <https://doi.org/10.1016/j.carbon.2009.09.013>
24. Flowing nitrogen assisted-arc discharge synthesis of nitrogen-doped single-walled carbon nanohorns / Li Sun [et al.] // *Appl. Surf. Sci.* – 2013. – Vol. 277. – P. 88–93. <https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2013.04.006>
25. Synthesis, structure, and properties of boron- and nitrogen-doped graphene / L. S. Panchakarla [et al.] // *Adv. Mater.* – 2009. – Vol. 21, iss. 46. – P. 4726–4730. <https://doi.org/10.1002/adma.200901285>
26. Synthesis of reinforced ceramic matrix composite based on sic and nanocarbon mesh / D. V. Solovei [et al.] // *J. Eng. Phys. Thermophy.* – 2019. – Vol. 92. – P. 1016–1024. <https://doi.org/10.1007/s10891-019-02015-4>
27. Керамический матричный композит из карбида кремния и наноструктурированного углерода с высокой удельной поверхностью / Д. В. Соловей [и др.] // *Тепло- и массообмен* – 2019: сб. науч. тр. – Минск: Ин-т тепло- и массообмена им. А. В. Лыкова НАН Беларуси, 2020. – С. 131–139.
28. Зотов, А. Т. Мочевина / А. Т. Зотов. – М.: Госхимиздат, 1963. – 174 с.
29. Effect of technological parameters on densification of reaction bonded Si/SiC ceramics / P. S. Grinchuk [et al.] // *J. Eur. Cer. Soc.* – 2018. – Vol. 38, iss. 15. – P. 4815–4823. <https://doi.org/10.1016/j.jeurceramsoc.2018.07.014>

## References

1. Yuanfu Deng, Ye Xie, Kaixiang Zou, Xiulei Ji. Review on recent advances in nitrogen-doped carbons: preparations and applications in supercapacitors. *Journal of Materials Chemistry A*, 2016, iss. 4, pp. 1144–1173. <https://doi.org/10.1039/c5ta08620e>
2. Béguin F., Presser V., Balducci A., Frackowiak E. Carbons and Electrolytes for Advanced Supercapacitors. *Advanced Materials*, 2014, vol. 26, pp. 2219–2251. <https://doi.org/10.1002/adma.201304137>
3. Zhibin Yang, Jing Ren, Zhitao Zhang, Xuli Chen, Guozhen Guan [et al.]. Recent advancement of nanostructured carbon for energy applications. *Chemical Reviews*, 2015, vol. 115, no. 11, pp. 5159–5223. <https://doi.org/10.1021/cr5006217>
4. Pels J. R., Kapteijn F., Moulijn J. A., Zhu Q., Thomas K. M. Evolution of nitrogen functionalities in carbonaceous materials during pyrolysis. *Carbon*, 1995, vol. 33, iss. 11, pp. 1641–1653. [https://doi.org/10.1016/0008-6223\(95\)00154-6](https://doi.org/10.1016/0008-6223(95)00154-6)
5. Michio Inagaki, Masahiro Toyoda, Yasushi Soneda, Takahiro Morishita. Nitrogen-doped carbon materials. *Carbon*, 2018, vol. 132, pp. 104–140. <https://doi.org/10.1016/j.carbon.2018.02.024>
6. Mangun C. L., Benak K. R., Economy J., Foster K. L. Surface chemistry, pore sizes and adsorption properties of activated carbon fibers and precursors treated with ammonia. *Carbon*, 2001, vol. 39, iss. 12, pp. 1809–1820. [https://doi.org/10.1016/S0008-6223\(00\)00319-5](https://doi.org/10.1016/S0008-6223(00)00319-5)
7. Li Y., Liu L., Wu Y., Wu T., Wu H. [et al.]. Facile synthesis of nitrogen-doped carbon materials with hierarchical porous structures for high-performance supercapacitors in both acidic and alkaline electrolytes. *Journal of Materials Chemistry A*, 2019, iss. 7, pp. 13154–13163. <https://doi.org/10.1039/C9TA00890J>
8. Tianquan Lin, I-Wei Chen, Fengxin Liu, Chongyin Yang, Hui Bi [et al.]. Nitrogen-doped mesoporous carbon of extraordinary capacitance for electrochemical energy storage. *Science*, 2015, vol. 350, iss. 6267, pp. 1508–1513. <https://doi.org/10.1126/science.aab3798>
9. Da-Wei Wang, Feng Li, Li-Chang Yin, Xu Lu, Zhi-Gang Chen [et al.]. Nitrogen-doped carbon monolith for alkaline supercapacitors and understanding nitrogen-induced redox transitions. *Chemistry – A European Journal*, 2012, vol. 18, iss. 17, pp. 5345–5351. <https://doi.org/10.1002/chem.201102806>
10. Carey F., Sundberg R. *Advanced Organic Chemistry. Part B: Reactions and Synthesis*. 3<sup>rd</sup> ed. New York, Springer, 1990. LVI, 799 p. <https://doi.org/10.1007/978-1-4613-9797-7>
11. Zhiqiang Luo, Sanhua Lim, Zhiqun Tian, Jingzhi Shang, Linfei Lai [et al.]. Pyridinic N doped graphene: synthesis, electronic structure, and electrocatalytic property. *Journal of Materials Chemistry*, 2011, vol. 21, iss. 22, pp. 8038–8044. <https://doi.org/10.1039/C1JM10845J>
12. Ruitao Lv, Qing Li, Botello-Méndez A. R., Takuya Hayashi, Bei Wang [et al.]. Nitrogen-doped graphene: beyond single substitution and enhanced molecular sensing. *Scientific Reports*, 2012, vol. 2, art. ID 586. <https://doi.org/10.1038/srep00586>
13. Tianru Wu, Honglie Shen, Lei Sun, Bin Chen, Bin Liu, Jiancang Shen. Nitrogen and boron doped monolayer graphene by chemical vapor deposition using polystyrene, urea and boric acid. *New Journal of Chemistry*, 2012, vol. 36, iss. 6, pp. 1385–1391. <https://doi.org/10.1039/C2NJ40068E>

14. Kehan Liang, Wenjing Wang, Yifeng Yu, Lei Liu, Haijun Lv [et al.]. Synthesis of nitrogen-doped mesoporous carbon for high-performance supercapacitors. *New Journal of Chemistry*, 2019, vol. 43, iss. 6, pp. 2776–2782. <https://doi.org/10.1039/C8NJ05938A>
15. Li-Feng Chen, Xu-Dong Zhang, Hai-Wei Liang, Mingguang Kong, Qing-Fang Guan [et al.]. Synthesis of Nitrogen-Doped Porous Carbon Nanofibers as an Efficient Electrode Material for Supercapacitors. *ACS Nano*, 2012, vol. 6, iss. 8, pp. 7092–7102. <https://doi.org/10.1021/nn302147s>
16. Ping Chen, Jing-Jing Yang, Shan-Shan Li, Zheng Wang, Tian-Yuan Xiao [et al.]. Hydrothermal synthesis of macroscopic nitrogen-doped graphene hydrogels for ultrafast supercapacitor. *Nano Energy*, 2013, vol. 2, iss. 2, pp. 249–256. <https://doi.org/10.1016/j.nanoen.2012.09.003>
17. Hassan F. M., Chabot V., Jingde Li, Kim B. K., Ricardez-Sandoval L., Aiping Yu. Pyrrolic-structure enriched nitrogen doped graphene for highly efficient next generation supercapacitors. *Journal of Materials Chemistry A*, 2013, iss. 8, pp. 2904–2912. <https://doi.org/10.1039/C2TA01064J>
18. Xiaoming Fan, Chang Yu, Juan Yang, Zheng Ling, Jieshan Qiu. Hydrothermal synthesis and activation of graphene-incorporated nitrogen-rich carbon composite for high-performance supercapacitors. *Carbon*, 2014, vol. 70, pp. 130–141. <https://doi.org/10.1016/j.carbon.2013.12.081>
19. Akio Nishijima, Hiroyuki Hagiwara, Minoru Kurita, Akifumi Ueno, Toshio Sato [et al.]. Characterization of Nitrogen-containing Active Carbon Catalysts for SO<sub>2</sub> Removal. *Bulletin of the Chemical Society of Japan*, 1982, vol. 55, no. 8, pp. 2618–2621. <https://doi.org/10.1246/bcsj.55.2618>
20. Lahaye J., Nansé G., Bagreev A., Strelko V. Porous structure and surface chemistry of nitrogen containing carbons from polymers. *Carbon*, 1999, vol. 37, iss. 4, pp. 585–590. [https://doi.org/10.1016/S0008-6223\(98\)00225-5](https://doi.org/10.1016/S0008-6223(98)00225-5)
21. Xiaomin Ren, He Li, Jian Chen, Lijuan Wei, Modak A. [et al.]. N-doped porous carbons with exceptionally high CO<sub>2</sub> selectivity for CO<sub>2</sub> capture. *Carbon*, 2017, vol. 114, pp. 473–481. <https://doi.org/10.1016/j.carbon.2016.12.056>
22. Guangwen Yang, Heyou Han, Tingting Li, Chunyan Du. Synthesis of nitrogen-doped porous graphitic carbons using nano-CaCO<sub>3</sub> as template, graphitization catalyst, and activating agent. *Carbon*, 2012, vol. 50, iss. 10, pp. 3753–3765. <https://doi.org/10.1016/j.carbon.2012.03.050>
23. Nan Li, Zhiyong Wang, Keke Zhao, Zujin Shi, Zhennan Gu, Shukun Xu. Large scale synthesis of N-doped multi-layered graphene sheets by simple arc-discharge method. *Carbon*, 2010, vol. 48, iss. 1, pp. 255–259. <https://doi.org/10.1016/j.carbon.2009.09.013>
24. Li Sun, Chunlei Wang, Ying Zhou, Xu Zhang, Bing Cai, Jieshan Qiu. Flowing nitrogen assisted-arc discharge synthesis of nitrogen-doped single-walled carbon nanohorns. *Applied Surface Science*, 2013, vol. 277, pp. 88–93. <https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2013.04.006>
25. Panchakarla L. S., Subrahmanyam K. S., Saha S. K., Govindaraj A., Krishnamurthy H. R., Waghmare U. V. Synthesis, structure, and properties of boron- and nitrogen-doped graphene. *Advanced Materials*, 2009, vol. 21, iss. 46, pp. 4726–4730. <https://doi.org/10.1002/adma.200901285>
26. Solovei D. V., Grinchuk P. S., Abuhim H. M., Alshahrani M. S., Kiyashko M. V. [et al.]. Synthesis of reinforced ceramic matrix composite based on sic and nanocarbon mesh. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2019, vol. 92, pp. 1016–1024. <https://doi.org/10.1007/s10891-019-02015-4>
27. Solovei D. V., Grinchuk P. S., Stepkin M. O., Kiyashko M. V., Akulich A. V. [et al.]. Ceramic matrix composite from silicon carbide and nanostructured carbon with a high specific surface. *Teplo- i massoperenos – 2019: sbornik nauchnykh trudov* [Heat and Mass Transfer – 2019: Proceedings]. Minsk, A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, 2020, pp. 131–139 (in Russian).
28. Zotov A. T. *Carbamide*. Moscow, Goshimizdat Publ., 1963. 174 p. (in Russian).
29. Grinchuk P. S., Kiyashko M. V., Abuhim H. M., Alshahrani M. S., Stepkin M. O. [et al.]. Effect of technological parameters on densification of reaction bonded Si/SiC ceramics. *Journal of the European Ceramic Society*, 2018, vol. 38, iss. 15, pp. 4815–4823. <https://doi.org/10.1016/j.jeurceramsoc.2018.07.014>

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

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

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-293-302>  
УДК 661.152:622.788



*Оригинальная статья*

**О. М. Волчек<sup>1</sup>, В. Я. Прушак<sup>2\*</sup>**

<sup>1</sup>*Барановичский государственный университет,  
ул. Войкова, 21, 225404, Барановичи, Брестская область, Республика Беларусь*  
<sup>2</sup>*Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством,  
ул. Козлова, 69, 223710, Солигорск, Минская область, Республика Беларусь*

**ПОДГОТОВКА ИСХОДНОГО ПИТАНИЯ УСТАНОВОК  
ГРАНУЛИРОВАНИЯ ХЛОРИСТОГО КАЛИЯ**

**Аннотация.** Выполнена оценка существующих технологических решений в области подготовки исходного питания установок гранулирования хлористого калия сильвинитовых обогатительных фабрик ОАО «Беларуськалий», соответствия этих решений выработанным теоретическим представлениям и рекомендациям. Установлено, что в отделениях грануляции фабрик с флотационным методом обогащения на этапе гомогенизации шихты по гранулометрическому составу и влажности и при совершенствовании ее кристаллической структуры процесс агломерации частиц происходит недостаточно эффективно вследствие технического несовершенства используемых аппаратов-агломераторов. При этом имеет место значительный перерасход структурообразующего реагента по сравнению с количеством, рассчитанным согласно стехиометрии ионов кальция и магния, что приводит к избыточному загрязнению готовой продукции карбонатом натрия. Для устранения выявленного недостатка предложено использовать в качестве аппарата-агломератора специально разработанный для агломерирования хлористого калия турболопастной смеситель-агломератор марки ТЛА-080 производства ЗАО «Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством». Показано, что повышение физико-механических и физико-химических характеристик гранулированного хлористого калия обогатительной фабрики с галургическим методом обогащения может быть обеспечено путем внедрения разработанной технологии структурной агломерации шихты, поступающей в установки гранулирования, в турболопастных смесителях-агломераторах марки ТЛА-080 без использования структурообразующих реагентов.

**Ключевые слова:** хлористый калий, агломерирование, гранулирование, смеситель-агломератор, структурообразующий реагент

**Конфликт интересов:** авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

**Информация об авторах:** Волчек Ольга Михайловна – старший преподаватель Барановичского государственного университета. E-mail: leolya07@mail.ru; Прушак Виктор Яковлевич\* – академик Национальной академии наук Беларуси, доктор технических наук, профессор, технический директор Солигорского Института проблем ресурсосбережения с Опытным производством. E-mail: ipr@sipr.by

**Вклад авторов:** Волчек Ольга Михайловна – планирование исследования, разработка методологии исследования, сбор, анализ и систематизация данных, обобщение результатов исследования, написание и оформление текста рукописи; Прушак Виктор Яковлевич – обоснование концепции, обсуждение результатов исследования, редактирование текста рукописи.

**Для цитирования:** Волчек, О. М. Подготовка исходного питания установок гранулирования хлористого калия / О. М. Волчек, В. Я. Прушак // Вест. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2023. – Т. 68, № 4. – С. 293–302. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-293-302>

*Поступила в редакцию: 15.06.2023*

*Утверждена к публикации: 30.11.2023*

*Подписана в печать: 15.12.2023*

Original articleOlga M. Volchek<sup>1</sup>, Viktor Ya. Prushak<sup>2\*</sup><sup>1</sup>Baranovichi State University,  
21, Voikov Str., 225404, Baranovichi, Brest Region, Republic of Belarus<sup>2</sup>Soligorsk Institute of Resources Saving Problems with Pilot Production,  
69, Kozlov Str., 223710, Soligorsk, Minsk Region, Republic of Belarus

## PREPARATION OF FEEDSTOCK FOR POTASSIUM CHLORIDE GRANULATION PLANTS

**Abstract.** The assessment of existing technological solutions in the field of preparation of feedstock for potassium chloride granulation plants of silvinit processing plants of JSC “Belaruskali”, compliance of these solutions with the developed theoretical concepts and recommendations was carried out. It has been established that in the granulation departments of factories with the flotation method of enrichment at the stage of homogenization of the charge by granulation composition and humidity, and the improvement of its crystal structure, the process of particle agglomeration is not efficient enough due to the technical imperfection of the used agglomerators. At the same time, there is a significant overspending of the structure-forming reagent compared to the amount calculated in accordance with the stoichiometry of calcium and magnesium ions, which leads to excessive contamination of the finished product with sodium carbonate. To eliminate the identified drawback, it is proposed to use as an agglomeration device a turbo-blade agglomerator mixer of the TLA-080 brand manufactured by the JSC “Soligorsk Institute of Resources Saving Problems with Pilot Production”, specially designed for agglomeration of potassium chloride. It has been established that an increase in the physico-mechanical and physico-chemical characteristics of granulated potassium chloride of a processing plant with a halurgic enrichment method can be achieved by introducing the developed technology of structural agglomeration of the charge entering the granulation plants in turbo-blade agglomeration mixers of the TLA-080 brand without the use of structure-forming reagents.

**Keywords:** potassium chloride, agglomeration, granulation, agglomeration mixer, structure-forming reagent

**Conflict of interest:** the authors declare that there is no conflict of interest.

**Information about the authors:** *Olga M. Volchek* – Senior Lecturer at Baranovichi State University. E-mail: leolya07@mail.ru; *Viktor Ya. Prushak* – Academician of the National Academy of Sciences of Belarus, Dr. Sci. (Engineering), Professor, Technical Director at Soligorsk Institute of Resource Saving Problems with Pilot Production. E-mail: ipr@sipr.by

**Contribution of the authors:** *Olga M. Volchek* – research planning, development of research methodology, data collection and analysis and systematization, studies results generalization, writing and formatting of the text of the manuscript; *Viktor Ya. Prushak* – substantiation of the concept, discussion of the results of the investigations, editing the text of the manuscript.

**For citation:** Volchek O. M., Prushak V. Ya. Preparation of feedstock for potassium chloride granulation plants. *Vesti Natsyonal'noi akademii nauk Belarusi. Seriya fizika-tekhnichnykh nauk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2023, vol. 68, no. 4, pp. 293–302. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-293-302>

Received: 26.06.2023

Approved for publication: 30.11.2023

Signed to the press: 15.12.2023

**Введение.** Хлористый калий широко используется в мировом сельском хозяйстве в качестве калийного удобрения как для непосредственного внесения в почву, так и для производства сложных и смешанных удобрений [1]. Этот вид удобрения является самым экономически эффективным источником калия. Неслучайно на мировом рынке минеральных удобрений его доля составляет немногим менее 20 %. При этом особым спросом пользуется гранулированный хлористый калий, к физико-механическим и физико-химическим показателям которого предъявляются достаточно жесткие требования со стороны потребителей.

Одним из крупнейших в мире производителей гранулированного хлористого калия является ОАО «Беларуськалий», в составе которого работают четыре обогатительные фабрики (СОФ) как с флотационным способом обогащения силвинитовой руды (СОФ-1, СОФ-2, СОФ-3), так и с галургическим способом обогащения (СОФ-4). На этих фабриках для производства гранулированного продукта используется метод компактирования мелкозернистого продукта на валковых прессах с последующим дроблением, классификацией и облагораживанием гранул.

К важной составляющей технологического процесса получения гранулированного хлористого калия относится подготовка исходного обезвоженного продукта обогащения (далее шихта) к компактированию в валковых прессах, которая заключается в гомогенизации шихты по гранулометрическому составу (грансоставу) и влажности, а также в ее сушке и подогреве до необходимой температуры прессования. Согласно многочисленным исследованиям ([2–7], RU 2775769 С1

«Способ гранулирования флотационного хлористого калия» (авторы – В. З. Пойлов, М. В. Черепанова, А. С. Подтынова, А. В. Чернышев, опубл. 08.07.2022); RU 2359910 С2 «Способ получения влагостойкого хлористого калия с улучшенными реологическими свойствами» (авторы – Н. К. Андреева, Ю. В. Букша, В. А. Себалло, В. М. Кириенко, А. Д. Любушенко, М. М. Варавя, А. Р. Штайда, Н. В. Ганчар, А. В. Пастухов, опубл. 27.06.2009)), осуществляемые при этом изменения физико-механического и физико-химического состояния шихты могут оказывать значительное влияние на производительность установок прессования и на такие качественные показатели готового гранулированного продукта, как его механическая прочность, гигроскопичность и слеживаемость. При этом в упомянутых работах особо отмечается необходимость в процессе подготовки шихты совершенствования кристаллической структуры частиц хлористого калия путем их обработки в аппаратах-агломераторах в присутствии структурообразующих реагентов.

Многие результаты исследований были реализованы в ОАО «Беларуськалий» при совершенствовании технологических схем получения гранулированного хлористого калия, что способствовало повышению качества выпускаемого продукта. Вместе с тем необходимость дальнейшего повышения конкурентоспособности гранулированного хлористого калия в части снижения себестоимости производства и улучшения его прочностных и физико-химических характеристик потребовала проведения комплексного анализа существующих технологических схем подготовки шихты к компактированию на валковых прессах на предмет выработки рекомендаций по их совершенствованию.

Исследование проводилось в отделениях гранулирования хлористого калия всех четырех сильвинитовых обогатительных фабрик ОАО «Беларуськалий».

*Цель работы* – оценить уровень реализованных технологических решений в области подготовки исходного продукта к компактированию на валковых прессах, соответствие их выработанным теоретическим представлениям и рекомендациям; выявить проблемные места технологического процесса; выработать рекомендации по совершенствованию технологии и модернизации технологического оборудования.

**Результаты исследования и их обсуждение.** Принципиальная технологическая схема подготовки шихты к прессованию на валковых прессах, применяемая при производстве гранулированного продукта на всех трех сильвинитовых обогатительных фабриках с флотационным методом обогащения (СОФ-1, СОФ-2, СОФ-3), приведена на рис. 1.

Видно, что процесс подготовки шихты осуществляется в два этапа. На первом этапе происходит гомогенизация шихты по гранулометрическому составу и влажности, а также совершен-

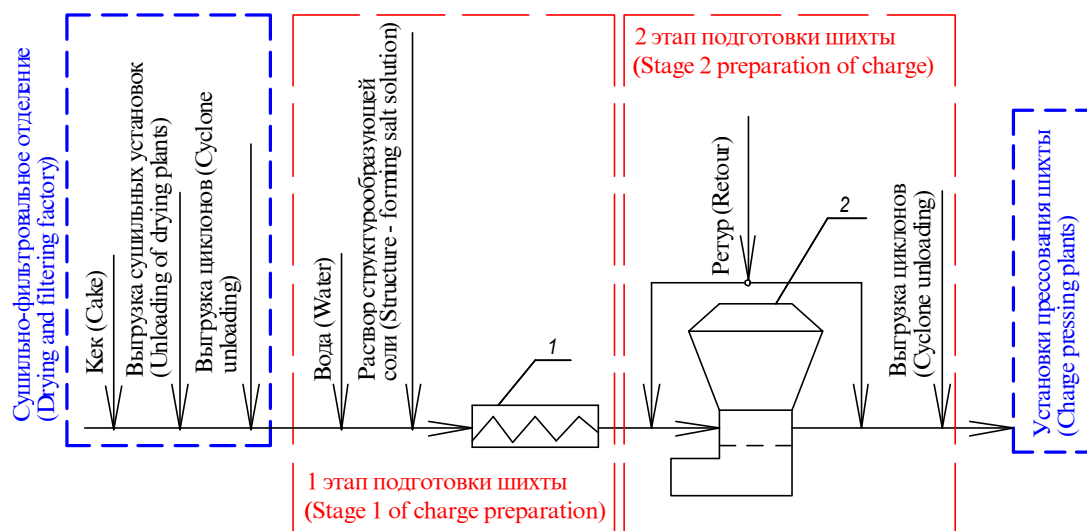


Рис. 1. Принципиальная технологическая схема подготовки шихты к прессованию в отделениях гранулирования флотационных обогатительных фабрик: 1 – смеситель-агломератор; 2 – сушильная установка кипящего слоя

Fig. 1. Basic technological scheme of preparation of the charge for pressing in the granulation departments of flotation processing plants: 1 – agglomerator mixer; 2 – fluidized bed drying unit

ствование кристаллической структуры частиц путем их структурной агломерации в смесителях-агломераторах (СА). На втором этапе осуществляется сушка и подогрев шихты в печах кипящего слоя, при необходимости совместно с частицами потока гранулирования, полученными после классификации размола прессата (ретур).

Из сушильно-фильтровального отделения обогатительной фабрики в отделение гранулирования хлористого калия подается шихта, содержащая следующие продукты: обезвоженный в центрифугах или на вакуум-фильтрах кек концентрата хлористого калия, полученный в процессе флотационного обогащения сильвинитовой руды; выгрузка циклонов сухой очистки дымовых газов сушильных аппаратов и пневмокласификаторов, включающая сухие пылевые частицы продукта обогащения; выгрузка сушильных аппаратов в виде горячего мелкозернистого хлористого калия. Состав и соотношения указанных выше продуктов в шихте могут меняться в зависимости от таких производственных факторов, как: план выпуска гранулированного и мелкозернистого полуфабрикатов; уровень загрузки технологических секций; гранулометрические и физико-химические параметры продуктов обогащения, в том числе остаточное содержание флотореагентов, и др.

В табл. 1 представлены результаты исследования параметров шихты, поступающей в отделение гранулирования хлористого калия СОФ-1. Данные получены в условиях установившегося режима полной загрузки установок гранулирования. Следует отметить, что гранулометрический состав и влагосодержание шихты, поступающей на установки гранулирования СОФ-2 и СОФ-3, также сходны с представленными в табл. 1.

Т а б л и ц а 1. Параметры шихты, поступающей на установки гранулирования хлористого калия

Table 1. Parameters of the charge entering the potassium chloride granulation plants

№ пробы	Массовая доля воды в шихте, %	Выход классов (%) при грансоставе шихты							
		1,25 мм	1,0 мм	0,8 мм	0,5 мм	0,25 мм	0,2 мм	0,1 мм	–0,1 мм
1	4,1	0,1	1,9	4,2	16,7	21,9	6,5	17,7	31,0
2	4,4	0,3	2,0	4,1	16,9	23,7	8,8	28,1	16,2
3	4,5	0,3	2,4	5,8	21,4	28,8	8,3	17,0	16,0
4	4,2	0,4	2,5	5,0	21,0	27,3	7,5	18,7	17,6
Среднее значение	4,3	0,3	2,2	4,8	19,0	25,4	7,8	20,4	20,2

Поступающая шихта при необходимости увлажняется водой, чтобы ее влагосодержание было в пределах 4–5 %, и подается на обработку в СА. Вместе с шихтой в аппарат подается водный раствор структурообразующей соли, который дозируется пропорционально подаваемой на аппарат нагрузке в соответствии с утвержденными на предприятии нормами расхода. В СА происходит гомогенизация шихты по гранулометрическому составу и влажности, а также механоактивация частичек хлористого калия с предварительной структурной агломерацией путем пластической деформации увлажненной смеси. Согласно исследованиям [3, 5], без предварительной структурной агломерации материала, поступающего в установки прессования, этот процесс протекает в готовом грануляте, в результате чего при его хранении и транспортировке может разрушаться до 15–25 % гранул.

В процессе агломерации частиц в СА реализуется сложный физико-химический процесс рекристаллизации, чей дислокационный механизм обеспечивается прежде всего использованием минеральной структурообразующей соли, которая провоцирует образование дислокации в кристаллах КСl. При этом выбор структурообразующей соли обусловлен как ее физико-химическими, так и технико-экономическими характеристиками. Реализуемое в отделениях грануляции флотационных фабрик ОАО «Беларуськалий» технологическое решение предусматривает использование в качестве структурообразующей соли кальцинированной соды ( $\text{Na}_2\text{CO}_3$ ) в виде 10–15%-го водного раствора. Этот модификатор трансформирует хлориды кальция и магния в малорастворимые и менее гигроскопичные соединения: хлорид кальция превращается в карбонат кальция, а хлорид магния – в основные карбонаты магния различного состава. При этом,



как показано в [8], важно выдерживать правильную дозировку структурообразующего модификатора, соответствующую стехиометрии по отношению к хлоридам кальция и магния. Также следует отметить, что согласно [6], RU 2 359 910 C2 и результатам экспериментальных исследований в условиях флотационных фабрик, при влагосодержании шихты 4–5 % пластическая прочность достигает максимального значения. Как видно из табл. 1, именно такое оптимальное влагосодержание поступающей шихты поддерживается в реальных условиях производства.

В табл. 2 представлены результаты изучения работы двух линий обработки шихты в аппаратах СА в условиях СОФ-1, в которые подавался раствор кальцинированной соды в соответствии с установленными на предприятии нормами. Из таблицы видно, что реальный расход соды в пересчете на сухое вещество составляет около 2 кг/т готового гранулированного продукта. Вместе с тем, как указывалось в [8], наибольший гидрофобизирующий эффект наблюдается при удельных расходах модификаторов, соответствующих стехиометрии по отношению к хлоридам кальция и магния, а избыток карбоната натрия снижает качество готовых гранул. Во время проведения исследований содержание в шихте ионов кальция и магния составляло:  $Ca^{2+} = 0,03$  мас.%,  $Mg^{2+} = 0,02$  мас.%. Согласно расчетам стехиометрии по отношению к хлоридам кальция и магния, оптимальная дозировка кальцинированной соды в этом случае должна была составлять 0,09 кг/т, в то время как фактически подавалось около 0,2 кг/т. То есть при регламентном расходе модификатора происходит значительный его перерасход, что приводит к избыточному загрязнению готовой продукции карбонатом натрия по сравнению с вариантом дозировки вещества в количествах, точно соответствующих стехиометрии.

Т а б л и ц а 2. Параметры работы смесителей-агломераторов

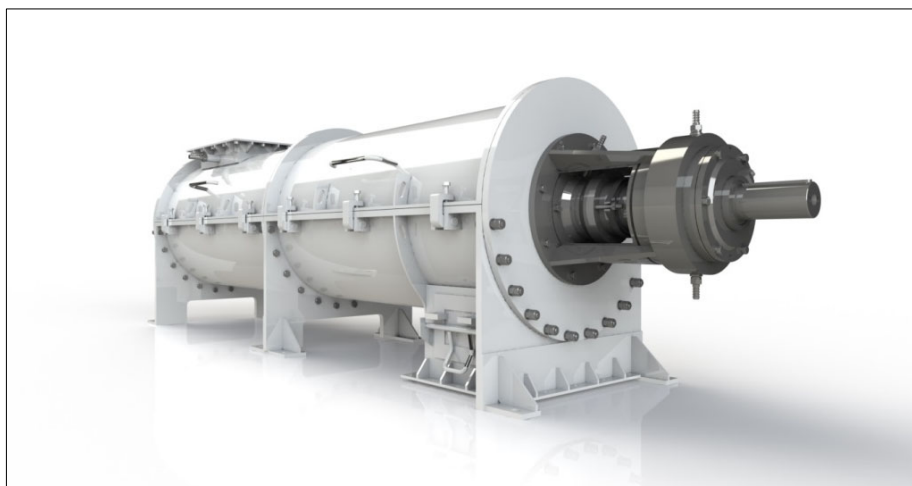
Table 2. Parameters of operation of agglomerator mixers

СА-1			СА-2			Выход гранул, т/ч	Массовая доля КСI в гранулах, %	Расход соды, г/т гранул	Концентрация содового раствора, %
Нагрузка, т/ч	Расход соды		Нагрузка, т/ч	Расход соды					
	л/ч	г/т		л/ч	г/т				
98	1276	1982	43	557	1972	111	95	2514	13,47
72	883	1867	80	1109	2110	153	95,3	1975	
86	1205	2133	96	1356	2150	185	95,5	2096	
77	1093	2161	112	1572	2136	199	95,5	2028	
83	1121	2050	83	1007	1853	162	95,3	1994	

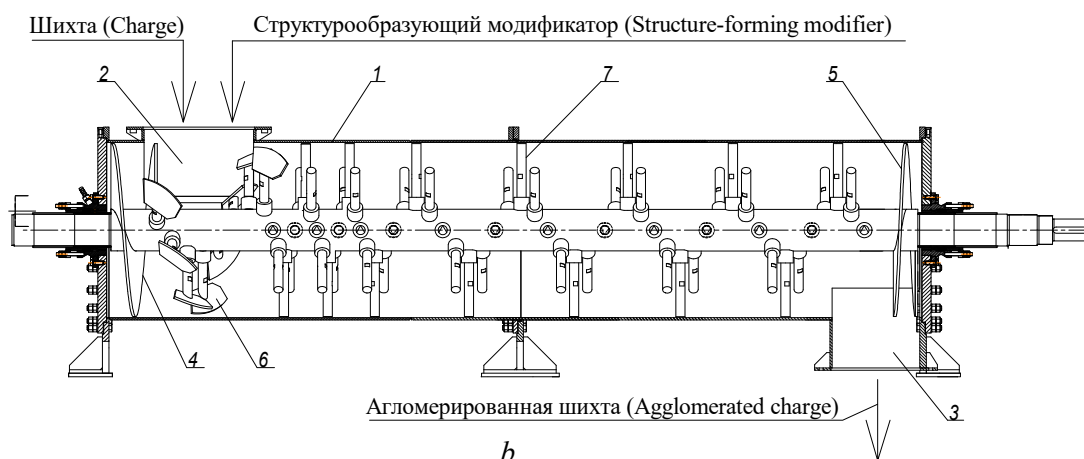
Изучение организационно-технических обстоятельств использования указанного режима обработки питания грануляции позволило сделать вывод, что одной из причин такого решения явилась необходимость компенсации технического несовершенства используемых СА, в которых недостаточно эффективно осуществляются процессы гомогенизации шихты по гранулометрическому составу и влажности, и агломерации частиц хлористого калия.

Для решения проблемы было предложено заменить существующие аппараты-агломераторы модернизированными турболопастными смесителями-агломераторами, технические характеристики которых будут обеспечивать необходимые для качественной агломерации условия обработки материала: плотность потока шихты до 500 т/(ч·м<sup>2</sup>), продолжительность времени нахождения шихты в аппарате не менее 20 с при высокоинтенсивном механическом воздействии перемешивающих элементов на частицы. В связи с тем что отечественная промышленность не выпускает аппараты, удовлетворяющие указанным требованиям, нами была выполнена разработка конструктивно нового аппарата – горизонтального турболопастного смесителя-агломератора ТЛА-080 (рис. 2), выпуск которого налажен в ЗАО «Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством».

Отличительной особенностью этого аппарата является удлиненный до 3,8 м цилиндрический корпус диаметром 800 мм, в котором размещены перемешивающие элементы трех типов – шнековые, лопаточные и стержневые, закрепленные на валу с переменным шагом. В аппарате при полной загрузке создается высокое и равномерное энергетическое поле, обеспечивающее



a



b

Рис. 2. Турболопастной смеситель-агломератор ТЛА-080: *a* – внешний вид; *b* – чертеж продольного разреза (*1* – корпус; *2* – загрузочная точка; *3* – разгрузочная точка; *4, 5* – шнековые перемешивающие элементы; *6* – лопаточные перемешивающие элементы; *7* – стержневые перемешивающие элементы)

Fig. 2. Turbo-blade agglomerator mixer TLA-080: *a* – appearance; *b* – drawing of the longitudinal section (*1* – housing; *2* – loading heat; *3* – unloading heat; *4, 5* – screw mixing elements; *6* – shovel mixing elements; *7* – rod mixing elements)

эффективную гомогенизацию по гранулометрическому составу и влажности, и формируются механоактивированные поверхности с высокой степенью межмолекулярного сцепления частиц шихты между собой.

Полученная в процессе структурной агломерации в СА влажная агломерированная шихта, в которой частицы фракции  $-0,1$  мм укрупнились до фракции  $+0,1$  мм, с добавлением (при необходимости подогрева) частиц ретура подается в сушильные установки кипящего слоя, где обезвоживается до содержания влаги не более  $0,2$  % массовой доли воды, с нагревом материала до температуры прессования. При этом происходит кристаллизация пропитывающего раствора между частицами с образованием кристаллических мостиков, превращение образовавшихся в СА жидкофазных контактов сцепления между отдельными частицами в прочные фазовые контакты. Выполненный гидролиз солянокислых аминов в СА приводит к ускорению их термодесорбции и отгонки с поверхности кристаллов хлорида калия. В результате улучшается механическая агломерация пылевидных частиц, в том числе перенос тонкодисперсного хлорида калия на более крупные частицы, что приводит к укрупнению агломератов. При этом установлено, что для осуществления процессов частичной термодеструкции остаточных аминов и их термодесорбции с поверхности частиц хлористого калия желательнее нагревать шихту до температуры  $120$ – $130$  °С.

Условия подготовки шихты к прессованию галургического хлористого калия на СОФ-4 существенно отличаются от условий подготовки шихты на флотационных фабриках, описанных выше. Важнейшим отличием является то, что на галургической фабрике в соответствии с технологической схемой на сушилку кипящего слоя подается обезвоженный продукт непосредственно с центрифуг отделения фильтрации и центрифугирования, без предварительной гомогенизации шихты по грансоставу и влажности и без проведения операции совершенствования ее кристаллической структуры. То есть исключен обязательный для флотационных фабрик первый этап подготовки шихты перед прессованием. При этом обезвоженные частицы галургического хлористого калия, полученные путем вакуум-кристаллизации из раствора, имеют, как и частицы флотационного хлористого калия, неправильную форму, которая существенно отличается от равновесной кубической. Аналогичную форму имеют и мелкие частицы внутреннего потока гранулирования (ретур), полученные в результате прессования, размола и классификации прес-сата. Следовательно, как уже указывалось, поверхностная энергия частиц галургического происхождения, так же как и флотационного, является избыточной, система обладает высокой сорбционной способностью и способна к агломерации кристаллов с образованием частиц с минимальной поверхностной энергией. Соответственно, без предварительной структурной агломерации шихты этот процесс протекает в готовом грануляте. Неслучайно физико-механические свойства гранулированного продукта галургического происхождения уступают аналогичным показателям продукта флотационного происхождения.

Согласно результатам исследования гранулометрического состава готовых гранул, приведенным в табл. 3, в продукте галургической обогатительной фабрики СОФ-4 при меньшем значении содержания частиц фракции 1–2 мм больше частиц фракций менее 1 мм, что указывает на недостаточную прочность гранул. Кроме того, на низкую прочность гранул указывает их интенсивное разрушение в сухогрузах при морской транспортировке в отличие от гранул флотационных фабрик, которые переносят транспортировку без потери качества.

Таблица 3. Гранулометрический состав гранулированного хлористого калия на флотационных и галургической фабриках

Table 3. Granulometric composition of granulated potassium chloride at flotation and halurgical factories

Класс крупности, мм	Массовая доля фракций, %			
	СОФ-1	СОФ-2	СОФ-3	СОФ-4
Более 4	3,8	4,0	3,3	1,6
От 2 до 4	90,5	90,8	91,1	93,6
От 1 до 2	5,1	4,6	5,0	3,9
Менее 1	0,6	0,6	0,6	0,9
В том числе менее 0,5	0,3	0,3	0,3	0,4

В связи с выявленными недостатками нами была исследована возможность и целесообразность внедрения технологической операции структурной агломерации шихты, поступающей на установки гранулирования СОФ-4.

Анализ опыта эксплуатации СА при переработке обезвоженного галургического мелкого хлористого калия в условиях СОФ-4 в процессе укрупнения мелкодисперсных фракций для получения обеспыленного продукта показал, что имеет место быстрое залипание аппарата при содержании влаги в продукте выше 4 %, в отличие от вариантов аналогичной переработки мелкого флотационного продукта в СА, для которых содержание влаги даже 6–7 % не является критичным. В настоящее время массовая доля воды в шихте, поступающей в сушильные установки кипящего слоя, составляет 5,0–5,5 мас.%. Снизить ее до менее 4,0 мас.% с тем, чтобы производить агломерацию в СА с использованием водного раствора минеральной структурообразующей соли при существующей технологической схеме, невозможно. Кроме того, получаемый в настоящее время галургический гранулированный продукт обладает одним несомненным достоинством – он, в отличие от гранулированного продукта флотационного происхождения,

не загрязнен структурирующими добавками, которых при обработке галургической шихты потребуется существенно больше вследствие более высокого содержания ионов магния (в среднем  $Mg^{2+} = 0,046$  мас.%). В связи с этим представляется перспективным реализовать подход, предложенный в RU 2422363 C1 «Способ получения гранулированного хлористого калия» (авторы – Н. К. Андреева, Ю. С. Сафрыгин, В. И. Тимофеев, Ю. В. Букша, Г. В. Осипова; опубл. 27.06.2011) применительно к условиям гранулирования мелкого хлористого калия Верхнекамского месторождения калийных солей. Данный подход предусматривает агломерацию частиц хлористого калия в СА без использования раствора структурообразующей соли в условиях высокой нагрузки на аппарат и времени обработки продукта не менее 15 с при влажности 1,0–2,8 %. Согласно результатам исследования эффект структурной агломерации материала может быть достигнут путем интенсивной механической обработки в аппарате-агломераторе влажного кека совместно с мелкими классами частиц ретура. При этом происходит принудительная упаковка полидисперсного материала, механическое выравнивание поверхности отфильтрованного концентрата и частиц потока гранулирования, устранение дефектов кристаллов и частиц за счет их обволакивания мелкодисперсным продуктом, образующимся при истирании полидисперсных частиц. Влажность гомогенизированной шихты в СА определяется соотношением поступающего обезвоженного продукта и ретура.

Согласно выполненным исследованиям в условиях СОФ-4 содержание воды в шихте, состоящей из кека концентрата и частиц ретура, в процессе совершенствования ее кристаллической структуры в СА должно находиться в пределах 3–4 мас.%. Содержание воды в шихте менее 3 мас.% недостаточно для эффективной агломерации. Содержание воды в шихте более 4 мас.% создает опасность залипания СА с соответствующей остановкой производственной линии. При этом наиболее эффективным аппаратом для успешного агломерирования по предложенному способу является разработанный турболопастной смеситель-агломератор ТЛА-080, технические характеристики которого обеспечивают необходимые время и интенсивность механического воздействия на частицы шихты. Для реализации этого предложения потребуется относительно небольшая реконструкция существующих технологических линий – устройство дополнительных конвейерных линий и двухрукавных течек с управляемыми клапанами в системе циркуляции ретура, для обеспечения оптимальной плотности потока шихты и температуры агломерации в пределах 60–80 °С путем поддержания в автоматическом режиме необходимого объема и соотношения продуктов, поступающих в СА.



Рис. 3. Предлагаемая принципиальная технологическая схема подготовки шихты к прессованию на участке гранулирования галургической обогатительной фабрики: 1 – сушильные установки кипящего слоя; 2 – турболопастной смеситель-агломератор

Fig. 3. The proposed basic technological scheme for preparing the charge for pressing at the pelletizing site of the galurgical processing plant: 1 – fluidized bed drying plants; 2 – turbo-blade agglomerator mixer

На рис. 3 представлена предлагаемая технологическая схема двухэтапной подготовки шихты в условиях СОФ-4. Ожидается, что внедрение предложенной схемы повысит гидрофобизацию и статическую прочность готовых гранул на 8–12 %.

**Заключение.** Выполнена оценка существующих технологических схем и аппаратного обеспечения процесса подготовки исходного питания установок гранулирования хлористого калия сильвинитовых обогатительных фабрик ОАО «Беларуськалий».

Установлено, что в отделениях грануляции фабрик с флотационным методом обогащения на этапе гомогенизации шихты по грансоставу и влажности и совершенствования кристаллической структуры процесс агломерации частиц происходит недостаточно эффективно вследствие технического несовершенства используемых аппаратов-агломераторов. При этом имеет место значительный перерасход структурообразующего модификатора по сравнению с количеством, рассчитанным согласно стехиометрии по отношению к хлоридам кальция и магния, что приводит к избыточному загрязнению готовой продукции карбонатом натрия. Для устранения выявленных недостатков предложено использовать в качестве аппаратов-агломераторов разработанный авторами оригинальный турболопастной смеситель-агломератор, предназначенный для обработки мелких частиц хлористого калия в равномерном высокоэнергетическом поле потока материала высокой плотности, способного обеспечить получение механоактивированных поверхностей обрабатываемых частиц с высокой степенью их межмолекулярного сцепления между собой, достаточного для качественной структурной агломерации продукта. Производство этого аппарата под маркой ТЛА-080 налажено в ЗАО «Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством». Внедрение разработанного аппарата позволяет также снизить расход структурообразующего модификатора в соответствии с научно обоснованными нормами.

Для осуществления процессов термодеструкции остаточных аминов и их термодесорбции с поверхности частиц шихты хлористого калия и эффективного завершения процесса агломерирования частиц целесообразно осуществлять сушку шихты в печах кипящего слоя с нагревом продукта до температуры 120–130 °С.

Повышение физико-механических и физико-химических характеристик галургического гранулированного хлористого калия может быть обеспечено путем внедрения разработанной технологической схемы структурной агломерации обезвоженного хлористого калия совместно с мелкими классами частиц ретура без добавления структурообразующих модификаторов при влажности шихты в пределах 3–4 мас.%. В качестве агломерирующих аппаратов целесообразно использовать разработанные турболопастные смесители-агломераторы марки ТЛА-080.

#### Список использованных источников

1. Gebreslassie, H. B. Effect of Potassium Fertilizer on Crop Production / H. B. Gebreslassie // J. Nat. Sci. Res. – 2016. – Vol. 6, № 7. – P. 81–86.
2. Дихтиевская, Л. В. Разработка технологии получения гранулированных калийных удобрений с улучшенными физико-химическими и механическими свойствами / Л. В. Дихтиевская, В. В. Шевчук, Н. П. Крутько // Докл. Нац. акад. наук Беларуси. – 2010. – Т. 54, № 6 – С. 57–61.
3. Физико-механические свойства гранулированного хлористого калия / З. Л. Козел [и др.] // Актуальные вопросы добычи и переработки природных солей: сб. науч. трудов ЗАО «ВНИИ галургии» / под ред. Ю. В. Букши. – СПб.: НИИЗК СПбГУ, 2006. – С. 181–195.
4. Казаков, А. И. Технологические возможности турболопастных смесителей-грануляторов / А. И. Казаков // Хим. пром-сть. – 2001. – Т. 28, № 6. – С. 35–38.
5. Сабиров, Р. Р. Изучение прочностных свойств гранулированных калийных удобрений / Р. Р. Сабиров, Г. П. Игнатьева, В. А. Себалло // Обогащение руд. – 2005. – № 3. – С. 11–13.
6. Сабиров, Р. Р. Разработка технологии и оборудования комплектной установки производства гранулированного КС1 методом прессования / Р. Р. Сабиров, В. А. Себалло, Н. М. Винников // Актуальные вопросы добычи и переработки природных солей: сб. науч. трудов ЗАО «ВНИИ галургии» / под ред. Ю. В. Букши. – СПб.: НИИЗК СПбГУ, 2006. – С. 195–203.
7. Исследование процесса агломерации пылевидного галургического хлорида калия / М. В. Черепанова [и др.] // Изв. Том. политехн. ун-та. Инжиниринг георесурсов. – 2019. – Т. 330, № 4. – С. 68–77. <https://doi.org/10.18799/24131830/2019/4/197>
8. Разработка технологий кондиционирования мелкодисперсного и гранулированного хлорида калия / В. В. Шевчук [и др.] // Вес. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. хім. навук. – 2019. – Т. 55, № 3. – С. 288–298. <https://doi.org/10.29235/1561-8331-2019-55-3-288-298>

## References

1. Gebreslassie H. B. Effect of Potassium Fertilizer on Crop Production. *Journal of Natural Sciences Research*, 2016, vol. 6, no. 7, pp. 81–86.
2. Dikhtievskaya L. V., Shevchuk V. V., Krut'ko N. P. Development of technology for obtaining granular potash fertilizers with improved physico-chemical and mechanical properties. *Doklady Natsional'noi akademii nauk Belarusi = Doklady of the National Academy of Sciences of Belarus*, 2010, vol. 54, no. 6, pp. 57–61 (in Russian).
3. Kozel Z. L., Rogozin M. D., Gojko N. A., Aliferova S. N. Physico-mechanical properties of granular potassium chloride. Buksha Yu. V. (ed.). *Aktual'nye voprosy dobychi i pererabotki prirodnykh solei: sbornik nauchnykh trudov ZAO «VNII galurgii»* [Actual Issues of Extraction and Processing of Natural Salts: Collection of Scientific Works of JSC “All-Russian Research Institute of Galurgy”]. St. Petersburg, Scientific Research Institute of the Earth's Crust of St. Petersburg State University, 2006, pp. 181–195 (in Russian).
4. Kazakov A. I. Technological capabilities of turbo-blade granulator mixers. *Khimicheskaya promyshlennost' = Industry & Chemistry*, 2001, vol. 28, no. 6, pp. 35–38 (in Russian).
5. Sabirov R. R., Ignat'eva G. P., Sebalov V. A. Study of strength properties of granular potash fertilizers. *Obogashchenie Rud* [Ore Dressing], 2005, no. 3, pp. 11–13 (in Russian).
6. Sabirov P. P., Sebalov V. A., Vinnikov N. M. Development of technology and equipment for a complete plant for the production of granular KCl by pressing. Buksha Yu. V. (ed.). *Aktual'nye voprosy dobychi i pererabotki prirodnykh solei: sbornik nauchnykh trudov ZAO «VNII galurgii»* [Actual Issues of Extraction and Processing of Natural Salts: Collection of Scientific Works of JSC “All-Russian Research Institute of Galurgy”]. St. Petersburg, Scientific Research Institute of the Earth's Crust of St. Petersburg State University, 2006, pp. 195–203 (in Russian).
7. Cherepanova M. V., Kuzina O. E., Poylov V. Z., Munin D. A. Research of pulverized halurgic potassium chloride agglomeration. *Izvestiya Tomskogo politehnicheskogo universiteta. Inzhiniring georesursov = Bulletin of the Tomsk Polytechnic University. Geo Assets Engineering*, 2019, vol. 330, no. 4, pp. 68–77 (in Russian). <https://doi.org/10.18799/24131830/2019/4/197>
8. Shevchuk V. V., Dikhtievskaya L. V., Shlomina L. F., Krutko N. P., Markin A. D. Development of conditioning technologies of fine-dispersed and granular potassium chloride. *Vesti Natsyonal'nai akademii nauk Belarusi. Seryya khimichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Chemical series*, 2019, vol. 55, no. 3, pp. 288–298 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8331-2019-55-3-288-298>

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

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

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-303-317>  
УДК 532.54;532.55



Оригинальная статья

**А. П. Ахрамович<sup>1\*</sup>, И. В. Войтов<sup>2</sup>, В. П. Колос<sup>1</sup>**

<sup>1</sup>*Институт энергетики Национальной академии наук Беларуси,  
ул. Академическая, 65, корп. 2, 220072, Минск, Республика Беларусь*

<sup>2</sup>*Белорусский государственный технологический университет,  
ул. Свердлова, 13а, 220030, Минск, Республика Беларусь*

**НОВОЕ В ГИДРАВЛИКЕ КАНАЛОВ С ПРОНИЦАЕМЫМИ СТЕНКАМИ:  
ПОКАЗАТЕЛЬ ОТНОСИТЕЛЬНОЙ ВЕЛИЧИНЫ ДИССИПАЦИИ**

**Аннотация.** Указаны факторы возникновения научного направления по изучению закономерностей движения жидкости в каналах с проницаемыми стенками, получившего название «гидравлика переменной массы». Приведены результаты применения положений динамики точки переменной массы для описания течения жидкости в подобного рода магистралах. Отмечена неоправданность обобщения второго закона Ньютона на случай движения точки переменной массы для задач гидродинамики. Охарактеризована функциональность одномерных и многомерных моделей течения в проницаемых каналах, основанных на классических уравнениях механики жидкостей и газов. Обосновано доминирование одномерных моделей в инженерной расчетной практике и показан (с привлечением визуализации течения) ряд противоречий в описании динамики потока. На основе нового кинематического образа (взамен общепринятого – «твердой струи», от которой отделяются или к которой присоединяются частицы жидкости) получено одномерное уравнение движения жидкости в проницаемом канале, в котором коэффициент сопротивления трения является показателем относительной величины диссипации энергии потока. Построена зависимость вошедшего в уравнение коэффициента Кориолиса от режима течения. Исследована структура коэффициента сопротивления трения проницаемого канала с привлечением векторной размерности длины. Показано, что диссипация энергии потока в проницаемом канале как при оттоке, так и при притоке жидкости выше, чем в каналах со сплошными стенками при одинаковых ее расходах. Полученные результаты востребованы при разработке аппаратов химической технологии, ядерных реакторов с микротрещинами, фильтров и теплообменных аппаратов, содержащих каналы с проницаемыми стенками.

**Ключевые слова:** проницаемый канал, гидравлика, визуализация течения, аномалии описания, кинематический образ, коэффициент Кориолиса, векторная размерность, сопротивление трения, диссипация

**Благодарности:** работа выполнена по заданию «Разработать концепцию компактного газоохлаждаемого ядерного реактора для наземной передвижной (транспортабельной) атомной станции малой мощности» Государственной программы «Наукоемкие технологии и техника» на 2021–2025 годы, подпрограмма 3 «Научное обеспечение эффективной и безопасной работы Белорусской атомной электростанции и перспективных направлений развития атомной энергетики».

**Конфликт интересов:** авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

**Информация об авторах:** *Ахрамович Александр Павлович* – кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник Института энергетики Национальной академии наук Беларуси. E-mail: ahral2012@mail.ru; *Войтов Игорь Витальевич* – доктор технических наук, ректор Белорусского государственного технологического университета. <https://orcid.org/0000-0001-8851-6834>. E-mail: rektor@belstu.by; *Колос Валерий Павлович* – доктор физико-математических наук, главный научный сотрудник Института энергетики Национальной академии наук Беларуси. E-mail: vpkolos@mail.ru

**Вклад авторов:** *Ахрамович Александр Павлович* – сбор и систематизация литературных данных, математические выкладки, редактирование и оформление текста рукописи; *Войтов Игорь Витальевич* – постановка исследова-

тельских целей и задач, формулировка выводов, редактирование текста рукописи; *Колос Валерий Павлович* – обоснование концепции исследований, математические выкладки, формулировка выводов, написание текста рукописи.

**Для цитирования:** Ахрамович, А. П. Новое в гидравлике каналов с проницаемыми стенками: показатель относительной величины диссипации / А. П. Ахрамович, И. В. Войтов, В. П. Колос // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2023. – Т. 68, № 4. – С. 303–317. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-303-317>

Поступила в редакцию: 05.06.2023

Утверждена к публикации: 30.11.2023

Подписана в печать: 15.12.2023

### Original article

**Aliaksandr P. Akhramovich<sup>1\*</sup>, Igor V. Voitov<sup>2</sup>, Valery P. Kolos<sup>1</sup>**

<sup>1</sup>*Institute of Power Engineering of National Academy of Sciences of Belarus,  
15, building 2, Akademicheskaya Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus*

<sup>2</sup>*Belarusian State Technological University,  
13a, Sverdlov Str., 220030, Minsk, Republic of Belarus*

#### **NEW IN THE HYDRAULICS OF CHANNELS WITH PERMEABLE WALLS: INDICATOR OF THE RELATIVE VALUE OF THE DISSIPATION**

**Abstract.** The factors that have led to the creation of the scientific direction “hydraulics of variable mass” to study the fluid movement laws in channels with permeable walls are indicated. The results of applying of the dynamics of a variable mass point for describing the flow in such pipelines are presented. It is noted unjustifiability of the second Newton’s law generalization to the case of motion of a variable mass point for hydrodynamics problems. The functionality of one-dimensional and multidimensional models of fluid motion in permeable channels based on the classical equations of fluid and gas mechanics is characterized. It is substantiated the dominance of one-dimensional models in engineering computational practice, and a number of contradictions in the description of fluid dynamics are shown (with the flow visualization). On the base of the new kinematic image (instead of the generally accepted “solid jet”, when fluid particles are separated or joined), it has been obtained a one-dimensional equation of fluid motion in a permeable channel in which the friction coefficient is an indicator of the relative magnitude of the energy dissipation of the flow. The dependence of the Coriolis coefficient on the flow regime is constructed. The structure of the friction drag coefficient of a permeable channel has been studied using the vector dimension of length. It is shown that the dissipation of the flow energy in a permeable channel is higher both during outflow and inflow of liquid than in channels with solid walls at the same flow rates. The results are in demand in the development of chemical technology devices, nuclear reactors with microfuel elements, filters and heat exchangers containing channels with permeable walls.

**Keywords:** permeable channel, hydraulics, flow visualization, description anomalies, kinematic image, Coriolis coefficient, vector dimension, friction resistance, dissipation

**Acknowledgments:** the work was carried out according to the assignment “Develop the concept of a compact gas-cooled nuclear reactor for a ground-based mobile (transportable) low-power nuclear power plant” of the State Program “Knowledge-intensive technologies and equipment” for 2021–2025, subprogram 3 “Scientific support for the efficient and safe operation of the Belarusian nuclear power plant and promising directions for the development of nuclear energy”.

**Conflict of interest:** the authors declare that there is no conflict of interest.

**Information about the authors:** *Aliaksandr P. Akhramovich\** – Cand. Sci. (Engineering), Leading Researcher at Institute of Power Engineering of the National Academy of Sciences of Belarus. E-mail: [ahra2012@mail.ru](mailto:ahra2012@mail.ru); *Igor V. Voitov* – Dr. Sci. (Engineering), Rector at Belarusian State Technological University. <https://orcid.org/0000-0001-8851-6834>. E-mail: [rector@belstu.by](mailto:rector@belstu.by); *Valery P. Kolos* – Dr. Sci. (Physics and Mathematics), Main Researcher at Institute of Power Engineering of the National Academy of Sciences of Belarus. E-mail: [vpkolos@mail.ru](mailto:vpkolos@mail.ru)

**Contribution of the authors:** *Aliaksandr P. Akhramovich* – collection and systematization of literary data, mathematical calculations, editing and design of the manuscript text; *Igor V. Voitov* – setting research goals and objectives, formulating conclusions, editing the text of the manuscript; *Valery P. Kolos* – substantiation of the research concept, mathematical calculations, formulation of conclusions, writing the text of the manuscript.

**For citation:** Akhramovich A. P., Voitov I. V., Kolos V. P. New in the hydraulics of channels with permeable walls: indicator of the relative value of the dissipation. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-tekhnichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2023, vol. 68, no. 4, pp. 303–317 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-303-317>

Received: 05.06.2023

Approved for publication: 30.11.2023

Signed to the press: 15.12.2023

**Введение. Фактор возникновения научного направления «Гидравлика переменной массы».** Вторая половина XIX в. ознаменовалась началом становления эпохи электричества. Энергия направленного движения заряженных частиц, обладая уникальными потребительскими свойствами,



выходит за стены научных лабораторий и становится стратегическим потенциалом развития производства, приобретающего уже современные черты; она сыграла роль основного ресурса третьего технологического уклада (1880–1930-е годы). Использование электричества привело к развитию тяжелого машиностроения, к прогрессу в области кораблестроения (в том числе и подводного), созданию электротехнической промышленности, авиационной, автомобильной и тракторной отраслей, совершенствование затрагивает легкую промышленность, особенно текстильное производство. Проектируются и строятся крупные предприятия с инженерными коммуникациями, отвечающими передовым тенденциям развития техники и технологии. Растут города, совершенствуется их инфраструктура. И уже не обойтись без гидросооружений, сетей водоснабжения, канализации, дренажа, систем воздушного отопления, вентиляции, орошения, содержащих каналы с перфорированными стенками.

Поначалу распределение потока в подобного рода трактах рассчитывалось на основании обычного уравнения Бернулли для магистралей со сплошными стенками. Однако вскоре выяснилось, что такой подход приводит к серьезным неточностям. Интеграл Бернулли имеет смысл закона сохранения механической энергии и справедлив только для каналов, не обменивающихся потоками с другими объектами. Игнорирование эффекта изменения расхода приводило к ошибке в расчетах, которая составляла 100 % и выше от фактического перепада давления. Возникла необходимость в более совершенных, продуманных методических построениях.

**Использование положений динамики точки переменной массы.** На рубеже XIX–XX вв. научной общественности были представлены работы профессора Санкт-Петербургского политехнического института И. В. Мещерского «Динамика точки переменной массы» (1897 г.) и «Уравнения движения точки переменной массы в общем случае» (1904 г.). Они привлекли внимание гидромехаников и были положены в основу так называемой гидравлики переменной массы (неудачное название – результат искаженного восприятия физической сути; тем не менее авторы данной статьи в отдельных случаях употребляют терминологию, используемую в цитируемой литературе) – науке о закономерностях движения потока в перфорированных каналах.

Весомый вклад в развитие этого научного направления внесли советские ученые в 1920–1940-е годы. Востребованность в подобного рода исследованиях, обусловленная масштабностью и инновационностью проектно-строительных работ в СССР того времени, содействовала этому. Так, в 1928 г. В. М. Маккавеев получил уравнение движения жидкости переменной массы, с помощью которого решил задачу о гидравлическом прыжке [1]. В 1937 г. Я. Т. Ненько вывел аналогичное по сути уравнение, используя связь между производной импульса жидкости по времени и силой, действующей на нее [2]; он применил полученное равенство для расчета перфорированных трубопроводов. Среди подобного рода публикаций особое место занимает статья А. Н. Патрашева [3], в которой впервые была сделана попытка исходя из закона сохранения механической энергии (а не импульса) описать движение жидкости в проницаемом канале.

Пожалуй, во всех научных работах по гидравлике переменной массы того периода (не исключением являются и перечисленные выше) явно или неявно использовалось уравнение Мещерского. На основании полученных результатов были разработаны и реализованы масштабные гидротехнические проекты как в СССР, так и в других странах. Знания в области гидравлики переменной массы систематизировались, опыт обобщался, на эту тему печатались монографии и научные статьи, достойное место среди которых отводилось публикациям советских специалистов. Завершающими, как бы подводящими итог первого этапа развития гидравлики переменной массы (этапа, основанного на уравнении Мещерского), можно считать работы Г. А. Петрова [4] и Х. А. Навояна [5], в которых приведены не только методы и примеры решения практических задач в области проектирования сложных гидросооружений, но и дан подробный вывод уравнения изменения давления потока по длине проницаемой магистрали:

$$\frac{dP}{\rho} + {}_2\beta w dw + w^2 d_2\beta + {}_2\beta w (w - V_x^*) \frac{dG}{G} + \lambda \frac{w^2}{2D} dx = 0, \quad (1)$$

где  $\langle \cdot \rangle = S^{-1} \iint_S (\cdot) dS$ ;  $w = \langle V_x \rangle$ ;  ${}_2\beta = \frac{\langle V_x^2 \rangle}{w^2}$  – коэффициент потока импульса;  $G = \rho w S$  – расход жидкости в канале;  $D$  – эквивалентный диаметр канала;  $P$  – давление,  $P = \langle P \rangle$ ;  $V_x$  – продольная

(осевая) компонента вектора скорости;  $S$  – площадь проходного сечения канала;  $\rho$  – плотность жидкости;  $x \in [0; L]$  – продольная координата;  $L$  – длина канала;  $\lambda$  – коэффициент сопротивления трения проницаемого канала; символом \* отмечены параметры потока на проницаемой стенке.

**Необходимость повышения точности моделирования.** В настоящее время четвертый и пятый технологические уклады, основными ресурсами которых являются энергия углеводородов (ключевой фактор – нефтехимия) и атомная энергетика выдвигают повышенные требования к адекватности математического моделирования физических процессов в инновационных установках. В соответствии с этим пересматриваются многие теоретические схемы, уточняются расчетные методики. Данный процесс обновления затронул и гидравлику переменной массы.

Аппараты химической технологии радиального типа с их высокой эффективностью, перспективные ядерные реакторы с микротвэлами, многие конструкции теплообменников и фильтров содержат каналы с проницаемыми стенками (зачастую все эти устройства проходят в научной литературе под общим названием «радиальные аппараты»). Потребовались уравнения для расчета геометрических параметров проницаемых каналов, обеспечивающих с высокой точностью заданное распределение потока внутри указанных устройств. И здесь оказалось, что не все допущения И. В. Мещерского, положенные в основу так называемой гидравлики переменной массы, применимы в гидромеханике.

**Неадекватность обобщения второго закона Ньютона; допущения И. В. Мещерского.** Отметим, что второй закон Ньютона определяет движение материальной точки, масса которой постоянна во времени [6]. Согласно этому закону в инерциальных системах отсчета производная импульса по времени равна действующей на нее силе:

$$\frac{dp}{dt} = f, p = mV. \quad (2)$$

В современной формулировке, из которой следует скалярная аддитивность масс,  $a = f/m$  [8]. Здесь соответственно  $p$  – импульс;  $m$  – масса;  $V$  – скорость;  $f$  – сила;  $a$  – ускорение материальной точки;  $t$  – текущее время.

В классической механике, основанной на законах Ньютона (частью которой является и динамика жидкости), масса материальной точки также считается постоянной и не зависящей от каких-либо особенностей движения [7–11]. Обобщение второго закона Ньютона (2) на случай движения точки переменной массы ( $am + Vdm/dt = F$ ) требует особого рассмотрения [8]. В отдельных моментах оно искажает суть уже устоявшихся основных фундаментальных понятий, таких как количество движения (импульс), сила, масса, центр масс, и требует их переосмысления.

В своих теоретических выкладках И. В. Мещерский использовал ряд допущений, ограничив этим область использования полученных им результатов. Так, движение тела переменной массы считалось поступательным и полностью определялось движением одной из точек, принадлежащей данному объекту [12]. В связи с этим уравнение И. В. Мещерского является математической моделью, пригодной для решения только определенного класса задач (например, для описания динамики ракет, движения небесных тел). В механике же жидкостей и газов, в основу которой положена гипотеза сплошной среды, отклонение от традиционной трактовки второго закона Ньютона и использования в нем понятия «материальная точка переменной массы» не совместимо с содержанием уравнения сплошности (неразрывности) и с такими понятиями, как линия тока, трубка тока с ее главным свойством – непроницаемостью стенок, тензор напряжений, сила трения, сумма равновесного и вязкого давлений как мера сжатия. При этом вращательное и деформационное движения элемента сплошной среды, согласно допущениям И. В. Мещерского [12], вообще исключаются из рассмотрения.

Таким образом, стала очевидной теоретическая грубость данной модели применительно к описанию течения сплошной среды. Это обстоятельство послужило толчком к построению одномерных и многомерных математических моделей движения потока в проницаемых каналах исключительно на основе уравнений классической механики жидкостей и газов.

**О функциональности одномерных и многомерных моделей.** К настоящему времени накоплен обширный теоретический и экспериментальный материал, позволяющий сделать вывод, что с практической точки зрения одномерные модели выгодно отличаются от многомерных. Последние имеют сложную математическую структуру, проблемы моделирования турбулентности вблизи проницаемой стенки окончательно не решены. Нуждаются в уточнении и формулировки граничных условий (так называемых условий сопряжения), где требуется связать между собой истинные параметры потока со стороны канала и осредненные со стороны пористой стенки.

Из класса многомерных моделей наиболее совершенной на данный момент является, пожалуй, модель Кинни и Спэрроу [13], но и ее можно признать приближенной лишь условно. Уравнение энергии предельно упрощено, используются интуитивные (субъективного характера) допущения о локальной автомодельности профилей скорости и температуры, демпфирующее влияние пористой стенки на поток описывается малоприменимой для данного случая моделью Ван-Дрифта. Участвуя в обсуждении этой модели, известные специалисты в области гидравлики проницаемых каналов доктор Себеси и профессор Уоллис отметили ее немаловажное теоретическое значение и в то же время ограниченную пригодность для решения практических инженерных задач [13]. Добавим, что на данный момент этот вывод остается справедливым относительно всех известных нам многомерных моделей динамики потока в проницаемом канале.

При конструировании инженерам зачастую приходится решать обратную гидромеханическую задачу повышенной сложности – взаимозависимо определять размеры и формы других элементов устройства совместно с профилями проницаемых каналов, обеспечивающих по своей длине заданную массовую скорость фильтрации сквозь стенки. Перестановка неизвестной величины  $\rho V_r^*$  в группу известных, а задаваемой  $S(x)$  в группу искоемых – главный источник изменений в математической структуре системы многомерных уравнений динамики потока, происходящих при переходе от прямой задачи к обратной, – не облегчает решение последней. Причем допущения, которые оправданы для прямой задачи, в отдельных случаях становятся проблемными для обратной, например автомодельность профилей скоростей и температуры.

Естественно, одномерные модели обладают меньшим диапазоном описательных возможностей, чем многомерные. Однако простота их математической структуры, наглядность взаимосвязи гидродинамических величин и геометрических параметров канала, наличие коэффициентов интегрального характера, определяемых из одномерного эксперимента, позволяют им доминировать в инженерной расчетной практике. Активное создание таких моделей началось в 1960-е годы для расчетов формы проницаемых каналов ядерных и химических реакторов [15–17]. Хотя с этого момента прошло достаточно времени, по сей день одномерное описание динамики потока в проницаемых каналах содержит ряд нестыковок, усложняющих и ограничивающих его использование.

**Осреднение уравнения движения. Изоморфизм, гносеологическая неопределенность, визуализация течения.** Многомерное дифференциальное уравнение количества движения было спроектировано на ось канала; проекция записана в интегральной форме и посредством теоремы о среднем значении определенного интеграла (в данном случае по проходному сечению) приведена к выражению с инерционными членами, зависящими, казалось бы, только от продольной координаты. Слагаемое, содержащее проекцию дивергенции девиатора напряжений, как и при описании изменения давления жидкости, движущейся в обычной (с непроницаемыми стенками) трубе, представлено величиной, пропорциональной аксиальному скоростному напору. Полученное таким образом уравнение [14] большинство считают одномерным; оно оказалось идентичным равенству (1), которое было выведено на основании динамики точки переменной массы. На самом деле такие уравнения являются псевдоодномерными; они содержат величину  $\langle V_x^2 \rangle$  с неявно выраженной многомерностью. Обнаружившийся изоморфизм обусловлен гносеологической неопределенностью данного выражения, поскольку при переходе к интегральной форме записи была расширена область существования исходного дифференциального уравнения: полученное в результате осреднения равенство справедливо как для непрерывных функций, вошедших

под интеграл, так и имеющих конечное число разрывов. Таким образом, разрывы линий тока математически не исключены из рассмотрения и тем самым течение вязкой жидкости отождествлено с движением твердого тела переменной массы. Насколько это согласуется с законами природы, ответить может визуализация течения в проницаемых каналах.

На рис. 1 показана работа макета входного устройства в виде улитки монокассетного ядерного реактора с микротрещинами. Данное устройство обеспечивает в широком интервале изменения (регулируемого) величины расхода теплоносителя равномерную его раздачу по окружности топливного слоя и устойчивую фильтрацию (теплосъем) при случайных локальных возмущениях энерговыделения. Устойчивость здесь обеспечивается одновременно тремя взаимозависимыми особенностями течения жидкости – фильтрацией с одинаковой скоростью через однородное пористое кольцо, специальной тороидальной завихренностью и идеальным слиянием потоков в районе замыкания начала-конца улиточного канала (здесь турбулизация жидкости отсутствует). Такое течение в улиточном проницаемом канале возможно только при непрерывных линиях тока, не замыкающихся сами на себя. (Проходное сечение «улитки» рассчитывалось с учетом изложенной далее методики определения диссипативных потерь давления.)

На рис. 2 показан фрагмент устройства, содержащего два плоских канала: распределительный и отводной (каждый с одной проницаемой стенкой), по которым течет жидкость. Отчетливо видны плавные трубки тока. Движение по ним (не по каналу в целом, как ошибочно принималось в начале расчетной практики), бесспорно, подчиняется закону Бернулли, что, так же как

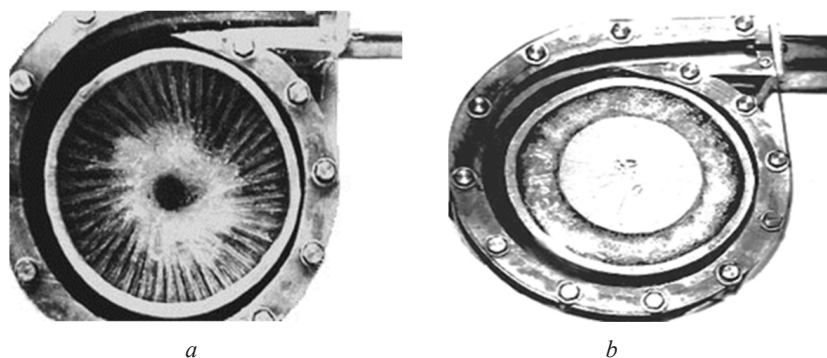


Рис. 1. Макет входного улиточного устройства: *a* – визуализация равномерной раздачи воды по окружности пористого кольца малого гидравлического сопротивления и идеального слияния потоков в районе замыкания начала – конца канала; *b* – визуализация тороидальной завихренности

Fig. 1. The model of the inlet snail device: *a* – visualization of the water uniform distribution around the low hydraulic resistance porous ring and the flow ideal confluence at the closure of the channel beginning – end; *b* – visualization of the toroidal vorticity

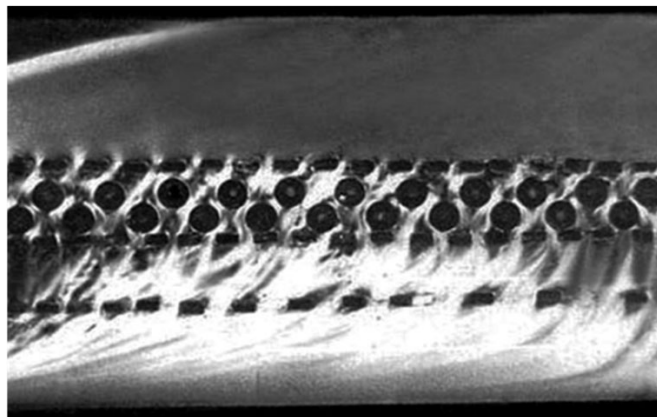


Рис. 2. Визуализация потока жидкости в каналах с проницаемыми стенками

Fig. 2. Visualization of fluid flow in channels with permeable walls

и при течении жидкости в улиточном канале, не согласуется с уравнением (1) и ставит под сомнение его описательные возможности.

**Коэффициент потока импульса. Аномалии в описании сопротивления трения.** От визуализации течения перейдем к характеристике величин  $\beta$  и  $\lambda$ , входящих в выражение (1). Приведенные в научной литературе теоретические и эмпирические данные по многомерному полю скоростей, как правило, невысокой точности, а в отдельных случаях даже противоречивы. Это относится и к коэффициентам потока импульса; с достоверностью можно утверждать лишь то, что в случае отсутствия отрыва «погранслоя» ( $dP/dx < 0$ ) при развитом турбулентном течении и невысокой интенсивности оттока (притока) ( $|K_{\perp}| < 0,15$ ;  $K_{\perp} = V_r^* / w$ ;  $V_r^*$  – радиальная составляющая вектора скорости на проницаемой стенке)  $\beta \approx 1$ , при ламинарном течении с такими же ограничениями на изменение расхода  $\beta \approx 1,4$  (см. обзорную часть [17]).

Для более детального определения коэффициента потока импульса необходимы либо многомерные математические модели движения жидкости в проницаемом канале с алгоритмами решения (на данный момент это проблема), либо точные замеры поля скорости, что также является непростой задачей (криволинейные линии тока, дискретность, вносимая пористой стенкой). Поэтому, считая коэффициент  $\beta$  близким к единице, уравнение (1) было сведено к безразмерному равенству

$$\frac{d\bar{P}}{dX} - 16K_{\perp} = 16K_{\perp}(\beta - 1) + 8K_{\perp} \operatorname{Re} \frac{d\beta}{d\operatorname{Re}} - \lambda := \zeta \quad (3)$$

с одним одномерным экспериментальным коэффициентом  $\zeta$  и отмечено, что при оттоке  $\zeta \approx \lambda$ , при притоке  $\zeta \wedge \lambda \ll 1$  [18] (здесь:  $X = x / D$ ;  $\bar{P} = 2P / \rho w^2$ ;  $\operatorname{Re}$  – число Рейнольдса). Это позволило при анализе литературных данных, приведенном ниже, не заострять внимание на несущественных различиях между  $\lambda$  и  $\zeta$ , а использовать единые термин «коэффициент сопротивления трения» и его обозначение  $\lambda$ .

Нахождение закономерностей для коэффициентов сопротивления трения проницаемых каналов сложнее и, естественно, более затратное, чем для коэффициентов сопротивления обычных магистралей. Поэтому на первом этапе исследований учеными выдвигалось множество гипотез, порой чисто интуитивных, согласно которым величина  $\lambda$  не зависела от локального числа Рейнольдса [19, 20], была равна нулю [21] или коэффициенту гидравлического сопротивления обычного канала, при этом применялись формула Блаузиса [22, 23], линейный и квадратичный законы [24, 25], формула Альтшуля [26]. В это время А. И. Егоровым была разработана серия поправок, которые учитывали эффекты дискретности оттока (притока) жидкости [27, 28].

С таким разнообразием можно было мириться, пока перфорированные магистрали использовались главным образом в сантехническом оборудовании и гидротехнических сооружениях. С появлением возможности их применения в особо ответственных узлах радиальных химических и ядерных реакторов возникла острая необходимость в серьезном экспериментальном изучении гидравлики проницаемых каналов и определении коэффициента  $\lambda$ . На объем и характер этих исследований большое влияние оказали данные, полученные в [29]. Было установлено, что при течении жидкости с относительно плавным изменением расхода по длине канала коэффициент потока импульса  $\beta$ , а, следовательно, и величина  $\lambda$  не зависят от вида функции  $G(x)$ . Это позволило заметно сузить диапазон исследований – опыты проводились, как правило, при равномерном оттоке (притоке), а результаты затем распространялись на другие законы изменения расхода. К настоящему времени предложен ряд эмпирических зависимостей для определения  $\lambda$ ; в большинстве случаев они были представлены в следующем виде:

$$\lambda = \lambda_0 + \alpha K_{\perp}^b, \quad (4)$$

где  $\lambda_0$  – коэффициент сопротивления трения при постоянном расходе.

Приведем часто используемые формулы [30, 31]:  
для несимметричного оттока

$$\lambda = \lambda_0 + 8K_{\perp}, \quad (5)$$

для симметричного оттока

$$\lambda = \lambda_0 + 5,54K_{\perp}, \quad (6)$$

для симметричного притока

$$\begin{cases} \lambda = \lambda_0 + K_{\perp}; & K_{\perp} \leq \lambda_0; \\ \lambda = 0; & K_{\perp} > \lambda_0 \end{cases} \quad (7)$$

и для всех случаев притока при перепаде давления на пористой стенке меньше перепада в канале

$$\lambda = 1,5K_{\perp}. \quad (8)$$

Прежде всего хотелось бы обратить внимание на отсутствие предельного перехода ( $V_r^* \rightarrow 0 \Rightarrow \lambda \rightarrow \lambda_0$ ) в выражении (8) и гладкой зависимости в системе (7). К тому же при  $\beta$ , близком к единице,  $\lambda$  притока, согласно (7), может быть равно нулю, а это свидетельствует о том, что коэффициент гидравлического сопротивления не является показателем диссипации, каковым он был при течении в обычных каналах.

Поскольку эксперименты Е. С. Коченова и О. Ю. Новосельского [18] были выполнены тщательно, то следует считать, что уравнение (1), используемое для обработки замеров, не способно описывать посредством четвертого слагаемого закономерности реакции потока на изменение расхода вдоль проницаемого канала. В связи с этим пятое слагаемое, содержащее величину  $\lambda$ , найденную расчетно-экспериментальным путем с использованием того же равенства (1), наравне с силой сопротивления трения включает и часть силы инерции, компенсируя неточности, вносимые неадекватным четвертым слагаемым. Следовательно, работоспособность этого выражения, полученного двумя способами (на основании положений Мещерского и путем осреднения проекции уравнения количества движения), для чисто гидродинамических задач обеспечивает не «точный» аналитический учет инерционных эффектов, а величина  $\lambda$ , рассчитанная по результатам досконально выверенных замеров давления в проницаемых каналах и названная по аналогии с гидравликой обычных труб (хотя подобия здесь нет) коэффициентом сопротивления трения. Вид самого уравнения, по которому производится обработка экспериментальных результатов, играет здесь второстепенную роль; отдельными специалистами, в частности известным ученым И. Е. Идельчиком, было предложено в расчетной практике принять, что суммарные потери давления в проницаемом канале пропорциональны скоростному напору, и на основании этого положения обрабатывать эмпирические данные.

**О диссипации энергии потока в проницаемом канале и новом кинематическом образе.** Расчет размеров и форм конструктивных элементов инновационных радиальных аппаратов, свойства реагентов или теплоносителей которых зависят от температуры, моделирование происходящих в аппаратах термогазодинамических процессов требуют учета тепловых эффектов, вызванных диссипацией механической энергии потока в проницаемых каналах. Особенно досконально ее следует учитывать при определении зоны устойчивой работы реакторов с микротрещинами при случайных возмущениях нейтронного потока.

Движение сплошной среды подчиняется законам сохранения массы, импульса и энергии и описывается соответствующей системой уравнений. Вязкие напряжения (как результат молекулярного и турбулентного переноса импульса) входят в уравнение движения в виде поверхностных сил сопротивления, а в общий закон сохранения энергии – в виде удельной диссипированной мощности. Данное обстоятельство указывает путь решения задачи диссипативного нагрева потока в проницаемом канале: необходимо записать выражение изменения давления таким образом, чтобы рассчитанный с его помощью (по результатам замеров скорости потока и давления) коэффициент сопротивления трения позволял оценивать (наподобие течения в обычных трубах) удельную рассеянную механическую энергию потока в перфорированных магистральных.

Приведенные выше экспериментальные данные и визуализация течения, свидетельствующие о крайней ограниченности возможностей достоверного описания термогазодинамических процессов с помощью существующего кинематического образа течения жидкости в проницаемых каналах, инспирировали необходимость замены этого образа. Было предложено вместо «твердой

струи», от которой отделяются или к которой присоединяются частицы жидкости, представить поток (для случая безотрывного течения) в виде множества концентрических, коаксиальных элементарных трубок тока, каждая из которых, не пересекая друг друга, проходит через пористую поверхность [17]. Непроницаемость трубок тока (расход по ним постоянен) исключает при построении расчетной модели необходимость использования уязвимого в гидромеханике понятия «материальная точка переменной массы».

На основании такого кинематического образа получено одномерное уравнение изменения давления жидкости в проницаемом канале:

$$dP + {}_3\beta \rho w dw + \frac{1}{2} \rho w^2 d{}_3\beta + \frac{\rho}{2G} ({}_3\beta w^2 - V_x^{*2}) dG + \xi \rho \frac{w^2}{2D} dx = 0, \quad (9)$$

где  ${}_3\beta$  – коэффициент Кориолиса ( ${}_3\beta := \langle V_x^3 \rangle / w^3$ ).

В [18] это уравнение приводится в приближении

$${}_2\beta \approx {}_3\beta \wedge \frac{d{}_2\beta}{dx} \approx \frac{1}{2} \frac{d{}_3\beta}{dx}, \quad (10)$$

которое соответствует турбулентному режиму течения и начальной стадии его перехода в ламинарный. Такая аппроксимация позволила для наиболее распространенного характера движения жидкости в проницаемых каналах радиальных аппаратов выявить существенную разницу между слагаемыми уравнений (9) и (1), отвечающими за инерционные эффекты, которые вызваны изменением расхода.

**Моделирование зависимости коэффициента Кориолиса от режима течения.** Коэффициенты Кориолиса и потока импульса рассчитываются на основании одного и того же поля скоростей и поэтому должны иметь близкий характер поведения при различных режимах течения (для  ${}_2\beta$  он приведен выше). Учитывая это обстоятельство, построим зависимость  ${}_3\beta(x)$  от числа Рейнольдса и  $K_{\perp}$ , перейдя к которой исключим объект неоднородности ( $\langle V_x^3 \rangle$ ) из уравнения (9).

Примем, что значения  ${}_3\beta$  при ламинарном и развитом турбулентном потоках постоянны, и обозначим их, соответственно литерами  $A$  и  $B$ . Будем полагать, что турбулентный режим течения в проницаемом канале реализуется в том случае, когда число Рейнольдса превышает некое значение  $Re_T$ , а ламинарный режим – когда  $Re$  меньше  $Re_L$ . Переходный режим имеет место при  $Re \in [Re_L; Re_T]$ . Примем в качестве приближения, что в этом интервале значение коэффициента Кориолиса линейно зависит от числа Рейнольдса, а сами границы интервала таким же образом связаны с величиной  $K_{\perp}$ .

Данные допущения позволяют представить  ${}_3\beta(x)$  и его производную по оси канала в виде кусочно-непрерывных функций:

$${}_3\beta = \begin{cases} A; & Re < Re_L; \\ B + \frac{Re_T - Re(x)}{Re_T - Re_L} (A - B); & Re \in [Re_L; Re_T]; \\ B; & Re > Re_T; \end{cases} \quad (11)$$

$$\frac{{}_3\beta}{dx} = \begin{cases} 0; & Re < Re_L; \\ \frac{B - A}{Re_T - Re_L} \frac{dRe}{dx}; & Re \in [Re_L; Re_T]; \\ 0; & Re > Re_T; \end{cases} \quad (12)$$

$$Re_L = Re_{0L} (1 + \delta |K_{\perp}|); \quad Re_T = Re_{0T} (1 + \varepsilon |K_{\perp}|), \quad (13)$$

где  $Re_{0L}$  ( $Re_{0T}$ ) – число Рейнольдса, соответствующее начальной (конечной) стадии перехода ламинарного течения в турбулентное в каналах с непроницаемыми стенками. Величины  $A$ ,  $B$ ,

$\delta$ ,  $\varepsilon$  имеют различные значения при оттоке и притоке; при записи выражения (12) исключена производная величины  $|K_{\perp}|$  по координате  $x$ , поскольку учет ее выходит за рамки точности модели.

Зарекомендовавшая себя наиболее работоспособной при практических расчетах аппроксимация разрывных функций (11), (12) непрерывными имеет вид

$$\begin{aligned} {}_3\beta &= A + \frac{B-A}{2(\text{Re}_T - \text{Re}_L)} (\text{Re} - \text{Re}_L) \left[ \text{erf} \left( \frac{\text{Re} - \text{Re}_L}{100} \right) + 1 \right] + \\ &+ \frac{1}{2} \left[ B - A - \frac{B-A}{\text{Re}_T - \text{Re}_L} (\text{Re} - \text{Re}_L) \right] \left[ \text{erf} \left( \frac{\text{Re} - \text{Re}_T}{100} \right) + 1 \right]; \\ \frac{d_3\beta}{dx} &= \frac{B-A}{2(\text{Re}_T - \text{Re}_L)} \left[ \text{erf} \left( \frac{\text{Re} - \text{Re}_T}{100} \right) - \text{erf} \left( \frac{\text{Re} - \text{Re}_L}{100} \right) \right] \frac{d \text{Re}}{dx}. \end{aligned} \quad (14)$$

**Коэффициент трения как показатель относительной величины диссипации.** Поскольку девиатор напряжений равен удвоенному произведению вязкости жидкости  $\mu$  и неизотропной части тензора скоростей деформации, то с математической точки зрения каждое слагаемое величины  $\lambda$  должно зависеть от  $\mu$ . На практике же экспериментальные данные, обработанные на основании уравнения (1), описываются выражением (4), второе слагаемое которого не зависит от вязкости. Это еще раз подчеркивает несостоятельность уравнения (1) и необходимость поиска новой критериальной формы записи коэффициента  $\xi$ , входящего в равенство (9), вместо ныне используемой (4).

Рассмотрим движение жидкости в осесимметричном канале с анизотропной квазигомогенной пористой стенкой, чья структура и относительный размер пор  $d/D \ll 1$  обуславливают поворот потока, при котором  $V_x^* / V_r^* \ll 1$ . Также считаем, что профиль канала обеспечивает плавное изменение расхода по длине и монотонное падение давления ( $dP/dx < 0$ ) как при оттоке, так и при притоке. При таких ограничениях исключен отрыв потока от стенок канала, а работа вязких сил по формированию профиля скорости оказывается пренебрежимо малой по сравнению с диссипацией. Отсюда следует, что диссипация механической энергии потока в проницаемом канале определяется через коэффициент  $\xi$  в уравнении (9):

$$q_l / \frac{\pi D}{8} \rho w^3 = \xi, \quad (15)$$

где  $q_l$  – погонная мощность тепловыделения в результате диссипации.

Здесь имеет место физическое подобие между коэффициентом сопротивления трения для обычной трубы  $\xi_0$  и  $\xi$  для канала с проницаемой стенкой – они оба являются показателями относительной величины диссипации. Это обстоятельство позволяет распространить известные эмпирические закономерности падения давления при движении жидкости в трубах на течение в перфорированных магистралах.

**Структура коэффициента трения проницаемого канала.** Выпишем группу величин, от которых зависит скорость диссипации в трубах: динамическая вязкость  $\mu$  и плотность жидкости  $\rho$ , эквивалентный диаметр канала  $D$  и модуль определяющей скорости  $U \left( U := \frac{1}{S_S} \int \sqrt{V_x^2 + V_r^2} dS \right)$ . Поскольку течение в проницаемом симметричном канале двумерное, следует добавить к этим величинам еще один параметр – среднюю по сечению осевую составляющую вектора скорости потока  $w$ , и представить изменение давления вдоль канала в результате диссипации ( $dP_{\partial}/dx$ ) с учетом принципа однородности по размерностям [32, 33] в виде произведения

$$\frac{dP_{\partial}}{dx} = \chi D^{\theta} \rho^{\sigma} \mu^{\gamma} U^{\eta} w^{\varphi}, \quad (16)$$

где  $\chi$  – числовой коэффициент.



Предполагая такой вид записи, в число влияющих параметров намеренно не была включена радиальная скорость на проницаемой стенке. Ее наличие привело бы к явной некорректности ( $dP_\partial/dx \rightarrow 0$  при  $V_r^* \rightarrow 0$ ) – нарушению плавного перехода от диссипации при оттоке (притоке) к диссипации потока в непроницаемом канале, поэтому вместо проекции  $V_r^*$  и была введена величина  $U$ .

**Анализ структуры  $\xi$  с привлечением векторной размерности длины.** Для исследования коэффициента трения как показателя относительной величины диссипации воспользуемся декартовой и цилиндрической системами координат, оси  $X$  которых совпадают между собой и осью канала, и применим метод размерностей, увеличив его эффективность за счет ввода векторной единицы длины [34, 35]. Размерности основных единиц измерения: массы, времени, компонент длины по направлениям соответственно обозначим  $l_m, l_t, l_x, l_y, l_z, l_r$ . Осевая симметрия задачи позволяет выразить радиальную составляющую размерности длины через  $l_y, l_z$  следующим образом:

$$l_r = l_y^{1/2} l_z^{1/2}. \quad (17)$$

Определим размерности величин, вошедших в выражение (16). Не составляет сложности установить их для эквивалентного диаметра и осевой составляющей вектора скорости:

$$D \doteq l_r; w \doteq l_x l_t^{-1}. \quad (18)$$

Поскольку размерность любой физической величины может быть только произведением возведенных в степень размерностей, принятых за основные, а  $U$  зависит от осевой и радиальной компонент скорости потока в канале, то

$$U = U(V_x; V_r) \doteq l_x^a l_y^b l_z^c l_t^{-1} = (l_{||} := l_x^a l_r^{1-a}) l_t^{-1}; \quad a + b + c = 1. \quad (19)$$

Используя последовательную перестановку по часовой стрелке показателей степеней в  $l_{||}$ , определим размерности длины в двух ортогональных направлениях, перпендикулярных  $U$ :

$$l_{||} = l_x^a l_y^b l_z^c \Rightarrow l_{1\perp} = l_x^c l_y^a l_z^b \Rightarrow l_{2\perp} = l_x^b l_y^c l_z^a, \quad (20)$$

и на основании  $l_{||}, l_{1\perp}, l_{2\perp}$  найдем размерности площадей поверхностей, перпендикулярной и параллельной  $U$ , а также размерности силы  $f$ , объема  $v$  и плотности  $\rho$ :

$$\begin{aligned} S_{\perp} &\doteq l_{1\perp} l_{2\perp} = l_x^{1-a} l_r^{1+a}; \\ S_{||} &\doteq l_{||} l_{1\perp}^{1/2} l_{2\perp}^{1/2}; \\ f &\doteq l_m l_{||} l_t^{-2} = l_m l_x^a l_r^{1-a} l_t^{-2}; \\ v &\doteq l_{s\perp} l_{||} = l_x^{1-a} l_r^{1+a} l_x l_r^{1-a} = l_x l_r^2; \\ \rho &\doteq l_m l_v^{-1} = l_m l_x^{-1} l_r^{-2}. \end{aligned} \quad (21)$$

Размерность динамической вязкости жидкости с учетом векторности единицы длины найдем, опираясь на ее определение: динамическая вязкость – это сила, действующая на единицу площади поверхности, образованной линиями тока, и деленная на градиент скорости в направлении, перпендикулярном данной поверхности. Отсюда следует, что

$$\mu = \frac{f}{S_{||}} \Big/ \frac{\partial U}{\partial n} \doteq \frac{l_m l_{||} l_t^{-2}}{l_{||} l_{1\perp}^{1/2} l_{2\perp}^{1/2}} \cdot \frac{l_{1\perp}^{1/2} l_{2\perp}^{1/2} l_t}{l_{||}} = l_m l_{||}^{-1} l_t^{-1} = l_m l_x^{-a} l_r^{a-1} l_t^{-1}. \quad (22)$$

Из тех же соображений установим размерность  $dP_\partial/dx$ :

$$\frac{dP_\partial}{dx} \doteq \frac{l_f}{l_x l_{s\perp}} = \frac{l_m l_x^a l_r^{1-a} l_t^{-2}}{l_x l_x^{1-a} l_r^{1+a}} = l_m l_x^{2(a-1)} l_r^{-2a} l_t^{-2}. \quad (23)$$

Полученные выражения (18)–(23) позволяют записать формулу размерности для предиката (16). Приравняв показатели степеней при одинаковых размерностях основных единиц измерения в (16), приходим к системе

$$\begin{cases} l_m : & 1 = \sigma + \gamma; \\ l_t : & 2 = \varphi + \gamma + \eta; \\ l_x : & 2(a-1) = \varphi - \sigma - a\gamma + a\eta; \\ l_r : & 2a = 2\sigma - \theta + (1-a)(\gamma - \eta). \end{cases} \quad (24)$$

Динамическая вязкость является единственной величиной из группы влияющих переменных, не характеризующая инерционные эффекты. Разрешим (24) относительно показателей степеней, считая  $\gamma$  известным, что позволит установить функциональную связь между коэффициентами сопротивления трения обычного канала и проникаемого.

Из системы линейных уравнений (24) следует, что

$$\begin{aligned} \sigma &= 1 - \gamma; & \eta &= \frac{3 - 2a - a\gamma}{1 - a}; \\ \varphi &= \frac{-1 + \gamma(2a - 1)}{1 - a}; & \theta &= -1 - \gamma. \end{aligned} \quad (25)$$

Подставив выражения (25) в (16), получим

$$\frac{dP_\partial}{dx} = 2\chi \left( \frac{w\rho D}{\mu} \right)^{-\gamma} \cdot \left( \frac{U}{w} \right)^{\frac{3-2a-a\gamma}{1-a}} \frac{\rho w^2}{2D}. \quad (26)$$

Показатель степени  $a$  выразим через компоненты определяющей скорости  $U$ ; для этого, считая  $V_x, V_r$  известными величинами, решим уравнение

$$U := \frac{2}{R^2} \int_0^R \sqrt{V_x^2(r) + V_r^2(r)} r dr = \sqrt{V_x^2(r) + V_r^2(r)} \quad (27)$$

относительно  $r$ , что позволит установить место в проходном сечении канала (радиус  $r^+$ ), где вектор скорости потока имеет модуль  $U$ , а затем найдем и его компоненты  $V_x^+ = V_x(r^+)$  и  $V_r^+ = V_r(r^+)$ . Поскольку размерность  $U$  равна  $l_x^a l_r^{1-a} l_t^{-1}$ , то очевидно, что

$$\frac{V_r^+}{V_x^+} = 0 \Rightarrow a = 1; \quad \frac{V_r^+}{V_x^+} = 1 \Rightarrow a = \frac{1}{2}; \quad \frac{V_r^+}{V_x^+} = \infty \Rightarrow a = 0. \quad (28)$$

Аппроксимационное уравнение, удовлетворяющее условиям (28), имеет вид

$$a = \frac{1}{1 + V_r^+ / V_x^+}. \quad (29)$$

Данную зависимость следует принять как определение  $a$ , поскольку она отражает одинаковую степень влияния величины угла между осью  $X$  или  $R$  и вектором  $U$  на размерности  $l_x$  и  $l_r$  и тем самым не выделяет ни одного из них при описании физических процессов, соответствующую условию однородности пространства.

Поля скорости в проникаемых каналах многократно определялись теоретически и экспериментально, о чем уже упоминалось. На основании этих результатов было сформировано множество  $Z$ , элементами которого являются пары  $V_r(r), V_x(r)$ . Численные исследования показали, что для  $\forall [(V_x; V_r) \in Z] \wedge \forall \chi \in [0; 1]$  (несмотря на то, что при  $V_r \rightarrow 0$  величина  $a \rightarrow 1$ , и потому

показатель степени  $(3 - 2a - a\gamma) / (1 - a)$  в случае  $\gamma \neq 1$  стремится к бесконечности) существует предел

$$\lim_{V_r \rightarrow 0} \left( \frac{U}{w} \right)^{\frac{3-2a-a\gamma}{1-a}} = 1. \quad (30)$$

Его наличие дает возможность выстроить логическую цепочку

$$\xi_0 = 2\chi \left( \frac{w\rho D}{\mu} \right)^{-\gamma} = 2\chi \text{Re}^{-\gamma} \Rightarrow \xi = \xi_0 \Psi; \quad \Psi := \left( \frac{U}{w} \right)^{\frac{3-2a-a\gamma}{1-a}} \Rightarrow \Psi > 1 \Rightarrow \xi > \xi_0 \quad (31)$$

и установить значения величин  $\gamma$  и  $\chi$  на основании экспериментальных зависимостей для обычных каналов. Так, при ламинарном течении ( $\xi_0 = 64\text{Re}^{-1}$ ) следует принять  $\chi = 32$ ,  $\gamma = 1$ , при турбулентном ( $\xi_0 = 0,316\text{Re}^{-0,25}$ ) –  $\chi = 0,158$ ,  $\gamma = 0,25$ .

**Заключение.** Изложенный способ определения коэффициента гидравлического сопротивления  $\xi$  справедлив как при оттоке жидкости из канала, так и при притоке. Естественно, для этих случаев пары функций  $V_r(r)$  и  $V_x(r)$  будут отличаться между собой. Различными будут и значения величины  $\Psi$ , но при  $dP/dx < 0$  и  $K_{\perp} < 0,15$  (что имеет место в большинстве аппаратов радиального типа) они близки к единице. Так, при оттоке и ламинарном течении в канале значение  $\Psi$  не превышает 1,04, при турбулентном – 1,08; при притоке – соответственно 1,12 и 1,16. На практике удовлетворительные результаты получены при следующих приближениях: равенство продольных составляющих вектора скорости в проницаемом и обычном каналах, линейный закон изменения  $V_r(r)$  по радиусу при  $K_{\perp} \leq 0,15$ , переход линейной зависимости в асимптотическую в случае  $K_{\perp} > 0,15$ .

Как объяснение этого отметим, что значения производных  $V_r^* \frac{\partial \Psi}{\partial V_r}$  и  $\frac{G}{\rho F} \frac{\partial \Psi}{\partial V_x}$  невелики, поэтому имеет место незначительное приращение  $\Psi$  в результате вариаций  $V_r(r)$ ,  $V_x(r)$  (отклонения истинных компонент скорости от приближенных). Для расчетов, не требующих высокой точности, например, для определения затрат материалов на изготовление устройств, содержащих каналы с проницаемыми стенками, определения типа и мощности насосов для прокачки в них рабочей жидкости, для оценки массогабаритных характеристик аппаратов радиального типа и т. п., можно пользоваться приближением  $A = 2$ ;  $B = 1$ ;  $\delta \wedge \varepsilon = 0$  (см. выражения (13)).

С помощью описанных здесь расчетно-теоретических приемов, не составит особого труда определить коэффициент гидравлического сопротивления кольцевого канала с одной или двумя проницаемыми стенками, представив его также в виде произведения  $\xi = \xi_0 \Psi$ . Таким же образом можно найти и величину нагрева теплоносителя в распределительном и отводном каналах реактора радиального типа в результате диссипации механической энергии потока, оценить устойчивость фильтрации в топливном слое, уточнить область конструкционных и термогазодинамических параметров, отвечающих автомоделному теплосъему в активной зоне при работе ядерной установки на частичных нагрузках.

### Список использованных источников

1. Маккавеев, В. М. Теория гидродинамических процессов с большим гашением энергии / В. М. Маккавеев // Труды II всесоюзного гидрологического съезда в Ленинграде, 20–27 апреля 1928 г. – Л.: Гос. гидрол. ин-т, 1930. – С. 49–60.
2. Ненько, Я. Т. О движении жидкости с переменной вдоль потока массой / Я. Т. Ненько // Тр. Харьков. гидрометеорол. ин-та. – Харьков, 1938. – С. 3–50.
3. Патрашев, А. Н. Движение жидкости в каналах с переменным расходом по пути / А. Н. Патрашев // Изв. НИИ гидротехники. – 1940. – Т. 28. – С. 5–30.
4. Петров, Г. А. Гидравлика переменной массы / Г. А. Петров. – Харьков: Харьков. ун-т, 1964. – 224 с.
5. Навоян, Х. А. Примеры гидравлических расчетов водопропускных сооружений / Х. А. Навоян. – Киев: Будівельник, 1975. – 148 с.
6. Ньютон, И. Математические начала натуральной философии / И. Ньютон. – М.: Наука, 1989. – 688 с.
7. Орир, Дж. Физика: в 2 т. / Дж. Орир. – М.: Мир, 1981. – Т. 1. – 336 с.
8. Маркеев, А. П. Теоретическая механика / А. П. Маркеев. – М.: ЧеРо, 1999. – 572 с.

9. Голубев, Ю. Ф. Основы теоретической механики / Ю. Ф. Голубев. – М.: Изд-во МГУ, 2000. – 719 с.
10. Бэтчелор, Дж. Введение в динамику жидкости / Дж. Бэтчелор. – М.: Мир, 1973. – 758 с.
11. Лойцянский, Л. Г. Механика жидкости и газа / Л. Г. Лойцянский. – М.: Наука, 1978. – 736 с.
12. Мещерский, И. В. Работы по механике тел переменной массы / И. В. Мещерский. – М.: ГИТТЛ, 1952. – 280 с.
13. Кинни, Р. Б. Турбулентное течение, теплообмен и массообмен в трубе с поверхностным отсосом / Р. Б. Кинни, Е. М. Спэрроу // Теплопередача. – 1970. – Т. 92, № 2. – С. 121–131.
14. Коченов, И. С. О гидравлическом сопротивлении системы охлаждения ядерного реактора / И. С. Коченов, О. Ю. Новосельский // Атом. энергия. – 1967. – Т. 23, вып. 2. – С. 113–120.
15. Каган, А. М. Распределение газового потока в плоском аппарате с развернутым зернистым слоем / А. М. Каган, А. С. Пушнов, И. И. Гальперин // Хим. пром-сть. – 1980. – № 1. – С. 42–44.
16. Горелик, А. Г. Исследование гидродинамики радиальных реакторов для каталитического дожигания отходящих газов / А. Г. Горелик, Л. Н. Меламед, А. В. Анитин // Теор. основы хим. технологии. – 1980. – Т. 14, № 3. – С. 378–385.
17. Войтов, В. И. Реакторы с микротовзлами: гидродинамика проницаемых каналов насыпной сборки / В. И. Войтов, В. П. Колос // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2019. – Т. 64, № 2. – С. 182–196. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-1-182-196>
18. Коченов, И. С. Гидравлическое сопротивление каналов с проницаемой стенкой / И. С. Коченов, О. Ю. Новосельский // Инженер.-физ. журнал. – 1969. – Т. 16, № 3. – С. 405–412.
19. Кузнецкий, Р. С. Распределение скорости и давления жидкости вдоль трубы с отверстиями / Р. С. Кузнецкий // Инженер.-физ. журн. – 1971. – Т. 20, № 1. – С. 129–133.
20. Смыслов, В. В. Анализ уравнения движения жидкости в трубопроводах с переменной раздачей вдоль пути / В. В. Смыслов, Н. О. Езерский // Гидравлика и гидротехника. – 1974. – № 18. – С. 132–139.
21. Грикевич, Э. А. Распределение скоростей движения жидкости и потерь напора в скважине / Э. А. Грикевич // Водоснабжение и канализация. – 1974. – Вып. 4. – С. 77–81.
22. Смыслов, В. В. Гидравлический расчет трубопроводов с переменной раздачей вдоль пути / В. В. Смыслов, Ю. М. Константинов // Гидравлика и гидротехника. – 1972. – № 14. – С. 24–31.
23. Анофриев, Г. И. Гидравлические характеристики однорядных коллекторных систем / Г. И. Анофриев, П. И. Быстров // Теплоэнергетика. – 1971. – № 9. – С. 32–35.
24. Рейзис, Э. А. Гидравлический расчет контактных радиальных аппаратов / Э. А. Рейзис // Теор. основы хим. технологии. – 1967. – Т. 1, № 3. – С. 380–382.
25. Дильман, В. В. Описание движения потока в каналах с проницаемыми стенками на основе уравнения энергии / В. В. Дильман, С. П. Сергеев, В. С. Генкин // Теор. основы хим. технологии. – 1971. – Т. 5, № 4. – С. 564–572.
26. Шимко, К. И. Уравнение движения жидкости в перфорированных трубопроводах постоянного поперечного сечения с учетом закона раздачи расходов вдоль пути / К. И. Шимко, А. Е. Елисеев // Вод. хоз-во Белоруссии. – 1975. – Вып. 5. – С. 138–144.
27. Егоров, А. И. Исследование закономерностей движения жидкости в трубчатых распределителях и сборниках водоочистных сооружений / А. И. Егоров // Труды ВНИИ ВОДГЕО. – 1970. – № 27. – С. 22–30.
28. Егоров, А. И. Распределение воды дырчатыми трубами с постоянным шагом отверстий / А. И. Егоров // Труды ВНИИ ВОДГЕО. – 1972. – № 36. – С. 142–159.
29. Быстров, П. И. Гидродинамика коллекторных теплообменных аппаратов / П. И. Быстров, В. С. Михайлов. – М.: Энергоиздат, 1982. – 224 с.
30. Меерович, И. Г. Гидродинамика коллекторных систем / И. Г. Меерович, Г. Ф. Мучник. – М.: Наука, 1986. – 144 с.
31. Идельчик, И. Е. Метод расчета раздачи потока вдоль контактных, фильтрующих и других подобных аппаратов цилиндрической формы / И. Е. Идельчик // Инженер.-физ. журн. – 1965. – Т. 8, № 5. – С. 635–638.
32. Хантли, Г. Е. Анализ размерностей / Г. Е. Хантли. – М.: Мир, 1970. – 175 с.
33. Трубецков, Д. И. Две лекции. Анализ размерностей или райская жизнь в физике / Д. И. Трубецков // Изв. вузов. Приклад. нелинейная динамика. – 2012. – Т. 20, № 1. – С. 16–32. <https://doi.org/10.18500/0869-6632-2012-20-1-16-32>
34. Siano, D. B. Orientational Analysis – a Supplement to Dimensional Analysis – I / D. B. Siano // J. Franklin Inst. – 1985. – Vol. 320, iss. 6. – P. 267–283. [https://doi.org/10.1016/0016-0032\(85\)90031-6](https://doi.org/10.1016/0016-0032(85)90031-6)
35. Siano, D. B. Orientational Analysis, Tensor Analysis and Group Properties of the SI Supplementary Units – II / D. B. Siano // J. Franklin Inst. – 1985. – Vol. 320, iss 6. – P. 285–302. [https://doi.org/10.1016/0016-0032\(85\)90032-8](https://doi.org/10.1016/0016-0032(85)90032-8)

## References

1. Makkaveev V. M. Theory of hydrodynamic processes with large energy dissipation. *Trudy II vsesoyuznogo gidrologicheskogo s'ezda v Leningrade, 20–27 aprelya 1928 g.* [Proceedings of the II All-Union Hydrological Congress in Leningrad, April 20–27, 1928]. Leningrad, State Hydrological Institute, 1930, pp. 49–60 (in Russian).
2. Nenioko J. T. About the fluid motion with variable mass along the way. *Trudy Khar'kovskogo gidrometeorologicheskogo instituta* [Proceedings of the Kharkiv Hydrometeorological Institute]. Kharkiv, 1938, pp. 3–50 (in Russian).
3. Patrashev A. N. The movement of fluid in channels with variable flow rate along the way. *Izvestiya NII gidrotekhniki* [News of the Research Institute of Hydraulic Engineering], 1940, vol. 28, pp. 5–30 (in Russian).

4. Petrov G. A. *Hydraulics of Variable Mass*. Kharkiv, Kharkiv University, 1964. 224 p. (in Russian).
5. Navoian H. A. *Examples of Hydraulic Calculations of Culverts*. Kyiv, Budivilnic Publ., 1975. 149 p. (in Russian).
6. Newton I. *Adventurer in Thought. Chapter 8 – Natural Principles of Mathematics*. Cambridge University Press, 2010, pp. 202–224. <https://doi.org/10.1017/CBO9780511622403.010>
7. Orear J. *Physics*. New York, Macmillan, 1979. xvi, 752 p.
8. Markeev A. P. *The Theoretical Mechanics*. Moscow, ChePo Publ., 1999. 572 p. (in Russian).
9. Golubev Yu. F. *Fundamentals of Theoretical Mechanics*. Moscow, MSU Publ., 2000. 719 p. (in Russian).
10. Batchelor G. K. *An Introduction to Fluid Dynamics*. Cambridge University Press, 2000. xviii, 615 p. <https://doi.org/10.1017/CBO9780511800955>
11. Loitsyanskii L. G. *Mechanics of Fluid and Gas*. Moscow, Nauka Publ., 1978. 736 p. (in Russian).
12. Mescherskii I. V. *Equations of the Movement of a Point with Variable Mass in Total Case*. Moscow, State Publ. House on Construction and Architecture, 1952. 318 p. (in Russian).
13. Kinney R. B., Sparrow E. M. Turbulent Flow, Heat Transfer, and Mass Transfer in a Tube With Surface Suction. *ASME Journal Heat Transfer*, 1970, vol. 92, no. 1, pp. 117–124. <https://doi.org/10.1115/1.3449600>
14. Kochenov I. S., Novosel'skii O. Yu. On the hydraulic resistance of the nuclear reactor cooling system. *Atomnaya energiya* [Atomic Energy], 1967, vol. 23, no. 2, pp. 113–120 (in Russian).
15. Kagan A. M., Pushnov A. S., Gal'perin I. I. Gas flow distribution in a flat apparatus with an expanded granular layer. *Khimicheskaya promyshlennost' = Industry & Chemistry*, 1980, no. 1, pp. 42–44 (in Russian).
16. Gorelik A. G., Melamed L. N., Anitin A. V. Investigation of radial reactors the hydrodynamics for catalytic afterburning of exhaust gases. *Teoreticheskie osnovy khimicheskoi tekhnologii = Theoretical Foundations of Chemical Engineering*, 1980, vol. 14, no. 3, pp. 378–385 (in Russian).
17. Voitov I. V., Kolos V. P. Reactors with micro fuel particles: hydrodynamics of permeable channels of the bulk assembly. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-tekhnichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 2, pp. 182–196 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-1-182-196>.
18. Kochenov I. S., Novosel'skii O. Yu. Hydraulic resistance of channels with permeable walls. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 1969, vol. 16, no. 3, pp. 275–281. <https://doi.org/10.1007/BF01840621>
19. Kuznetskii R. S. Fluid velocity and pressure distributions along a pipe with holes. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 1971, vol. 20, no. 1, pp. 96–99. <https://doi.org/10.1007/BF00868595>
20. Smyslov V. V., Ezerskii N. J. Analysis of the equation of fluid motion in pipelines with variable distribution along the path. *Gidravlika i gidrotekhnika* [Hydraulics and Hydraulic Engineering]. Kyiv, 1974, no. 18, pp. 132–130 (in Russian).
21. Grikevich E. A. Distribution of fluid velocity and pressure losses in a well. *Vodosnabzhenie i kanalizatsiya* [Water Supply and Sewerage], 1974, iss. 4, pp. 77–81 (in Russian).
22. Smyslov V. V., Konstantinov Yu. M. Hydraulic calculation of pipelines with variable distribution along the path. *Gidravlika i gidrotekhnika* [Hydraulics and Hydraulic Engineering]. Kyiv, 1972, no. 14, pp. 24–31 (in Russian).
23. Anofriev G. I., Bystrov P. I. Hydraulic characteristics of single-row collector systems. *Teploenergetika = Thermal Engineering*, 1971, no. 9, pp. 32–35 (in Russian).
24. Reizis E. A. Hydraulic calculation of contact radial devices. *Teoreticheskie osnovy khimicheskoi tekhnologii = Theoretical Foundations of Chemical Engineering*, 1967, vol. 1, no. 3, pp. 380–382 (in Russian).
25. Dilman V. V., Sergeev S. P., Genkin V. S. The description of the stream movement with permeable walls on the basis of the energy equation. *Teoreticheskie osnovy khimicheskoi tekhnologii = Theoretical Foundations of Chemical Engineering*, 1971, vol. 5, no. 4, pp. 564–572 (in Russian).
26. Shimko K. I., Eliseev K. E. Equation of fluid motion in constant cross section perforated pipelines taking into account the low of consumption distribution along the path. *Vodnoe khozyaistvo Belorussii* [Water Management of Belarus]. Minsk, 1975, iss. 5, pp. 138–144 (in Russian).
27. Egorov A. I. Investigation of the laws of fluid movement in tubular distributors and collectors of water treatment facilities. *Trudy VNII VODGEO* [Proceedings of the All-Union Scientific Research Institute of Water Supply, Sewerage, Hydraulic Structures and Engineering Hydrogeology]. Moscow, 1970, no. 27, pp. 22–30 (in Russian).
28. Egorov A. I. Distribution of water by perforated pipes with a constant hole. *Trudy VNII VODGEO* [Proceedings of the All-Union Scientific Research Institute of Water Supply, Sewerage, Hydraulic Structures and Engineering Hydrogeology]. Moscow, 1972, no. 36, pp. 142–159 (in Russian).
29. Bystrov P. I., Mikhailov V. S. *Hydrodynamics of Collector Heatexchange Devices*. Moscow, Energoizdat Publ., 1982. 224 p. (in Russian).
30. Meerovich I. G., Muchnik G. F. *The Hydrodynamics of Collector Systems*. Moscow, Nauka Publ., 1986. 144 p. (in Russian).
31. Idel'chik I. E. Method of calculating flow distribution along contact, filter, and similar apparatus of cylindrical shape. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 1965, vol. 8, no. 5, pp. 433–435. <https://doi.org/10.1007/BF00830324>
32. Huntley H. E. *Dimensional Analysis*. London, Macdonald, 1952. 158 p.
33. Trubetskoy D. I. Two lectures. Dimensional analysis or paradise life in physics. *Izvestiya VUZ. Applied Nonlinear Dynamics*, 2012, vol. 20, no. 1, pp. 16–32 (in Russian). <https://doi.org/10.18500/0869-6632-2012-20-1-16-32>
34. Siano D. B. Orientational Analysis – a Supplement to Dimensional Analysis – I. *Journal of the Franklin Institute*, 1985, vol. 320, iss. 6, pp. 267–283. [https://doi.org/10.1016/0016-0032\(85\)90031-6](https://doi.org/10.1016/0016-0032(85)90031-6)
35. Siano D. B. Orientational Analysis, Tensor Analysis and Group Properties of the SI Supplementary Units – II. *Journal of the Franklin Institute*, 1985, vol. 320, iss. 6, pp. 285–302. [https://doi.org/10.1016/0016-0032\(85\)90032-8](https://doi.org/10.1016/0016-0032(85)90032-8)

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-318-330>

УДК 536.2+539.3



Оригинальная статья

А. И. Веремейчик\*, Б. Г. Холодарь

*Брестский государственный технический университет,  
ул. Московская, 267, 224017, Брест, Республика Беларусь*

**МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ  
В ПОЛУПРОСТРАНСТВЕ ПРИ НАГРЕВЕ ДВИЖУЩИМСЯ ИСТОЧНИКОМ  
С РАВНОМЕРНО РАСПРЕДЕЛЕННЫМ ТЕПЛОВЫМ ПОТОКОМ**

**Аннотация.** Методом приложения мгновенных точечных источников получено решение задачи теплопроводности при поверхностном нагреве тела в форме полупространства движущимся с постоянной скоростью по прямолинейной траектории равномерно распределенным высококонцентрированным тепловым потоком с различной формой пятна нагрева при постоянных теплофизических характеристиках материала. Исследовано влияние режимов температурного нагружения и формы пятна нагрева на тепловые процессы в зоне термического влияния. Построены поверхности и линии уровня температуры для различных моментов времени и скоростных режимов нагружения в разных плоскостях зоны нагрева. Приведены зависимости от времени температур, скоростей нагрева и охлаждения для точек тела. Недостатки используемых методов линейной теплопроводности, отсутствие прямого учета в расчетной схеме зоны поверхностного расплава материала не позволяют достоверно оценивать влияние режимов термообработки на изменение свойств материала, ориентируясь только на уровень максимальной расчетной температуры. В связи с этим структурообразование металла в зоне теплового воздействия предложено связывать с тепловым импульсом, то есть полной тепловой энергией, воспринятой материалом в данной точке тела, а также с введенным в рассмотрение эффективным импульсом структуризации, характеризующим энергию, затрачиваемую на процесс структурных превращений материала, и временем структуризации в точке и некотором объеме тела. Представлены зависимости этих величин от скорости движения и формы пятна нагрева. Рассмотренные подходы могут быть применены к различным металлам и сплавам. Результаты исследований могут использоваться для разработки более эффективных методик определения оптимальных режимов поверхностного упрочнения металлоизделий высокоэнергетическим источником.

**Ключевые слова:** теплопроводность, температура, полупространство, пятно нагрева, тепловой поток, скорость движения пятна, тепловой импульс, время структуризации

**Конфликт интересов:** авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

**Информация об авторах:** *Веремейчик Андрей Иванович\** – кандидат физико-математических наук, доцент, доцент кафедры прикладной механики Брестского государственного технического университета. <https://orcid.org/0000-0003-0373-482X>. E-mail: vai\_mrtm@bstu.by; *Холодарь Борис Григорьевич* – кандидат технических наук, доцент, старший научный сотрудник Брестского государственного технического университета. <https://orcid.org/0000-0002-0818-097X>. E-mail: hbg@list.ru

**Вклад авторов:** *Веремейчик Андрей Иванович* – сбор, анализ и обобщение данных литературы, проведение вычислений, графическое представление результатов, написание текста рукописи, обсуждение выводов; *Холодарь Борис Григорьевич* – разработка алгоритма и программы вычислений, обсуждение результатов и выводов.

**Для цитирования:** Веремейчик, А. И. Моделирование тепловых процессов в полупространстве при нагреве движущимся источником с равномерно распределенным тепловым потоком / А. И. Веремейчик, Б. Г. Холодарь // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2023. – Т. 68, № 4. – С. 318–330. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-318-330>

*Поступила в редакцию: 24.03.2023*

*Доработанный вариант: 08.06.2023*

*Утверждена к публикации: 07.09.2023*

*Подписана в печать: 15.12.2023*

*Original article*

Andrei I. Verameichyk\*, Boris G. Kholodar

Brest State Technical University,  
267, Moskovskaya Str., 224017, Brest, Republic of Belarus

**SIMULATION OF THERMAL PROCESSES IN A HALF-SPACE UNDER HEATING  
BY A MOVING SOURCE WITH A UNIFORMLY DISTRIBUTED HEAT FLOW**

**Abstract.** Using the method of applying instantaneous point sources, a solution was obtained to the problem of heat conduction during surface heating of a body in the form of a half-space by a uniformly distributed highly concentrated heat flux moving at a constant speed along a rectilinear trajectory with a different shape of the heating spot at constant thermophysical characteristics of the material. The effect of temperature loading modes and the shape of the heating spot on thermal processes in the heat-affected zone is studied. The surfaces and lines of the temperature level are constructed for different moments of time and speed loading modes in different planes of the heating zone. Time dependences of temperatures, heating and cooling rates for body points are given. The shortcomings of the methods used for linear thermal conductivity, the lack of direct consideration in the design scheme of the surface melt zone of the material do not allow one to reliably assess the effect of heat treatment modes on changes in material properties, focusing only on the level of the maximum design temperature. In this regard, the structure formation of metal in the zone of thermal action is proposed to be associated with a thermal impulse, i.e. the total thermal energy perceived by the material at a given point of the body, as well as with the effective structurization impulse introduced into consideration, which characterizes the energy spent on the process of structural transformations of the material, and the structurization time at a point and some volume of the body. The dependencies of these values on the speed of movement and the shape of the heating spot are presented. The considered approaches can be applied to various metals and alloys. The research results can be used to develop more effective methods for determining the optimal modes of surface hardening of metal products with a high-energy source.

**Keywords:** thermal conductivity, temperature, half-space, heating spot, heat flux, spot movement velocity, thermal impulse, structurization time

**Conflict of interest:** the authors declare that there is no conflict of interest.

**Information about authors:** *Andrei I. Verameichyk\** – Cand. Sci. (Physics and Mathematics), Associate Professor, Associate Professor of the Department of Applied Mechanics at Brest State Technical University. <https://orcid.org/0000-0003-0373-482X>. E-mail: vai\_mrtm@bstu.by; *Boris G. Kholodar* – Cand. Sci. (Engineering), Associate Professor, Senior Researcher at Brest State Technical University. <https://orcid.org/0000-0002-0818-097X>. E-mail: hbg@list.ru

**Contribution of the authors:** *Andrei I. Verameichyk* – collection, analysis and synthesis of literature data, performing calculations, graphical representation of the results, writing the text of the manuscript, discussing the conclusions; *Boris G. Kholodar* – development of an algorithm and a calculation program, discussion of results and conclusions.

**For citation:** Verameichyk A. I., Kholodar B. G. Simulation of thermal processes in a half-space under heating by a moving source with a uniformly distributed heat flow. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-tekhnichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2023, vol. 68, no. 4, pp. 318–330 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-318-330>

Received: 24.03.2023

Modified version: 08.06.2023

Approved for publication: 07.09.2023

Signed to the press: 15.12.2023

**Введение.** В настоящее время в научно-технической литературе приводятся решения задач теплопроводности, посвященных определению пространственно-временных распределений температуры, создаваемых стационарными или движущимися источниками тепла, для которых имеет значение также форма пятна нагрева и закон распределения теплового воздействия по его площади [1–17]. При прогреве тела локальными поверхностными источниками в нем возникают большие градиенты температур, поэтому теплофизические характеристики не являются константами материала. Однако в большинстве случаев в связи со сложностью учета зависимостей этих характеристик от температуры при проведении расчетов температурных полей они принимаются осредненными (согласно [1], для стали их следует принимать соответствующими температуре  $T \approx 900$  °С). Кроме того, толщина обрабатываемой детали зачастую может рассматриваться как бесконечная. При указанных обстоятельствах для решения поставленной в настоящей работе задачи об определении температурного поля тела, вызываемого движущимся источником, удобным является использование функций Грина (метод мгновенно приложенного точечного источника) с соответствующим интегрированием воздействия по площади пятна нагрева [1–4].

В соответствии с принципом локальности нагружения Сен-Венана, широко используемым в механике деформируемых твердых тел, в том числе в теории теплопроводности [3], распределение интенсивности потока теплового воздействия по пятну нагрева сказывается незначительным образом на температурном поле в удаленных от пятна точках. Однако в случае исследования структурных превращений в поверхностных слоях материала, возникающих при действии подвижных высокоэнергетических тепловых потоков, конкретное распределение потока по поверхности тела может приобрести определяющую роль.

В многочисленных работах, посвященных определению температурных полей в подобных случаях (например, [5–10]), рассмотрены разнообразные формы пятен нагрева, распределений интенсивности потока в их пределах, использованы различные методы решения соответствующих уравнений.

Установлено, что темп изменения возникающего температурного поля при воздействии подвижных источников определяет величину температурных градиентов и напряжений в материале и влияет на структурные превращения в соответствующем объеме тела как при нагреве, так и при охлаждении. В [2, 11–17] исследуются скорости нагрева/охлаждения при термической обработке, в том числе плазменными и лазерными воздействиями, а также их роль в возникающих структурных превращениях материала, приводящих к созданию градиентно-слоистой структуры при значительном дроблении поверхностного слоя, повышению микротвердости и ухудшению его пластических характеристик.

Исследования показывают, что сложный процесс структуризации в точках тела напрямую зависит от характеристик реализующегося температурного поля (уровень максимальной температуры, длительность температурного воздействия, скорости нагрева и охлаждения). Поэтому знание законов изменения температуры в зоне нагрева и разработка новых критериев оценки возможной результативности обработки представляет собой важный элемент управления процессом оптимизации свойств материалов.

**Постановка задачи.** Так как изменение структуры материала в зоне термического воздействия происходит на небольших глубинах, то в качестве объекта теплового нагружения можно рассматривать полупространство, что сводит к минимуму число граничных условий задачи теплопроводности и позволяет использовать для решения метод приложения мгновенных точечных источников тепла. Для такого источника энергии, расположенного в точке с координатами  $[x_0, y_0, z_0]$ , температурное поле в любой точке тела в заданный момент времени описывается выражением [1–4]

$$T(r, t) = \frac{Q}{8\lambda\sqrt{a}(\pi t)^{3/2}} \exp\left[-\frac{r^2}{4at}\right], \quad (1)$$

где  $Q$  – выделение тепла в точке в единицу времени, Дж;  $a = \lambda/(c\rho)$  – коэффициент температуропроводности,  $\text{м}^2/\text{с}$ ;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности,  $\text{Вт}/(\text{м}\cdot^\circ\text{C})$ ;  $c$  – удельная теплоемкость,  $\text{Дж}/(\text{кг}\cdot^\circ\text{C})$ ;  $\rho$  – плотность материала,  $\text{кг}/\text{м}^3$ ;  $t$  – время, с;  $r = \sqrt{(x-x_0)^2 + (y-y_0)^2 + (z-z_0)^2}$  – расстояние от источника тепла до рассматриваемой точки с координатами  $[x, y, z]$ , м. В формуле (1)  $T$  представляет собой приращение температуры над ее исходным уровнем в теле (для удобства далее принимаем его одинаковым во всех точках).

Поскольку тепловое воздействие распределено по некоторой поверхности тела, необходимо рассматривать действие совокупности точечных источников, что приводит к необходимости интегрирования выражения (1) в пределах этой поверхности  $S$ :

$$T(r, t) = \int \left( \int T_S(r, t) ds \right) d\xi, \quad (2)$$

где  $\xi$  – переменная интегрирования по времени от начального значения  $\xi = 0$ .



В случае движения с постоянной скоростью  $V$  вдоль оси  $X$  источника с нормально-круговым распределением интенсивности исходящего потока выражение (2) примет вид [1]

$$T(x, y, z, t) = \left[ 2P_0 \exp\left(-\frac{Vx}{a}\right) (c\gamma(4\pi a)^{3/2}) \right] \int_0^t \frac{1}{\sqrt{\xi}(t_0 + \xi)} \exp\left[-\frac{z^2}{4a\xi} - \frac{r^2}{4a(t_0 + \xi)} - \frac{V^2(t_0 + \xi)}{4a}\right] d\xi, \quad (3)$$

а для источника с потоком, равномерно распределенным по прямоугольной площадке, получаем:

$$T(x, y, z, t) = \frac{q}{8\rho c\sqrt{\pi a}} \int_0^w \exp\left(-\frac{z}{w}\right)^2 F_x F_y dw, \quad (4)$$

$$F_x = \Phi\left[\left(\frac{x+b}{w} - \frac{V}{4a}w\right)\right] - \Phi\left[\left(\frac{x-b}{w} - \frac{V}{4a}w\right)\right], \quad F_y = \Phi\left[\frac{y+l}{w}\right] - \Phi\left[\frac{y-l}{w}\right], \quad (5)$$

где  $q$  – интенсивность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;  $w = \sqrt{4at}$ , м;  $b, l$  – полуразмеры площадки вдоль осей  $X$  и  $Y$  соответственно, м;  $\Phi(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x \exp(-u^2) du$  – интеграл вероятности.

С использованием метода Симпсона [18] выражения (3)–(5) далее подвергаются численному интегрированию на соответствующем отрезке времени.

Если ввести в рассмотрение дополнительные источники и стоки энергии, то можно получить некоторые полезные на практике случаи. Например, если симметрично к заданному неподвижному или движущемуся вдоль оси  $X$  источнику добавить сток энергии, что эквивалентно действию отрицательной температуры, то получим задачу, в которой в плоскости  $x = 0$  температура во все моменты времени окажется тождественно равной нулю. Если аналогичным образом добавить дополнительно к исходному еще один источник тепла, то получим задачу, в которой в плоскости  $x = 0$  будет происходить удвоение температуры, что физически эквивалентно наличию теплоизолированной поверхности. В указанных случаях формула (4) перейдет в формулы (6) и (7) соответственно:

$$T(x, y, z, t) = T_1(x, y, z, t) - T_2(x, y, z, t), \quad (6)$$

$$T(x, y, z, t) = T_1(x, y, z, t) + T_2(x, y, z, t), \quad (7)$$

где  $T_1(x, y, z, t)$  соответствует выражению (4), а  $T_2(x, y, z, t)$  отличается от  $T_1(x, y, z, t)$  только знаком в аргументах функций  $\Phi$  перед скоростью  $V$  в выражении (5) для  $F_x$ .

Числовые значения теплофизических параметров материала принимались равными: плотность  $\rho = 7860$  кг/м<sup>3</sup>, удельная теплоемкость  $c = 745$  Дж/(кг·°С), коэффициент теплопроводности  $\lambda = 38$  Вт/(м·°С), температура плавления  $T_{пл} = 1550$  °С [4]. Расчеты температурного поля, скоростей нагрева и охлаждения в зависимости от времени и координат проводились для различных скоростей движения и форм пятна нагрева. Последние задавались в виде прямоугольника или квадрата с одинаковой площадью  $A = 9$  мм<sup>2</sup>. Прямоугольная площадка имела стороны 4,0 и 2,25 мм, которые могут быть ориентированы широкой стороной либо перпендикулярно оси движения источника, либо параллельно ей. Сравнение проводилось также с расчетами для эквивалентного по площади пятна круглой формы радиусом  $R \approx 1,69$  мм с гауссовым распределением интенсивности потока [14]. Скорость движения источника варьировалась в пределах  $V = 0,5$ – $5,0$  см/с, эффективная мощность принималась равной  $P_0 = 1$  кВт, начальное положение источника соответствовало координате  $x = 0$  см.

**Некоторые результаты и их обсуждение.** Фактическая форма пятна приложения тепловой нагрузки сказывается на распределениях температурных полей вблизи зоны воздействия. Это связано прежде всего с тем, что максимальные температуры возникают в моменты прохождения источника над рассматриваемой точкой.

На рис. 1–3 представлены зависимости температуры и скорости нагрева/охлаждения от времени в точке поверхности с координатой  $x = 1$  см для различных форм пятна нагрева при скорости движения источника  $V = 1$  см/с и его мощности  $P_0 = 1$  кВт.

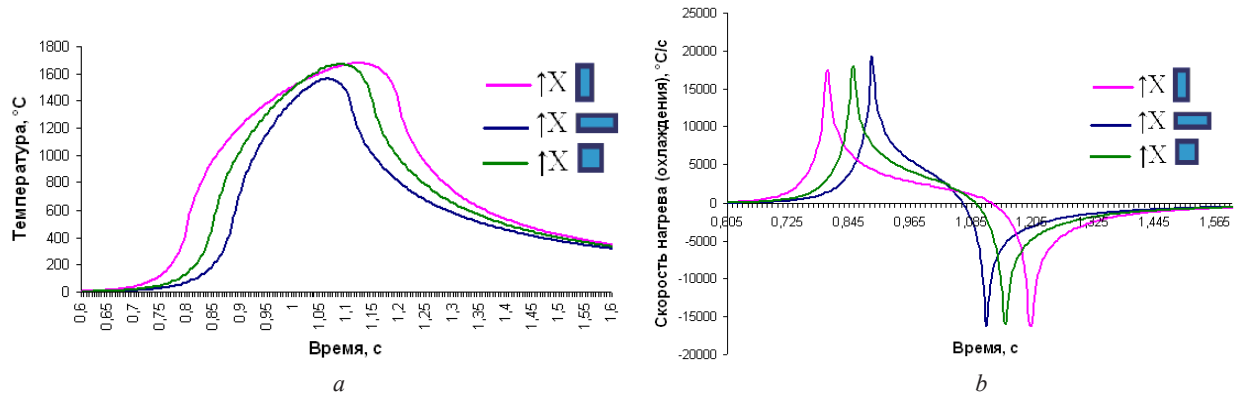


Рис. 1. Зависимость температуры (a) и скорости нагрева и охлаждения (b) от времени на поверхности

Fig. 1. Dependence of temperature (a) and heating and cooling rates (b) on time on the surface

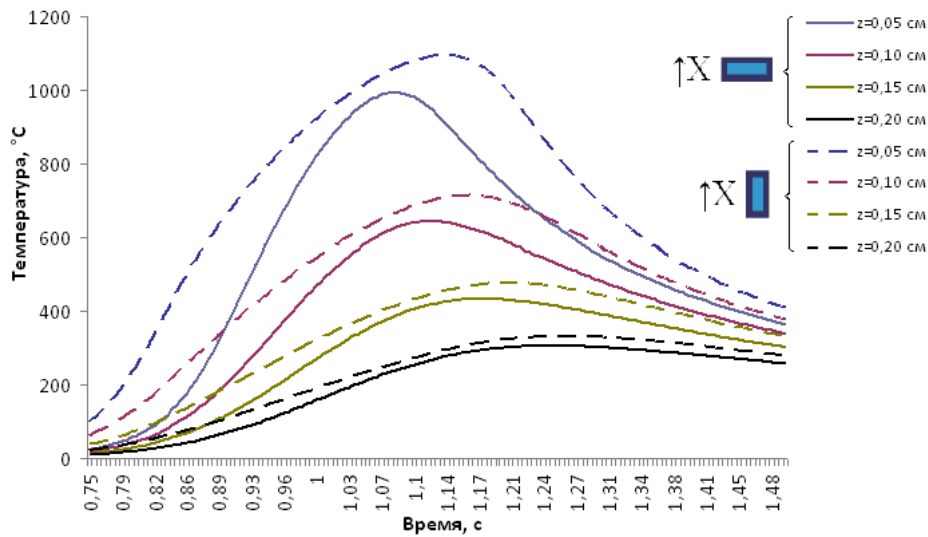
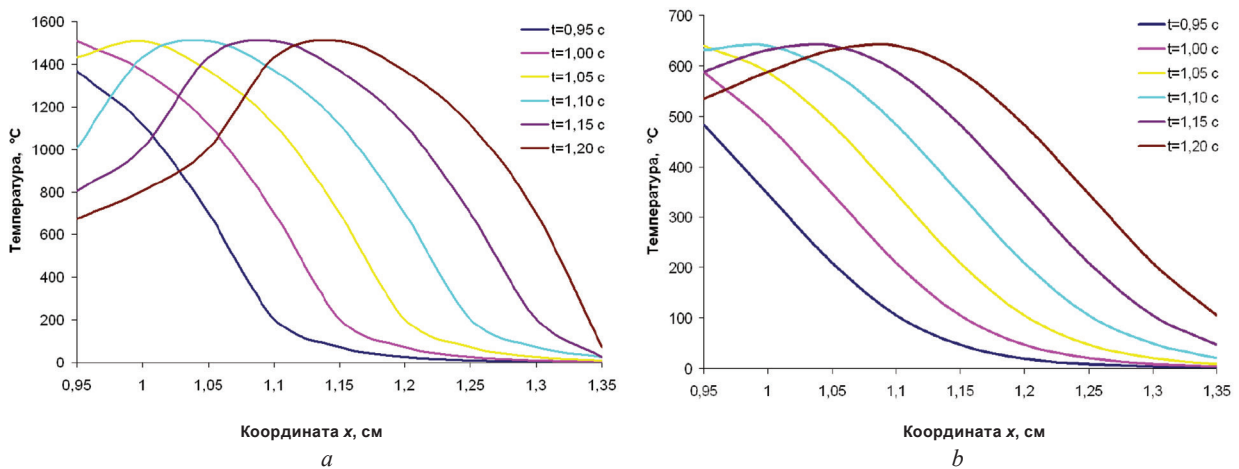


Рис. 2. Зависимость температуры от времени для прямоугольного пятна нагрева на различной глубине z

Fig. 2. Dependence of temperature on time for a rectangular heating spot at different depths z

Рис. 3. Зависимость температуры от координаты на поверхности ( $z = 0$  мм) (a) и на глубине  $z = 1$  мм (b),  $\uparrow X$ Fig. 3. Dependence of temperature on the coordinate on the surface ( $z = 0$  mm) (a) and at a depth of  $z = 1$  mm (b),  $\uparrow X$

Из рис. 2 видно, что максимальная температура во всех точках тела достигается раньше при ориентации широкой стороной пятна перпендикулярно оси движения, но уровни возникающих температур ниже, чем при альтернативной ориентации пятна. Естественно, что это может измениться при других размерах зоны воздействия.

Типичные распределения температуры вдоль координаты  $x$  при  $z = 0$  мм и  $z = 1$  мм для нескольких последовательных моментов времени приведены на рис. 3 и характеризуют сложность протекания соответствующих пространственно-временных процессов.

Зависимость максимальной температуры от скорости движения источника нагрева для точки с координатой  $x_0 = 4$  см приведена на рис. 4.

Результаты расчета максимальных температур и скоростей нагрева/охлаждения на поверхности полупространства, приведенные в таблице, показывают, что наибольшие скорости нагрева и охлаждения увеличиваются с ростом скорости источника.

По результатам расчетов могут быть построены изотермы и геометрия температурной для различных моментов времени и выбранных точек. Типичные распределения приведены на рис. 5.

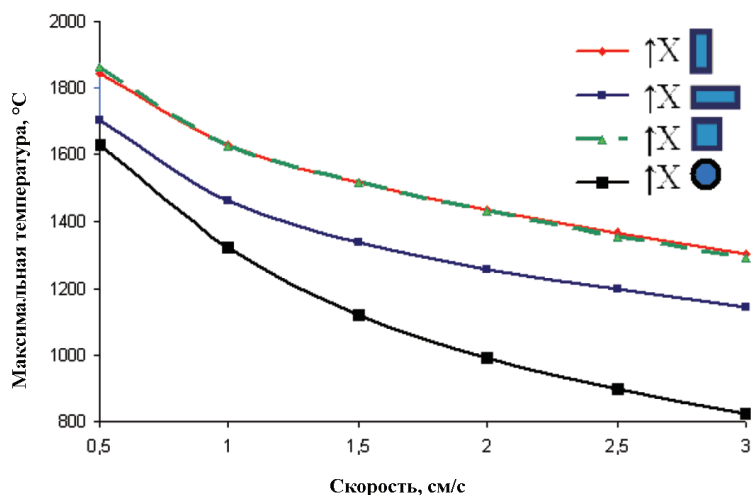


Рис. 4. Зависимость максимальной температуры на поверхности от скорости движения источника нагрева

Fig. 4. Dependence of the maximum temperature on the surface on the speed of the heating source

**Температуры и скорости нагрева/охлаждения при различных формах пятна воздействия**  
**Research results for temperatures and heating heating/cooling rates for different forms of spots of the same area**

Скорость движения пятна, см/с	Размеры пятна, мм	Форма пятна	Максимальная температура $T_{max}$ , °C	Наибольшая скорость нагрева, °C/с	Наибольшая скорость охлаждения, °C/с
0,5	4 × 2,25	↑X	1905,1	10 046	9618
	2,25 × 4	↑X	1847,0	10 496	9110
	3 × 3	↑X	1931,5	10 250	9390
1	4 × 2,25	↑X	1680,0	17510	16 876
	2,25 × 4	↑X	1562,0	19 266	16 244
	3 × 3	↑X	1669,9	17 992	15 976
2	4 × 2,25	↑X	1416,3	27 134	21 260
	2,25 × 4	↑X	1235,6	28 284	24 848
	3 × 3	↑X	1344,2	27 526	20 182
3	4 × 2,25	↑X	1254,4	37 034	33 594
	2,25 × 4	↑X	1047,7	36 338	29 338
	3 × 3	↑X	1180,1	37 250	32 012

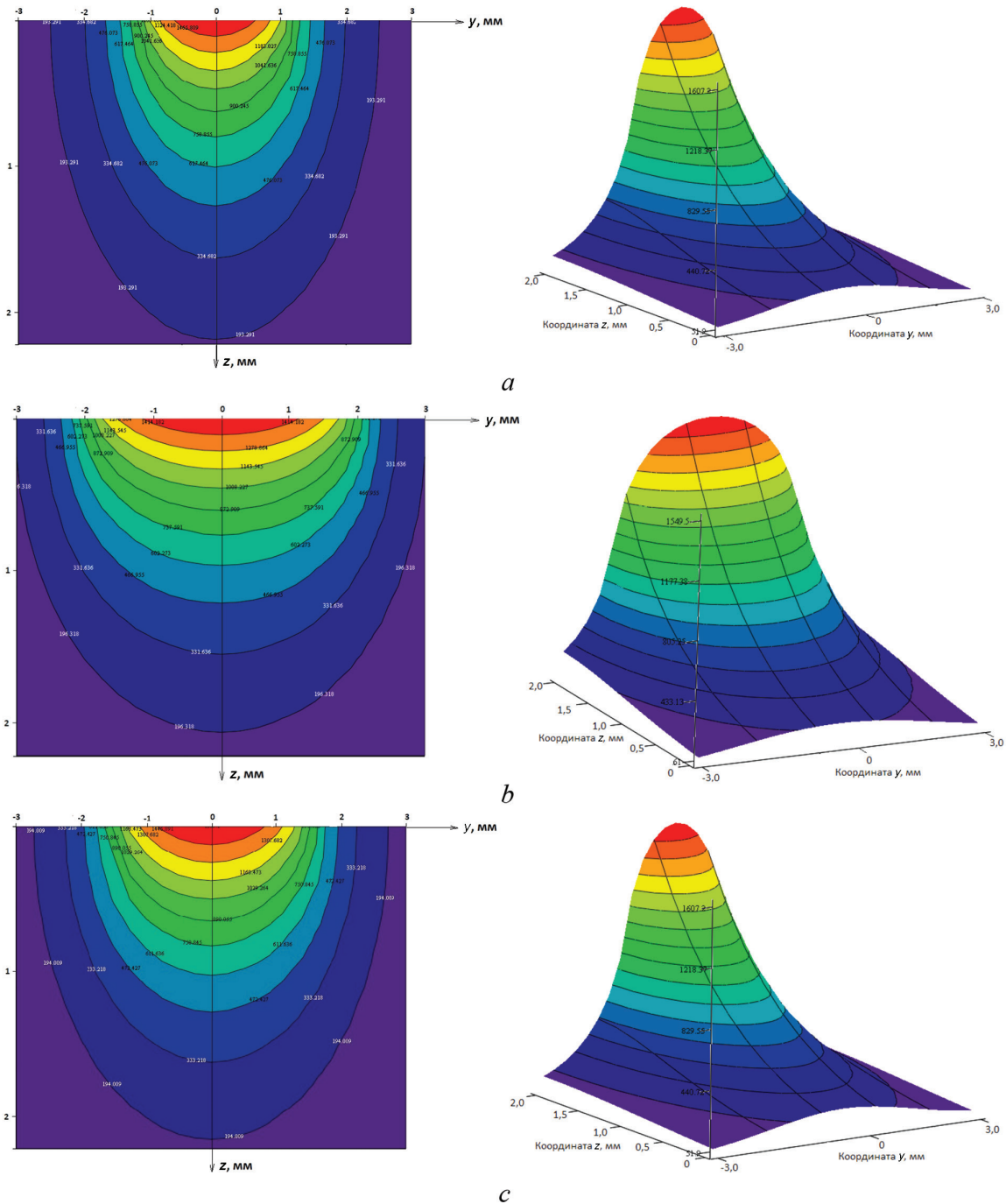


Рис. 5. Поверхности температуры и уровни температуры для сечения, перпендикулярного оси  $X$ , при  $t = 1,05$  с,  $x = 1$  см,  $V = 1$  см/с;  $a - \uparrow X$ ,  $b - \uparrow X$ ,  $c - \uparrow X$

Fig. 5. Temperature surfaces and temperature levels for a section perpendicular to the  $X$  axis at  $t = 1.05$  s,  $x = 1$  cm,  $V = 1$  cm/s;  $a - \uparrow X$ ,  $b - \uparrow X$ ,  $c - \uparrow X$

Видно, что скорость распространения температуры по поверхности (в направлении оси  $Y$ ) значительно выше, чем вглубь (в направлении оси  $Z$ ) тела: например, для случая  $\uparrow X$  (рис. 5,  $a$ ) на расстоянии 2 мм от начала координат температура на поверхности в 1,34 раза выше, чем на таком же расстоянии на глубине.

Уровни достигнутых максимальных температур в зоне термического воздействия возле центральной точки пятна нагрева (с координатой  $x_0 = 8,1$  см) для рассматриваемых источников показаны на рис. 6 [14].

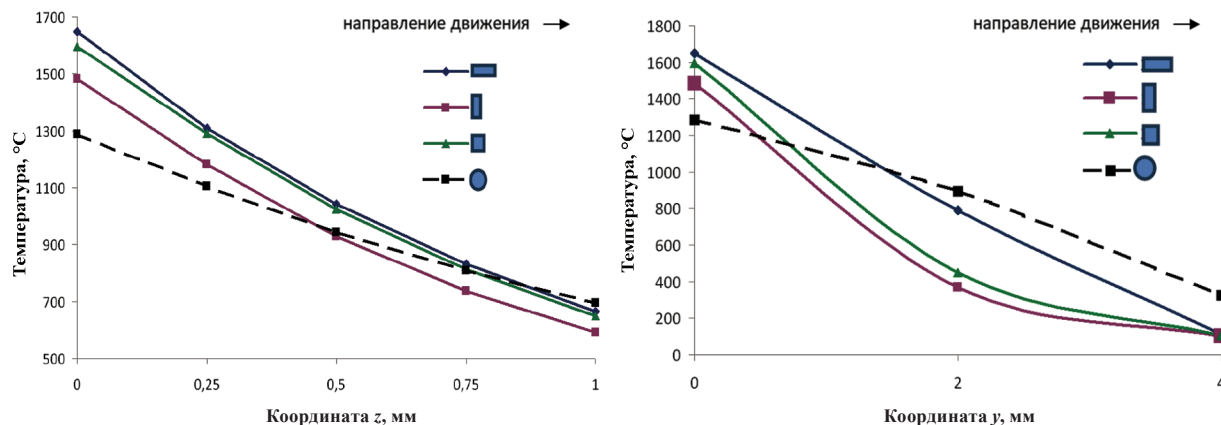


Рис. 6. Распределение максимальной температуры по ширине (ось  $Y$ ) и глубине (ось  $Z$ ) тела,  $V = 1,17$  см/с,  $P_0 = 1$  кВт

Fig. 6. Maximum temperature distribution along the width ( $Y$ -axis) and depth ( $Z$ -axis) of the body  $V = 1.17$  cm/s,  $P_0 = 1$  kW

Результаты расчетов термического цикла и скоростей нагрева/охлаждения коррелируют с результатами, приведенными в [15].

В силу определенных обстоятельств исследование влияния температурного поля на структурообразование материала в зоне теплового воздействия, основанное только на уровнях достигнутых в точках тела максимальных температур, является недостаточно информативным, в связи с чем для описания процесса структуризации стали в [16] предлагается использование интеграла  $I_T = \int T dt$  в точках тела (интегральная температурно-временная характеристика) при учете температур выше температуры  $A_{c1}$ .

При таком подходе не учитывается, что при температуре выше температуры плавления структура стали не является аустенитной и сам материал находится в жидкой фазе. Поэтому предполагается целесообразным включение в рассмотрение только ситуаций, когда вычисленная температура находится в пределах существования аустенитного состояния.

Для этого нами дополнительно в расчет вводится температура структуризации  $T_{str}$ , представляющая собой нижний уровень температуры перехода аустенита в мартенситную структуру для заданного материала, устанавливаемая экспериментально для рассматриваемого процесса. Для каждого режима нагрева с  $V \neq 0$  при появлении в рассматриваемой точке с координатами  $[x, y, z]$  температуры  $T > T_{str}$  вычисляется величина отрезка времени  $\delta t_{str}$ , на котором эта ситуация имеет место, значение интеграла  $I_T = \int T dt$  на нем и интеграла  $I_{str} = \int (T > T_{str}) dt$ , а также их относительной величины  $\theta = \frac{I_{str}}{I_T}$ .

Интеграл  $I_T$  представляет собой расчетную величину теплового импульса, воспринятого материалом в данной точке тела при выполнении условия  $T > T_{str}$ , интеграл  $I_{str}$  – часть этого импульса, вычисление которой подчиняется условиям:

если  $T_{str} < T(t) < T_{plav}$ , то подынтегральная функция имеет вид  $T(t) - T_{str}$ ;

если  $T_{plav} < T(t)$ , то подынтегральная функция представляет собой константу  $T_{plav} - T_{str}$ .

Так как температура является показателем энергии движения частиц, импульс структуризации  $I_{str}$  характеризует энергию, затрачиваемую на процесс структурных превращений материала в точке.

На рис. 7 приведены зависимости полного теплового импульса, импульса структуризации и времени структуризации от скорости движения источника при  $T_{str} = 400$  °C в точке на поверхности при  $x_0 = 4$  см.

Анализ рис. 4 и 7 показывает, что при увеличении скорости движения пятна нагрева тепловой импульс уменьшается по зависимостям, схожим с изменением максимальной температуры, однако темп снижения теплового импульса с ростом скорости в нашем случае значительно выше, чем температуры.

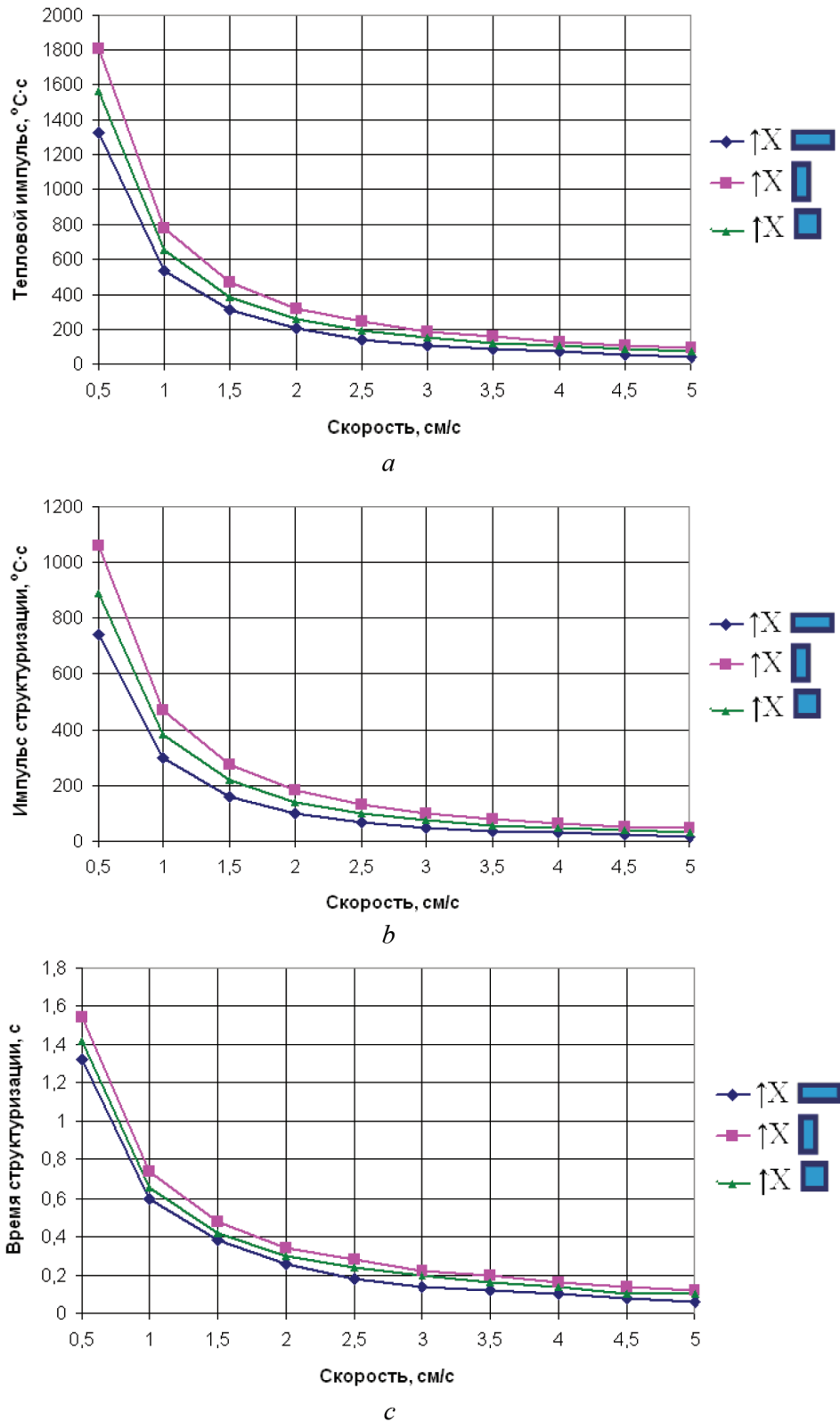


Рис. 7. Зависимости теплового импульса (а), импульса структуризации (b) и времени структуризации (c) на поверхности при  $x_0 = 4$  см,  $P_0 = 1$  кВт от скорости движения пятна нагрева

Fig. 7. Dependencies of thermal impulse (a), structuring impulse (b) and structuring time (c) on the surface on the speed of movement of the heating spot at  $x_0 = 4$  cm,  $P_0 = 1$  kW

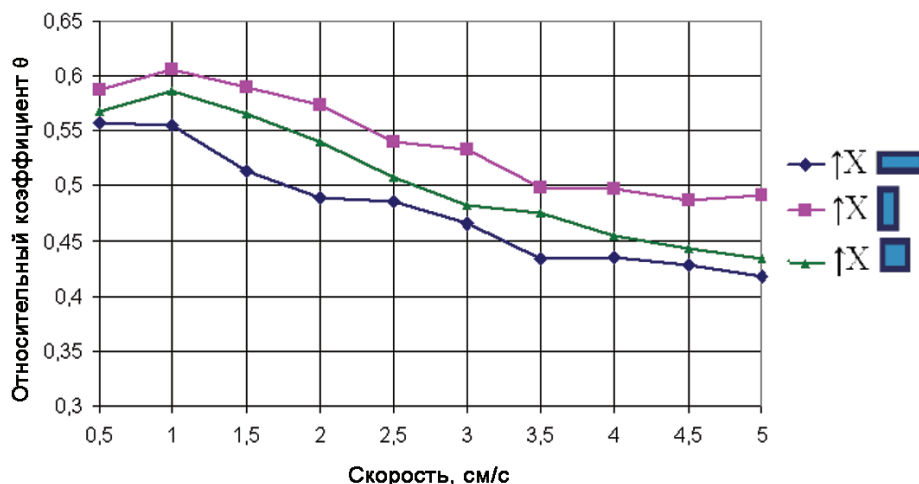


Рис. 8. Зависимость  $\theta$  на поверхности от скорости движения пятна нагрева при  $P_0 = 1$  кВт

Fig. 8. Dependence  $\theta$  on the surface on the speed of movement of the heating spot at  $P_0 = 1$  kW

Установлено, что изменение величины относительного коэффициента  $\theta$ , показывающего, какая часть всей тепловой энергии расходуется на структурообразование материала в зоне теплового влияния, при росте скорости движения пятна имеет нелинейный характер (рис. 8).

Величины  $I_T$  и  $I_{str}$  могут быть вычислены как в заданной точке, так и как интегралы по площади сечения (в плоскости  $YOZ$ ) и объему прилежащего слоя материала.

В связи с нелинейностью введенных функций  $I$  по координатам  $y$  и  $z$  криволинейная поверхность, образуемая ими над прямоугольным участком сечения, приближенно может быть представлена в виде двух треугольных плоскостей, линия пересечения которых проходит через соответствующие диагональные точки. При этом объем цилиндрического тела, заключенного между ними и основанием  $\delta y \delta z$ , составляет

$$F = \frac{2(f_1 + f_3) + (f_2 + f_4)}{6} \delta y \delta z, \quad (8)$$

где  $(f_1 + f_3)$  – сумма наименьшего и наибольшего значений функций  $I$ ,  $(f_2 + f_4)$  – сумма промежуточных значений функций в угловых диагональных точках участка. Импульс по площади поперечного сечения обрабатываемой дорожки получается суммированием по отдельным участкам  $I_{str} = \sum_i I_{str}^i$ . Импульс по объему прилежащего к сечению слоя материала может быть принят равным произведению импульса по сечению на толщину слоя  $V \Delta t$ , где  $\Delta t$  – шаг выдачи результатов при вычислениях по выражениям (4), (5).

Импульс структуризации  $I_{str}$  сечения может служить показателем величины энергии, непосредственно затраченной на переход аустенитной структуры в мартенситную, а соответствующий объемный импульс может рассматриваться как некоторая дополнительная характеристика. Переходя от длины  $V \Delta t$  к единице, можно сравнить получаемую величину с максимально возможным на единицу объема удельным импульсом структуризации, пропорциональным величине  $T_{plav} - T_{str}$ . При этом относительная величина составит  $I_{str} / ((T_{plav} - T_{str}) t_{str})$ , где  $t_{str}$  – максимальное из значений времен структуризации, найденных для рассмотренных точек сечения.

На рис. 9 показаны зависимости импульса структуризации в сечении, перпендикулярном траектории движения центра пятна, от скорости движения источника при  $T_{str} = 400$  °С,  $x_0 = 4$  см.

Наиболее резкое снижение импульса структуризации наблюдается в области небольших скоростей источника нагрева. Например, в диапазоне скоростей 0,5–1,0 см/с импульс падает в 2,5–3 раза.

Сравнение зависимостей, аналогичных приведенным на рис. 7, 9, с распределениями по глубине тела характеристик микроструктуры материалов и их микротвердости может позволить установить связь между энергетическим параметром процесса (импульсом структуризации) и реализующимися механическими свойствами материала.

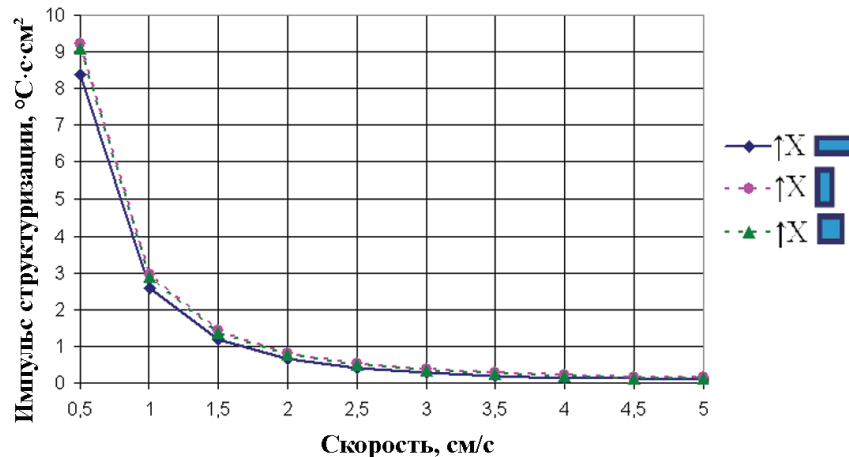


Рис. 9. Зависимости импульса структуризации от скорости движения пятна нагрева в сечении, перпендикулярном оси  $X$ , при  $x_0 = 4$  см,  $P_0 = 1$  кВт

Fig. 9. Dependencies of the structuring impulse on the velocity of the heating spot in the section perpendicular to the  $X$  axis, at  $x_0 = 4$  cm,  $P_0 = 1$  kW

Отметим, что число зон теплового нагружения (в том числе дополнительных с положительным или отрицательным потоком энергии) можно увеличить, что позволит рассматривать температурные поля, соответствующие фактической программе одновременной работы нескольких источников энергии. Не представляет принципиальной сложности задать в расчетах какую-либо криволинейную или прерывистую траекторию движения пятна нагрева. Подобные задачи могут оказаться полезными с практической точки зрения.

**Заключение.** Проведено исследование тепловых процессов в полупространстве при нагреве движущимся источником прямоугольной и квадратной формы с равномерно распределенным по пятну нагрева тепловым потоком. На основе разработанного алгоритма решения линейной задачи теплопроводности для широкого диапазона режимов нагрева построены численные зависимости температурного поля, скоростей нагрева и охлаждения от времени и координат. Исследовано влияние режимов термообработки на температурное поле в зоне нагрева и скорости нагрева и охлаждения. Построены поверхности и линии уровня температуры для различных моментов времени в разных плоскостях. Для анализа тепловых полей в зоне обработки предложено использование дополнительной характеристики – импульс структуризации. Для различных скоростей движения и форм пятна нагрева определены тепловые импульсы, импульсы структуризации и время структуризации, что расширяет возможность прогнозирования результатов обработки и позволяет оценить, какая часть тепловой энергии расходуется на структурообразование материала в зоне теплового воздействия.

С использованием полученных результатов на основе данных по техническим характеристикам источника нагрева, теплофизическим и механическим свойствам обрабатываемых материалов и их прогнозируемым после теплового воздействия структурным параметрам могут быть назначены конкретные режимы термообработки с последующим их уточнением в процессе технологических экспериментов.

#### Список использованных источников

1. Лазерная и электронно-лучевая обработка материалов / Н. Н. Рыкалин [и др.]. – М.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
2. Рыкалин, Н. Н. Расчеты тепловых процессов при сварке / Н. Н. Рыкалин. – М.: ГНТИ машиностроит. лит., 1951. – 296 с.
3. Боли, Б. Теория температурных напряжений / Б. Боли, Дж. Уэйнер. – М.: Мир, 1964. – 518 с.
4. Карслоу, Г. Теплопроводность твердых тел / Г. Карслоу, Д. Егер. – М.: Наука, 1964. – 488 с.
5. Akbari, M. Geometrical Effects on the Temperature Distribution in a Half-Space Due to a Moving Heat Source / M. Akbari, D. Sinton, M. Bahrami // J. Heat Transfer. – 2011. – Vol. 133, iss. 6. – Art. ID 064502 (10 p.). <https://doi.org/10.1115/1.4003155>



6. Muzychka, Y. S. Thermal Resistance Models for Non-Circular Moving Heat Sources on a Half Space / Y. S. Muzychka, M. M. Yovanovich // *J. Heat Transfer*. – 2001. – Vol. 123. – P. 624–632. <https://doi.org/10.1115/1.1370516>
7. Zubair, S. M. Temperature solutions due to time-dependent moving line heat sources / S. M. Zubair, M. A. Chaudhry // *Heat Mass Transfer*. – 1996. – Vol. 31. – P. 185–189. <https://doi.org/10.1007/BF02333318>
8. Аттетков, А. В. Осесимметричное температурное поле изотропного полупространства при локальном нестационарном нагреве внешней средой / А. В. Аттетков, И. К. Волков, Е. С. Тверская // *Теплофизика высоких температур*. – 2010. – Т. 48, № 4. – С. 612–616.
9. Ravi, T. Optimization of Heat Transfer through Rectangular Duct / T. Ravi, F. Z. Pathan, M. Vahadne // *Int. Res. J. Eng. Technol.* – 2015. – Vol. 2, iss. 4. – P. 1906–1910.
10. Ahire, Y. M. Three-Dimensional Unsteady State Temperature Distribution of Thin Rectangular Plate with Moving Point Heat Source / Y. M. Ahire, K. P. Ghadle // *Indian J. Mater. Sci.* – Vol. 2016. – Art. ID 7563215. <https://doi.org/10.1155/2016/7563215>
11. Немчинский, А. Л. Тепловые расчеты термической обработки / А. Л. Немчинский. – Л.: Судпром, 1953. – 106 с.
12. Strengthened layer at plasma hardening during whole-rolled wheel / T. E. Sarsembaeva [et al.] // *Вестн. науки Казах. агротехн. ун-та им. С. Сейфуллина*. – 2019. – № 4 (103). – С. 154–161.
13. Kanaev, A. T. Formation of Gradient-Foliated Structures under High-Temperature Thermomechanical Treatment and Surface Plasma Quenching of Carbon Steel / A. T. Kanaev, T. E. Sarsembaeva, M. A. Saidullaeva // *Steel in Translation*. – 2021. – Vol. 51. – P. 677–682.
14. Веремейчик, А. И. Влияние формы выходного сечения сопла источника высокоэнергетической струи на уровни температуры в зоне термического воздействия / А. И. Веремейчик, Б. Г. Холодарь // *Новые технологии и материалы, автоматизация производства: сб. ст.* – Брест: Изд-во БрГТУ, 2022. – С. 217–220.
15. Белинин, Д. С. Особенности структурообразования при плазменной поверхностной закалке на большую глубину изделий из стали 40X13 / Д. С. Белинин, Ю. Д. Щицын // *Изв. Самар. науч. центра Рос. акад. наук*. – 2012. – Т. 14, № 4 (5). – С. 1202–1205.
16. Иванцовский, В. В. Управление структурным и напряженным состоянием поверхностных слоев деталей машин при их упрочнении с использованием концентрированных источников нагрева и финишного шлифования: дис. ... д-ра техн. наук: 05.16.09 / В. В. Иванцовский. – Новосибирск, 2012. – 425 с.
17. Балановский, А. Е. Плазменное поверхностное упрочнение металлов / А. Е. Балановский. – Иркутск: Изд-во ИрГТУ, 2006. – 180 с.
18. Корн, Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. – М.: Наука, 1970. – 720 с.

## References

1. Rykalin N. N., Uglov A. A., Zuev I. V., Kokora A. N. *Laser and Electron Beam Processing of Materials*. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1985. 440 p. (in Russian).
2. Rykalin N. N. *Calculations of Thermal Processes During Welding*. Moscow, State Scientific and Technical Publishing House of machine-building literature, 1951. 296 p. (in Russian).
3. Boley B. A., Weiner J. H. *Theory of Thermal Stresses*. John Wiley & Sons, 1960. 586 p.
4. Carslaw H. S., Jaeger J. C. *Conduction of Heat in Solids*. 2<sup>nd</sup> ed. Oxford University Press, 1959. 310 p.
5. Akbari M., Sinton D., Bahrami M. Geometrical Effects on the Temperature Distribution in a Half Space Due to a Moving Heat Source. *Journal of Heat Transfer*, 2011, vol. 133, iss. 6, art. ID 064502. <https://doi.org/10.1115/1.4003155>.
6. Muzychka Y. S., Yovanovich M. M. Thermal resistance models for non-circular moving heat sources on a half space. *Journal of Heat Transfer*, 2001, vol. 123, no. 4, pp. 624–632. <https://doi.org/10.1115/1.1370516>
7. Zubair S. M., Chaudhry M. A. Temperature solutions due to time-dependent moving line heat sources. *Heat and Mass Transfer*, 1996, vol. 31, pp. 185–189. <https://doi.org/10.1007/BF02333318>
8. Attetkov A. V., Volkov I. K., Tverskaja E. S. Axisymmetric temperature field of isotropic half-space under local unsteady-state heating by environment. *High Temperature*, 2010, vol. 48, no. 4, pp. 583–587. <https://doi.org/10.1134/S0018151X10040164>
9. Ravi T., Pathan F. Z., Vahadne M. Optimization of Heat Transfer through Rectangular Duct. *International Research Journal of Engineering and Technology*, 2015, vol. 2, iss. 4, pp. 1906–1910.
10. Ahire Y. M., Ghadle K. P. Three-Dimensional Unsteady State Temperature Distribution of Thin Rectangular Plate with Moving Point Heat Source. *Indian Journal of Materials Science*, vol. 2016, art. ID 7563215. <https://doi.org/10.1155/2016/7563215>
11. Nemchinskii A. L. *Thermal Calculations of Heat Treatment*. Leningrad, Sudprom Publ., 1953. 106 p. (in Russian).
12. Sarsembaeva T. E., Bogomolov A. V., Kanaev A. T., Topolyansky P. A. Strengthened layer at plasma hardening during whole-rolled wheel. *Vestnik nauki Kazakhskogo agrotekhnicheskogo universiteta im. S. Seifullina = Herald of Science of S. Seifullin Kazakh Agro Technical Research University*, 2019, no. 4 (103), pp. 154–161.
13. Kanaev A. T., Sarsembaeva T. E., Saidullaeva M. A. Formation of Gradient-Foliated Structures under High-Temperature Thermomechanical Treatment and Surface Plasma Quenching of Carbon Steel. *Steel in Translation*, 2021, vol. 51, pp. 677–682. <https://doi.org/10.3103/s0967091221090059>

14. Verameichyk A. I., Holodar' B. G. Influence of the shape of the outlet section of the nozzle of a high-energy jet source on the temperature levels in the zone of thermal exposure. *Novye tekhnologii i materialy, avtomatizaciya proizvodva: sbornik statei* [New Technologies and Materials, Production Automation: Collection of Articles]. Brest, Brest State Technical University Publ., 2022, pp. 217–220 (in Russian).
15. Belinin D. S., Shchicyn Yu. D. Features of structure formation during plasma surface hardening to a greater depth of 40X13 steel products. *Izvestiya Samarskogo nauchnogo centra Rossiiskoi akademii nauk = Proceedings of the Samara Scientific Center of the Russian Academy of Sciences*, 2012, vol. 14, no. 4, pp. 1202–1205 (in Russian).
16. Ivancivskii V. V. *Control of the Structural and Stress State of the Surface Layers of Machine Parts During Their Hardening Using Concentrated Sources of Heating and Finishing Grinding*. Novosibirsk, 2012. 425 p. (in Russian).
17. Balanovskii A. E. *Plasma Surface Hardening of Metals*. Irkutsk, Irkutsk State University Publ., 2006. 180 p. (in Russian).
18. Korn G. A., Korn T. M. *Mathematical Handbook for Scientists and Engineers: Definitions, Theorems, and Formulas for Reference and Review*. McGraw-Hill Book Company, 1961. 943 p.

ISSN 1561-8358 (Print)  
ISSN 2524-244X (Online)  
<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-331-343>  
УДК 614.841



*Оригинальная статья*

**А. И. Кицак**

*НИИ пожарной безопасности и проблем чрезвычайных ситуаций  
Министерства по чрезвычайным ситуациям Республики Беларусь,  
ул. Солтыса, 183а, 220046, Минск, Республика Беларусь*

**ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕХАНИЗМОВ  
ГЕТЕРОГЕННОГО И ГОМОГЕННОГО ИНГИБИРОВАНИЯ  
ЧАСТИЦАМИ ОГНЕТУШАЩЕГО ПОРОШКА  
АКТИВНЫХ ЧАСТИЦ ПЛАМЕНИ  
С УЧЕТОМ СКОРОСТИ ИХ ОБРАЗОВАНИЯ**

**Аннотация.** Для совершенствования технологии тушения пожара огнетушащим порошком проведен анализ механизмов тушения пожара данным веществом, основанных на физико-химических процессах прерывания цепных реакций горения. Выполнена оценка эффективности механизмов гетерогенного и гомогенного ингибирования частицами порошка активных частиц пламени с учетом скорости их образования, а также сопоставление их вкладов в результат тушения пожара. Проведено математическое моделирование механизмов гетерогенного и гомогенного ингибирования частицами огнетушащего порошка активных частиц пламени с учетом скорости их образования. Получены теоретические зависимости скоростей реакций гетерогенного и гомогенного ингибирования активных частиц пламени от дисперсных характеристик частиц порошка, времени пребывания их в зоне горения и характерных длительностей реакций. Установлено, что условием эффективного восстановления активных частиц пламени рассматриваемыми механизмами является превышение времени взаимодействия частиц порошка с активными частицами пламени над длительностями реакций ингибирования, а также превышение скоростей данных реакций скорости их образования. Скорость восстановления активных частиц пламени зависит от размеров частиц огнетушащего порошка: чем меньше размер частиц порошка, тем больше скорость восстановления. Такая зависимость наблюдается в явном виде для механизма гетерогенного ингибирования активных частиц пламени и в неявном виде для механизма гомогенного ингибирования через зависимость скорости термообразования радикалов оксидов металлов огнетушащего порошка, участвующих в данном процессе, от размеров частиц порошка. Наличие двух стадий в реализации механизма гомогенного ингибирования активных частиц пламени (термообразования радикалов оксидов металлов применяемых порошковых веществ и собственно самого процесса ингибирования) позволяет считать данный механизм восстановления активных частиц более длительным, чем механизм гетерогенного ингибирования, а следовательно, не вносящим существенного вклада в химический процесс тушения пожара. Результаты работы могут быть применены при разработке составов огнетушащих порошков, а также в пожаротушении для выбора оптимальной скорости подачи огнетушащего порошка в очаг пожара.

**Ключевые слова:** огнетушащий порошок, активные центры пламени, гетерогенное ингибирование пламени, гомогенное ингибирование, скорость генерации активных частиц пламени

**Конфликт интересов:** автор заявляет об отсутствии конфликта интересов.

**Информация об авторе:** *Кицак Анатолий Ильич* – кандидат физико-математических наук, ведущий научный сотрудник отдела исследований автоматических средств обнаружения и ликвидации чрезвычайных ситуаций НИИ пожарной безопасности и проблем чрезвычайных ситуаций Министерства по чрезвычайным ситуациям Республики Беларусь. E-mail: kitsak48@mail.ru

**Для цитирования:** Кицак, А. И. Оценка эффективности механизмов гетерогенного и гомогенного ингибирования частицами огнетушащего порошка активных частиц пламени с учетом скорости их образования / А. И. Кицак // Вест. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2023. – Т. 68, № 4. – С. 331–343. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-331-343>

*Поступила в редакцию: 10.05.2023*

*Доработанный вариант: 22.08.2023*

*Утверждена к публикации: 30.11.2023*

*Подписана в печать: 15.12.2023*

*Original article*

Anatoli I. Kitsak

*Research Institute of Fire Safety and Emergencies of the Ministry for Emergency Situations of the Republic of Belarus,  
183a, Soltys Str., 220046, Minsk, Republic of Belarus***THE EFFECTIVENESS OF MECHANISMS OF HETEROGENEOUS AND HOMOGENEOUS INHIBITION OF FLAME PARTICLES TAKING BY EXTINGUISHING POWDER PARTICLES, INTO ACCOUNT THE RATE OF THEIR FORMATION**

**Abstract.** The relevance of the work is due to the need to improve the technology of extinguishing fire with extinguishing powders based on the study of the laws of the physicochemical processes of interrupting chain combustion reactions, in particular, heterogeneous and homogeneous mechanisms of inhibition of active flame centers by powder particles. The aim of the work is to evaluate the effectiveness of non-stationary mechanisms of heterogeneous and homogeneous inhibition of active flame particles by fire extinguishing powder particles taking into account the rate of their birth, as well as to compare the contributions of each of the mechanisms to the result of fire extinguishing. Mathematical modeling of the mechanisms of heterogeneous and homogeneous inhibition of active flame particles by fire extinguishing powder particles is carried out, taking into account the rate of birth of active particles of in flame. The theoretical dependences of the rates of reactions of heterogeneous and homogeneous inhibition of active flame particles on the dispersed characteristics of powder particles, their residence time in the zone of flame and the characteristic durations of inhibition reactions are obtained. It is established that the condition for the effective recovery inhibition of active particles of flame by the mechanisms under consideration is exceeding the time of interaction of powder particles with active flame particles over the duration of inhibition processes, as well as an excess of the rate of inhibition of active flame particles over the rate of their birth. The rate of inhibition of active particles of flame depends on the particle size of the extinguishing powder, namely, the smaller the particle size of the powder, the greater the rate of inhibition. This dependence is observed explicitly for the mechanism of heterogeneous inhibition of active particles of flame and implicitly for the mechanism of homogeneous inhibition through the dependence of the rate of thermal production of metal oxide radicals of the extinguishing powder involved in this process on the size of the powder particles. The presence of two stages in the implementation of the mechanism of homogeneous inhibition of active flame particles (thermal production of metal oxide radicals of the powder substances used and the inhibition process itself) allows us to consider this mechanism of extraction of active particles longer than the mechanism of heterogeneous reduction, and, therefore, it does not significantly contribute to the chemical process of extinguishing a fire.

**Keywords:** extinguishing powder, active particles of flame, heterogeneous inhibition, homogeneous inhibition, inhibition time, the speed of birth active particles of flame

**Conflict of interest:** the author declare that there is no conflict of interest.

**Information about the author:** *Anatoli I. Kitsak* – Cand. Sci. (Physics and Mathematics), Leading Researcher of the Research Department of Automatic Means of Detection and Elimination of Emergencies at Research Institute of Fire Safety and Emergency Situations of the Ministry of Emergency Situations of the Republic of Belarus. E-mail: kitsak48@mail.ru

**For citation:** Kitsak A. I. The effectiveness of mechanisms of heterogeneous and homogeneous inhibition of flame particles taking by extinguishing powder particles, into account the rate of their formation. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-tekhnichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2023, vol. 68, no. 4, pp. 331–343 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-331-343>

*Received: 10.05.2023*

*Modified version: 22.08.2023*

*Approved for publication: 30.11.2023*

*Signed to the press: 15.12.2023*

**Введение.** Одними из основных механизмов тушения пожара огнетушащим порошком являются гетерогенный и гомогенный процессы ингибирования активных частиц пламени – атомарных водорода и кислорода, а также гидроксильных радикалов газифицированного горючего вещества.

Гетерогенное ингибирование заключается в адсорбции в зоне реакции окисления поверхностью частиц порошка (на центрах адсорбции – поверхностных ионах бездефектной кристаллической решетки частиц порошка либо самих ее дефектах) активных частиц пламени, рекомбинации их с другими активными частицами пламени, достигшими этой поверхности, восстановлению (формированию) неактивных частиц (молекул) из родственных/неродственных атомов либо радикалов газифицированных компонентом горючего вещества или материала [1].

Процесс гомогенного ингибирования активных центров пламени заключается в связывании их продуктами в виде атомов или радикалов, образующихся при терморазложении солей огнетушащего порошка [1]. Важным условием реализации данных процессов является отдача

избыточной энергии рекомбинации активных частиц пламени либо кристаллической решетке частиц порошка (в случае гетерогенного ингибирования), либо одной из участвующих в рекомбинации активных частиц продуктов терморазложения частиц порошка, которая обладает достаточно широкой полосой поглощения тепловой энергии (при гомогенном ингибировании). Процессы гетерогенного и гомогенного ингибирования активных частиц пламени приводят к обрыву цепей горения и в итоге – к снижению тепловыделения.

Изучению эффективности механизмов ингибирования активных частиц пламени посвящено множество работ [2–12], где в основном рассматриваются стационарные режимы реализации данных процессов, то есть схемы ингибирования, при которых время взаимодействия ингибитора с активными частицами пламени значительно больше времени протекания реакции ингибирования. На практике при тушении пожаров, например, модулями порошкового пожаротушения (далее – МПП) импульсного и кратковременного действия время пребывания частиц порошка в зоне реакции окисления продуктов горения может равняться или быть примерно равным времени восстановления активных частиц пламени [13]. В этих условиях механизмы ингибирования протекают в нестационарном режиме.

Изучение данного режима ингибирования пламени частицами огнетушащего порошка имеет большой научный и практический интерес. Научный интерес состоит в установлении закономерностей влияния динамики частиц порошка и их дисперсных характеристик на эффективность реализации механизмов ингибирования активных частиц пламени частицами огнетушащего порошка. В свою очередь, практический интерес заключается в возможности применения полученных результатов для повышения огнетушащей способности порошков при их разработке, а также совершенствовании технологии тушения пожаров различных классов с использованием МПП. Кроме того, результаты могут быть использованы для повышения эффективности тушения пожаров другими огнетушащими средами, в частности огнетушащими аэрозолями и газами, где данные механизмы также проявляются [14].

В [15] проведен анализ эффективности тушения пожара огнетушащим порошком в условиях нестационарности процесса гетерогенного ингибирования частицами порошка активных центров пламени. Оценка эффективности механизма данного процесса проводилась при конечной средней концентрации активных частиц в зоне реакции окисления, без учета образования новых частиц. Высказано предположение, что более близким к реальной картине ингибирования активных частиц пламени является процесс, в котором наряду с восстановлением частиц происходит образование новых.

*Цель работы* – оценка эффективности нестационарных механизмов гетерогенного и гомогенного ингибирования частицами огнетушащего порошка активных частиц пламени с учетом скорости их генерации, а также сопоставление вкладов данных механизмов в результат тушения пожара.

**Модель механизма гетерогенного ингибирования частицами огнетушащего порошка активных частиц пламени в условиях их непрерывного образования.** Упрощенная модель химического процесса тушения пламени горючего вещества огнетушащим порошком предполагает подачу порошка в зону реакции окисления газифицированных компонентов горючего вещества или материала, формирование в данной зоне слоя огнетушащего порошка, протекание в каналах слоя, а также микрополостях реакций гетерогенного и гомогенного ингибирования активных частиц пламени за время нахождения частиц порошка в указанной зоне  $t_{\text{int}} = l_{\text{int}}/v$  ( $l_{\text{int}}$  – эффективная толщина зоны реакции окисления;  $v$  – скорость частиц порошка в реакционной зоне, м/с).

Будем считать, что реакция гетерогенного ингибирования активных частиц пламени происходит в отдельном канале слоя частиц порошка. Предположим, что канал имеет форму полого неограниченного в масштабе размеров активных частиц пламени цилиндра с эквивалентным радиусом ( $R_{\text{eq}}$ , м). Внутри такого условного реактора равномерно по его объему происходит генерация активных частиц пламени с постоянной удельной плотностью ( $C_r$ , кг/(м<sup>3</sup>·с)). Рассмотрим динамику изменения концентрации ( $C = C(t, r)$ , кг/м<sup>3</sup>) активных частиц пламени в данном реакторе в результате реакции восстановления их на его поверхности.

Запишем уравнение диффузии активных частиц пламени внутри реактора при указанных условиях:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \left( \frac{1}{r} \frac{\partial C}{\partial r} + \frac{\partial^2 C}{\partial r^2} \right) + C_r, \quad (1)$$

где  $t$  – текущее время, с;  $r$  – радиальная координата, отсчитываемая от оси канала;  $D$  – коэффициент молекулярной диффузии частиц, м<sup>2</sup>/с.

Уравнение (1) записано в предположении малости продольной молекулярной диффузии активных частиц пламени.

Дополним уравнение (1) граничными и начальными условиями [16]:

$$\left( D \frac{\partial C}{\partial r} \right)_{r=R_{\text{eq}}} = - \left( \frac{\gamma u}{4} C \right)_{r=R_{\text{eq}}}; \quad (2)$$

$$\left( \frac{\partial C}{\partial r} \right)_{r=0} = 0; \quad (3)$$

$$C(r, t=0) = C_0; \quad (4)$$

$$C(r=0, t) \neq \infty. \quad (5)$$

Здесь  $\gamma$  – вероятность адсорбции активных частиц поверхностью частицы порошка;  $u$  – средняя тепловая скорость активной частицы, м/с;  $C_0$  – исходная концентрация активных частиц пламени, кг/м<sup>3</sup>.

Условие (2) описывает поток активных частиц на стенку реакционного канала. Условие (3) обозначает симметрию профиля концентрации активных частиц пламени относительно оси канала. Условие (5) указывает на то, что решение (1) должно быть затухающим при больших значениях  $t$ .

Для решения уравнения (1) при заданных условиях воспользуемся операционным методом. В частности, применим к уравнениям (1)–(5) интегральное преобразование Лапласа для перехода от уравнений в частных производных к обыкновенным дифференциальным уравнениям. Преобразование Лапласа  $L[f(r, t)] = f_L(r, s)$  (изображение) функции  $f(r, t)$  выражается уравнением

$$f_L(r, s) = \int_0^{\infty} f(r, t) \exp(-st) dt, \quad (6)$$

где  $s$  – параметр Лапласа.

Применяя (6) к выражениям (1)–(5), где  $f(r, t) = C(r, t)$ , получим следующие уравнения для изображений  $C_L(r, s)$  оригинала функции  $C(r, t)$ :

$$r C_L''(r, s) + C_L'(r, s) - \frac{rs}{D} \left( C_L(r, s) - \frac{C_r}{s^2} - \frac{C_0}{s} \right) = 0; \quad (7)$$

$$C_L'(r, s) = - \frac{\gamma u}{4D} C_L(r, s); \quad (8)$$

$$C_L'(r, s) = 0; \quad (9)$$

$$C_L(0, 0) = \frac{C_0}{s}; \quad (10)$$

$$C_L(0, s) \neq \infty, \quad (11)$$

где  $C_L'(r, s) = \frac{dC_L(r, s)}{dr}$ .

Общее решение уравнения (7) будем искать в виде [17]

$$C_L(r, s) - \frac{C_r}{s^2} - \frac{C_0}{s} = AI_0\left(\sqrt{\frac{s}{D}}r\right) + BK_0\left(\sqrt{\frac{s}{D}}r\right), \quad (12)$$

где  $A$  и  $B$  – коэффициенты, определяемые из граничных условий (8)–(11);  $I_0$  – модифицированная функция Бесселя первого рода нулевого порядка от чисто мнимого аргумента;  $K_0$  – функция Бесселя второго рода нулевого порядка от чисто мнимого аргумента.

Так как, согласно (11),  $C_L(0, s) \neq \infty$ , а  $K_0\left(\frac{s}{D} \cdot 0\right) \rightarrow -\infty$ , то коэффициент  $B = 0$ . Тогда

$$C_L(r, s) - \frac{C_r}{s^2} - \frac{C_0}{s} = AI_0\left(\sqrt{\frac{s}{D}}r\right). \quad (13)$$

Коэффициент  $A$  найдем из граничного условия (8). Продифференцировав уравнение (13) по переменной  $r$  и подставив в полученное выражение значение  $C'_L(r, s)$  из (8), а затем, решая полученное уравнение относительно  $A$ , определим

$$A = -\frac{\frac{\gamma u}{4D}\left(\frac{C_r}{s^2} + \frac{C_0}{s}\right)}{\sqrt{\frac{s}{D}}I_1\left(\sqrt{\frac{s}{D}}R_{\text{eq}}\right) + \frac{\gamma u}{4D}I_0\left(\sqrt{\frac{s}{D}}R_{\text{eq}}\right)}, \quad (14)$$

где  $I_1(r) = I'_0(r)$ .

С учетом (14) общее решение (13) запишется в виде

$$C_L(r, s) - \frac{C_r}{s^2} - \frac{C_0}{s} = -\frac{\frac{\gamma u}{4D}\left(\frac{C_r}{s^2} + \frac{C_0}{s}\right) \cdot I_0\left(\sqrt{\frac{s}{D}}r\right)}{\sqrt{\frac{s}{D}}I_1\left(\sqrt{\frac{s}{D}}R_{\text{eq}}\right) + \frac{\gamma u}{4D}I_0\left(\sqrt{\frac{s}{D}}R_{\text{eq}}\right)}. \quad (15)$$

В уравнении (15) перейдем от решения задачи для изображения  $C_L(r, s)$  непосредственно к решению для оригинала  $C(r, t)$ . Для этого применим к (15) обратное преобразование Лапласа [17]. В результате получим для  $C(r, t)$  следующее соотношение:

$$C(r, t) = \frac{C_r R_{\text{eq}}}{4} \left(\frac{R_{\text{eq}}}{D} + \frac{8}{u\gamma}\right) - \frac{C_r r^2}{4D} - \sum_{n=1}^{\infty} A_n \frac{R_{\text{eq}}^2}{D\mu_n^2} \left(C_r - \frac{\mu_n^2 D}{R_{\text{eq}}^2} C_0\right) J_0\left(\mu_n \frac{r}{R_{\text{eq}}}\right) \exp\left(-\frac{\mu_n^2 D}{R_{\text{eq}}^2} t\right); \quad (16)$$

$$A_n = \frac{2\text{Bi}_D}{\left[(1 + \text{Bi}_D)\text{Bi}_D - \frac{2D}{R_{\text{eq}}^2} \mu_n^2 (\mu_n^2 - \text{Bi}_D)\right] J_0(\mu_n)}. \quad (17)$$

Здесь  $\text{Bi}_D = 2\text{Nu}_D \frac{k}{\beta} = \frac{\gamma u R_{\text{eq}}}{4D}$  – диффузионное число Био, параметр, пропорциональный отношению константы скорости рекомбинации активных частиц пламени ( $k = \frac{\gamma u}{4}$  [18]) к коэффициенту массообмена ( $\beta = \frac{2\text{Nu}_D D}{R_{\text{eq}}}$  [19]);  $\mu_n$  – корни характеристического уравнения

$$\frac{J_1(\mu)}{J_0(\mu)} = \frac{B}{\mu}, \quad (18)$$

где  $\mu = i\sqrt{\frac{s}{D}}R$ ;  $J_0(\mu)$ ,  $J_1(\mu)$  – функции Бесселя первого рода и соответственно нулевого и первого порядков.

Рассмотрим процесс изменения концентрации  $C(r, t)$  активных частиц пламени в результате реакции гетерогенного ингибирования их частицами огнетушащего порошка для двух предельных случаев протекания данной реакции: 1) когда параметр  $Bi_D \rightarrow 0$ , то есть  $k \ll \beta$ , и 2) когда  $Bi_D \rightarrow \infty$ , что соответствует неравенству  $\beta \ll k$ .

Режим реакции ингибирования активных частиц пламени, соответствующей условию  $k \ll \beta$ , реализуется, когда вероятность адсорбирования  $\gamma$  атома или радикала поверхностью ингибитора при соударении с ней много меньше единицы, то есть  $\gamma \ll 1$ . В [18, 19] отмечено, что реакция ингибирования в данном случае протекает в кинетической области. Скорость реакции при этом определяется в основном кинетическими процессами на поверхности ингибитора.

Другой режим реакции ингибирования активных частиц пламени может реализоваться в случае, когда вероятность адсорбирования  $\gamma \sim 1$ , то есть когда активная частица гибнет при первом же столкновении с поверхностью ингибитора. В данных условиях коэффициент массоотдачи  $\beta \ll k$  и эффективность ингибирования ограничивается скоростью диффузии активных частиц к поверхности ингибитора. Область реакции ингибирования, процессы в которой протекают в указанных условиях, называют диффузионной.

Найдем закон изменения концентрации  $C_k(r, t)$  активных частиц пламени в кинетической области реакции их ингибирования, то есть когда  $Bi_D \rightarrow 0$ . При данном условии, как следует из (18), к нулю стремится также функция  $J_1(\mu)$  и сам параметр  $\mu$ . Следовательно, в уравнениях (16) и (17) можно ограничиться первым корнем  $\mu_1$  характеристического уравнения (18).

Разложив в ряд по  $\mu$  функции Бесселя  $J_1(\mu)$  и  $J_0(\mu)$  в соотношении (18) и ограничившись первыми членами разложения, найдем для  $\mu_1$  значение

$$\mu_1 = \sqrt{2Bi_D}. \quad (19)$$

Подставив (19) в (16) и (17), получим следующее соотношение для  $C_k(r, t)$  при условии  $\mu_1 \rightarrow 0$ :

$$C_k(r, t) = C_r \left( \frac{R_{eq}^2}{4D} + \frac{2R_{eq}}{\gamma u} \right) - \frac{C_r r^2}{4D} + \tau_k \left( \frac{C_0}{\tau_k} - C_r \right) J_0 \left( \mu_1 \frac{r}{R_{eq}} \right) \exp \left( -\frac{t}{\tau_k} \right), \quad (20)$$

где  $\tau_k = \frac{d_{eq}}{\gamma u}$  – время реакции ингибирования [15], величина, обратно пропорциональная константе скорости обрыва цепи реакции окисления продуктов горения, с;  $d_{eq} = 2R_{eq}$  – эквивалентный диаметр канала слоя, в котором происходит гетерогенная реакция, м.

Величину  $d_{eq}$  можно выразить через характеристики дисперсного слоя огнетушащих частиц. Согласно [20] имеем

$$d_{eq} = \frac{2F\varepsilon d_p}{3(1-\varepsilon)}, \quad (21)$$

где  $F$  – фактор формы частиц (для шарообразных частиц  $F = 1$ );  $\varepsilon = (V - V_0)/V = 1 - \rho_n/\rho_p$  – порозность слоя ( $V$  – общий объем, занимаемый слоем частиц порошка, м<sup>3</sup>;  $V_0$  – объем, занимаемый частицами порошка в слое, м<sup>3</sup>;  $\rho_n$  – насыпная плотность частиц порошка, кг/м<sup>3</sup>;  $\rho_p$  – истинная плотность частиц порошка, кг/м<sup>3</sup>);  $d_p$  – диаметр эквивалентного шара, имеющего тот же объем, что и частица порошка, м.

Оценим величину уменьшения концентрации активных частиц в результате ингибирования их, определив среднее по координате  $r$  значение  $\overline{C_k(r, t)}$  по формуле

$$\overline{C_k(r, t)} = \frac{2}{R_{eq}^2} \int_0^{R_{eq}} r C_k(r, t) dr. \quad (22)$$



Подставив в (20) выражение (21), с учетом  $\mu_1 \rightarrow 0$  получим

$$\overline{C_k(r,t)} = C_r \tau_k + \tau_k \left( \frac{C_0}{\tau_k} - C_r \right) \exp\left(-\frac{t}{\tau_k}\right). \quad (23)$$

Скорость реакции ингибирования (масса активных частиц, восстанавливаемых в единицу времени,  $dm_k/dt$ ), равна

$$\frac{dm_k}{dt} = k S_{ch} (C_0 - \overline{C_k}), \quad (24)$$

где  $S_{ch} = \frac{6V(1-\varepsilon)}{F d_p}$  – эффективная площадь поверхности каналов, образованных частицами слоя,  $m^2$  [20].

За время взаимодействия  $t_{int}$  масса  $m_k$  ингибированных частиц будет равна

$$m_k = V \varepsilon (C_0 - C_r \tau_k) \left[ \frac{t_{int}}{\tau_k} - \left( 1 - \exp\left(-\frac{t_{int}}{\tau_k}\right) \right) \right], \quad (25)$$

где  $\tau_k = \frac{2F\varepsilon d_p}{3(1-\varepsilon)\gamma u}$ .

Проведем оценку концентрации  $C_d(r, t)$  активных частиц пламени в диффузионной области реакции их ингибирования, то есть когда  $Bi_D \rightarrow \infty$ .

В данном случае, как следует из (18), корни  $\mu_n$  уравнения (16) будут определяться из характеристического уравнения

$$J_0(\mu) = 0. \quad (26)$$

Для первого корня уравнения (26)  $\mu_1 = 2,4$  соотношение (16) переписывается в виде

$$C_d(r,t) = C_r \frac{R_{eq}^2}{4D} - \frac{C_r r^2}{4D} + \frac{2}{2,4 J_1(2,4)} \tau_d \left( \frac{C_0}{\tau_d} - C_r \right) J_0\left(2,4 \frac{r}{R_{eq}}\right) \exp\left(-\frac{t}{\tau_d}\right), \quad (27)$$

где  $\tau_d = \frac{d_{eq}^2}{23,04D}$  – время реакции ингибирования активных частиц пламени в диффузионной области ее протекания, с.

Среднее по пространству значение концентрации  $\overline{C_d(r,t)}$  активных частиц пламени, участвующих в реакции ингибирования их в диффузионной области ее реализации, определяется по формуле

$$\overline{C_d(r,t)} = 0,7 C_r \tau_d + 0,7 \tau_d \left( \frac{C_0}{\tau_d} - C_r \right) \exp\left(-\frac{t}{\tau_d}\right), \quad (28)$$

где  $\tau_d = \frac{F^2 \varepsilon^2 d_p^2}{52(1-\varepsilon)^2 D}$ .

Скорость реакции ингибирования  $dm_d/dt$  активных частиц пламени в диффузионной области ее реализации равна

$$\frac{dm_d}{dt} = \beta S_{ch} (C_0 - \overline{C_d}). \quad (29)$$

Соответственно масса  $m_d$  активных частиц пламени, ингибированных частицами огнетушащего порошка за время пребывания их в зоне реакции окисления продуктов горения  $t_{int}$ , будет составлять

$$m_d = 0,7Nu_D V \varepsilon (1 - \varepsilon) \left[ (C_0 - 0,7C_r \tau_d) \frac{t_{int}}{\tau_d} - 0,7(C_0 - C_r \tau_d) \left( 1 - \exp\left(-\frac{t_{int}}{\tau_d}\right) \right) \right]. \quad (30)$$

**Анализ эффективности гетерогенного механизма тушения активных частиц пламени огнетушащим порошком.** В начале анализа следует отметить, что соотношения для масс ингибированных частиц пламени, полученные в настоящей работе, совпадают при отсутствии процесса непрерывной генерации активных частиц с результатами оценки данных масс, приведенными ранее в работе [15], выполненной на основе феноменологического подхода к процессу гетерогенного ингибирования.

Из выражений (25) и (30) для масс ингибированных активных частиц в кинетическом и диффузионном режимах протекания реакции ингибирования следует, что эффективность гетерогенного ингибирования определяется как физико-химическими и дисперсными характеристиками огнетушащего порошка, так и условиями тушения. В частности, процесс обрыва цепей реакции горения частицами огнетушащего порошка происходит тем эффективнее, чем больше время их взаимодействия  $t_{int}$  с активными центрами пламени и чем меньше эффективная длительность реакции ингибирования  $\tau_k$  и  $\tau_d$ . В предельном случае, когда  $t_{int} \gg \tau_k, \tau_d$ , масса ингибированных активных частиц пламени будет приближаться к максимуму. Формулы (25) и (30) при этом примут вид:

$$m_k = m_0 \left( 1 - \frac{C_r}{C_0} \tau_k \right) \frac{t_{int}}{\tau_k}; \quad (31)$$

$$m_d = 0,7Nu_D m_0 (1 - \varepsilon) \left( \left( 1 - 0,7 \frac{C_r}{C_0} \tau_d \right) \frac{t_{int}}{\tau_d} \right), \quad (32)$$

где  $m_0 = \varepsilon V C_0$  – начальная масса активных центров пламени, кг.

Из полученных соотношений следует, что при значительном превышении времени взаимодействия  $t_{int}$  длительностей реакции ингибирования  $\tau_k$  и  $\tau_d$  масса ингибированных активных частиц пламени при одновременном образовании их определяется в основном соотношением удельных плотностей ингибирования ( $C_0/\tau_k, C_0/\tau_d$ ) и генерации ( $C_r$ ) активных частиц. Если  $C_r$  активных частиц больше удельной плотности их ингибирования, реакция окисления газифицированных компонентов горючего вещества (горение) будет продолжаться.

Временные периоды ингибирования  $\tau_k$  и  $\tau_d$ , как следует из их определений, отличаются функциональной зависимостью от химико-кинетических параметров процесса ингибирования активных частиц и дисперсных характеристик частиц огнетушащего порошка. Существенное отличие  $\tau_k$  и  $\tau_d$  наблюдается от размера частиц огнетушащего порошка. Если  $\tau_k$  линейно зависит от эффективного диаметра частиц порошка, то для  $\tau_d$  наблюдается квадратичная зависимость от данного параметра.

Оценка величины  $\tau_d$  для атома водорода с молярной массой  $\mu = 1 \cdot 10^{-3}$  кг/моль и диаметром  $1 \cdot 10^{-10}$  м показала, что  $\tau_d = 1,7 \cdot 10^{-7}$  с при атмосферном давлении  $P = 10^5$  Па, температуре в зоне горения  $T = 973$  К, коэффициенте диффузии  $D = 4,6 \cdot 10^{-3}$  м<sup>2</sup>/с, диаметре частиц огнетушащего порошка  $d_p = 50$  мкм и их порозности  $\varepsilon = 0,8$ . Для этого же атома при его средней тепловой скорости  $u = 4,5 \cdot 10^3$  м/с,  $\gamma = 10^{-3}$  [1] и тех же дисперсных параметрах огнетушащего порошка  $\tau_k = 3 \cdot 10^{-5}$  с. Результат сопоставления значений  $\tau_k$  и  $\tau_d$  свидетельствует о более быстром процессе ингибирования частицами огнетушащего порошка активных частиц пламени в диффузионной области реакции ингибирования.

Диффузионный режим реакции ингибирования активных частиц пламени может реализоваться при применении для тушения пожара огнетушащих веществ с относительно большим значением  $\gamma \sim 10^{-2}$ , например порошков на основе карбонатов натрия при высоких температурах в зоне реакции окисления [1].

Скорости ингибирования активных частиц пламени зависят также от порозности ( $\varepsilon = 1 - \rho_n/\rho_p$ ) частиц огнетушащего порошка в зоне реакции окисления продуктов горения, определяемой

величиной насыпной плотности  $\rho_n$  частиц порошка в данной зоне. Чем больше  $\rho_n$ , тем меньше  $\varepsilon$  и тем быстрее происходит процесс обрыва цепей горения.

Для приведенных значений  $\tau_k$  и  $\tau_d$  процесс эффективного ингибирования атома водорода в зоне реакции горения, толщиной, равной, например,  $l = 100$  мкм, будет происходить, как следует из формул (25) и (30), при скорости частиц огнетушащего порошка  $v$ , не превышающих значений 3,3 и 58 м/с для кинетической и диффузионной областей реакции гетерогенного ингибирования соответственно.

**Модель механизма гомогенного ингибирования активных частиц пламени при непрерывном их образовании.** При тушении пламени частицами огнетушащего порошка наряду с гетерогенным механизмом ингибирования активных частиц пламени проявляется и гомогенный. Физика данного механизма ингибирования в нестационарном режиме реализации его и при непрерывной генерации активных частиц пламени в настоящее время недостаточно изучена. Отсутствует также оценка вклада его в результат тушения пожара. В связи с этим актуален анализ закономерностей реализации данного механизма ингибирования активных частиц пламени и его эффективности.

Будем считать, что реакция гомогенного ингибирования активных частиц пламени происходит в отдельном канале слоя огнетушащих частиц, сформировавшегося в зоне реакции окисления продуктов горения. Для данного канала сохраняются все формализованные ранее параметры. Рассмотрим динамику изменения концентрации  $C = C(t, r)$ , кг/м<sup>3</sup>, активных частиц пламени в данном канале (реакторе) в результате реакции их гомогенного ингибирования, когда одновременно по объему канала происходит генерация данных частиц с удельной плотностью  $C_r(t, r)$ , кг/(м<sup>3</sup>·с), зависящей в общем случае от параметров  $t$  и  $r$ .

Запишем уравнение диффузии активных частиц пламени внутри канала при указанных условиях:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \left( \frac{1}{r} \frac{\partial C}{\partial r} + \frac{\partial^2 C}{\partial r^2} \right) - k_0 C + C_r(r, t), \quad (33)$$

где  $k_0 = k_0^g \exp(-E_g / RT_g)$  – константа скорости реакции гомогенного ингибирования, 1/с ( $k_0^g$  – предэкспонент реакции, 1/с;  $E_g$  – энергия активации реакции ингибирования, ккал/моль;  $T_g$  – температура горящего газа, К;  $R$  – универсальная газовая постоянная).

Уравнение (33) записано в предположении малости коэффициента продольной молекулярной диффузии активных частиц пламени.

Дополним это уравнение граничными и начальными условиями [21]:

$$\left( \frac{\partial C}{\partial r} \right)_{r=R_{\text{eq}}} = 0; \quad (34)$$

$$\left( \frac{\partial C}{\partial r} \right)_{r=0} = 0; \quad (35)$$

$$C(r, t = 0) = C_0; \quad (36)$$

$$C(0, t) \neq \infty. \quad (37)$$

Условие (34) отражает отсутствие потока активных частиц к стенке реактора. Условия (35)–(37) такие же, как условия (3)–(5).

Для решения уравнения (33) воспользуемся конечным интегральным преобразованием Ханкеля [17]:

$$f_H(p, t) = \int_0^R r f(r, t) J_0(pr) dr, \quad (38)$$

где  $p$  – корень характеристического уравнения  $J_0'(pR) = J_1(pR) = 0$ .

Применив данное преобразование к (33), с учетом условий (34)–(37) получим уравнение переноса активных частиц для изображения  $C_H(p, t)$  оригинала функции  $C(r, t)$ :

$$\frac{dC_H(p, t)}{dt} + (Dp^2 + k_0)C_H(p, t) - C_{rH}(p, t) = 0. \quad (39)$$

Общее решение данного уравнения можно представить в виде:

$$C_H(p, t) = \left( C_H(p, 0) + \int_0^t C_{rH}(p, \theta) \exp[-(Dp^2 + k_0)\theta] d\theta \right) \exp[-(Dp^2 + k_0)t]. \quad (40)$$

Осуществим переход от изображения функции  $C_H(p, t)$  к оригиналу  $C(r, t)$ , используя соотношение [17]:

$$C(r, t) = \frac{2}{R_{\text{eq}}^2} C_H(0, t) + \frac{2}{R_{\text{eq}}^2} \sum_{n=1}^{\infty} C_H(p_n, t) \frac{J_0(p_n r)}{J_0^2(p_n R_{\text{eq}})}, \quad (41)$$

где  $C_H(0, t)$  равно

$$C_H(0, t) = \left( C_H(0, 0) + \int_0^t C_{rH}(0, \theta) \exp[-k_0\theta] d\theta \right) \exp[-k_0t]. \quad (42)$$

Осуществляя преобразование (40) с учетом (38), (41) и введя обозначение  $\mu_n = p_n R_{\text{eq}}$ , получим для  $C(r, t)$  следующее соотношение:

$$C(r, t) = \frac{2}{R_{\text{eq}}^2} \left( C_H(0, 0) + \int_0^t C_{rH}(0, \theta) \exp[-k_0\theta] d\theta \right) \exp[-k_0t] + \frac{2}{R_{\text{eq}}^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_0\left(\frac{\mu_n r}{R_{\text{eq}}}\right)}{J_0^2(\mu_n)} \left( C_H(p_n, 0) + \int_0^t C_{rH}(p_n, \theta) \exp[-(Dp_n^2 + k_0)\theta] d\theta \right) \exp[-(Dp_n^2 + k_0)t]. \quad (43)$$

Среднее по пространству значение концентрации  $\overline{C(r, t)}$  активных частиц пламени, участвующих в реакции гомогенного ингибирования, составит

$$\overline{C(r, t)} = \frac{2}{R_{\text{eq}}^2} \left( C_H(0, 0) + \int_0^t C_{rH}(0, \theta) \exp[-k_0\theta] d\theta \right) \exp[-k_0t]. \quad (44)$$

Рассмотрим случай гомогенного ингибирования активных частиц пламени, когда удельная скорость генерации их постоянная величина, то есть  $C_r(t, r) = \text{const} = C_r$ , кг/м<sup>3</sup>с. После проведения преобразований в (44) с учетом данного условия получим следующее соотношение для  $\overline{C(r, t)}$ :

$$\overline{C(r, t)} = (C_0 - \tau_g C_r) \exp\left(-\frac{t}{\tau_g}\right) + \tau_g C_r, \quad (45)$$

где  $\tau_g = 1/k_0$  – время гомогенного ингибирования активных центров пламени.

Скорость реакции ингибирования  $dm/dt$  равна

$$\frac{dm}{dt} = k_0 V \varepsilon (C_0 - \overline{C(r, t)}). \quad (46)$$

За время взаимодействия  $t_{\text{int}}$  в зоне реакции окисления продуктов горения частиц огнетушащего порошка с активными частицами пламени масса  $m_g$  ингибированных частиц составит

$$m_g = V\varepsilon(C_0 - C_r\tau_g) \left[ \frac{t_{\text{int}}}{\tau_g} - \left( 1 - \exp\left(-\frac{t_{\text{int}}}{\tau_g}\right) \right) \right]. \quad (47)$$

Максимальное значение массы ингибированных частиц пламени за время взаимодействия  $t_{\text{int}}$  достигается при  $t_{\text{int}} \gg \tau_g$  и равно

$$m_g = m_0 \left( 1 - \frac{C_r}{C_0} \tau_g \right) \frac{t_{\text{int}}}{\tau_g}. \quad (48)$$

Отличительной особенностью гомогенного механизма ингибирования активных частиц пламени является то, что определяющее его эффективность время  $\tau_g$  не зависит в явном виде от размеров частиц огнетушащего порошка. Однако такая зависимость существует в опосредованном виде через зависимость скорости термообразования радикалов солей огнетушащего порошка, участвующих в процессе гомогенного ингибирования, от размеров частиц порошка. Данная скорость пропорциональна величине, обратной характерному времени нагрева материала частиц порошка  $\tau_{\text{rel}} = d_p^2/\alpha$ , где  $\alpha$  – коэффициент температуропроводности материала части порошка, м<sup>2</sup>/с [15]. Соответственно, чем меньше размер частиц порошка, тем больше скорость образования данных радикалов.

Из соотношения (48) следует, что изменение массы ингибированных активных частиц пламени в процессе гомогенного ингибирования происходит по закону, аналогичному полученному при моделировании механизма гетерогенного ингибирования. Эффективность механизма гомогенного ингибирования активных частиц пламени определяется, как и в случае механизма гетерогенного ингибирования, скоростью протекания данного процесса, в частности значением константы скорости гомогенного ингибирования  $k_0$ . Чем больше  $k_0$ , то есть чем меньше время ингибирования  $\tau_g$ , тем большая масса  $m_g$  активных частиц может быть ингибирована.

Проведенная оценка значения константы скорости  $k_0$  реакции гомогенного ингибирования активных частиц горячей смеси метана и воздуха для значений  $k_0^g = 5,4 \cdot 10^{10}$  1/с;  $E_g = 57$  ккал/моль;  $T_g = 1790$  К;  $R = 2 \cdot 10^{-3}$  ккал/(моль · К), приведенных в [3], показала, что  $k_0 = 4,3 \cdot 10^3$  1/с, то есть время протекания данной реакции  $\tau_g$  примерно на один и три порядка больше времени длительности реакции гетерогенного ингибирования активных частиц водорода соответственно для кинетического и диффузионного режимов протекания данной реакции.

Полученный результат вкуче с дополнительным временем, требуемым на формирование активных радикалов солей огнетушащего порошка в результате терморазложения, дает основание полагать, что общая скорость восстановления активных частиц пламени в процессе их гомогенного ингибирования меньше скорости данного процесса при гетерогенном ингибировании. Отсюда следует, что вклад механизма гомогенного ингибирования активных частиц пламени в процесс тушения пожара, очевидно, меньше вклада механизма гетерогенного ингибирования данных частиц.

**Заключение.** Проведено математическое моделирование механизмов гетерогенного и гомогенного ингибирования частицами огнетушащего порошка активных частиц пламени с учетом скорости их генерации.

Получены теоретические зависимости скоростей реакций гетерогенного и гомогенного ингибирования активных частиц пламени от дисперсных характеристик частиц порошка, времени пребывания их в зоне горения и характерных длительностей реакций ингибирования.

Анализ данных зависимостей позволил выявить, что концентрация активных части пламени уменьшается в процессе их восстановления по одинаковому экспоненциальному закону для обоих механизмов ингибирования. При этом скорость уменьшения активных частиц определяется соотношением времени пребывания частиц порошка в зоне реакции окисления продуктов горения и характерных длительностей прерывания цепных реакций горения. Условием эффективного

восстановления активных частиц пламени рассматриваемыми механизмами ингибирования является превышение времени взаимодействия частиц порошка с активными частицами пламени над длительностью процессов ингибирования, а также превышение скорости ингибирования активных частиц пламени над скоростью их генерации.

Отличительной особенностью рассматриваемых механизмов ингибирования активных частиц пламени является зависимость времени прерывания цепей горения механизма гетерогенного ингибирования от размеров частиц огнетушащего порошка и отсутствие такой зависимости в явном виде для механизма гомогенного ингибирования активных частиц. Очевидно, такая зависимость для процесса гомогенного ингибирования существует в опосредованном виде через зависимость скорости термообразования радикалов оксидов металлов огнетушащего порошка, участвующих в данном процессе, от размеров частиц порошка.

Наличие двух стадий в реализации механизма гомогенного ингибирования активных частиц пламени (термообразования радикалов солей огнетушащего порошка веществ и собственно процесса ингибирования), приводящих к увеличению времени ингибирования активных частиц, позволяет считать данный механизм восстановления активных частиц более длительным, чем механизм гетерогенного восстановления, а следовательно, не вносящим существенного вклада в химический процесс тушения пожара.

Результаты работы могут быть применены при разработке составов огнетушащих порошков, а также в пожаротушении для выбора оптимальной скорости подачи огнетушащего порошка в очаг пожара.

#### Список использованных источников

1. Краснянский, М. Е. Порошковая пожаровзрывозащита / М. Е. Краснянский. – Донецк: О-во книголюбов, 1994. – 152 с.
2. Анцупов, Е. В. Оценка вклада в ингибирование пламени гомогенного и гетерогенного механизма / Е. В. Анцупов // Горение и плазмохимия. – 2012. – Т. 10, № 4. – С. 262–267.
3. Губин, Е. И. Ингибирование газовых пламен порошковыми составами / Е. И. Губин, И. Г. Дик, А. Ю. Крайнов // Физика горения и взрыва. – 1989. – Т. 25, № 2. – С. 57–62.
4. Крайнов, А. Ю. О пределах распространении пламени по запыленному газу / А. Ю. Крайнов, В. А. Шаурман // Физика горения и взрыва. – 1997. – Т. 33, № 4. – С. 14–20.
5. Dexu, D. Experimental study on fire extinguishing properties of compound superfine powder / D. Dexu, P. Xuhai, H. Min // Procedia Eng. – 2018. – Vol. 211. – P. 142–148. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.12.126>
6. Fire-extinguishing efficiency of superfine powders under different injection pressures / Z. Guomin [et al.] // Int. J. Chem. Eng. – 2019. – № 4. – P. 1–7. <https://doi.org/10.1155/2019/2474370>
7. Huang, X. Experimental study on fire-extinguishing performance of ammonium phosphate subnanometer powder / X. Huang, L. Liu, X. Zhou // Fire Saf. Sci. – 2011. – Vol. 20, № 4. – P. 200–205.
8. The assessment of fire suppression capability for the ammonium dihydrogen phosphate dry powder of commercial fire extinguishers / S. Chung-Hwei [et al.] // Procedia Eng. – 2014. – Vol. 84. – P. 485–490. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.10.459>
9. Study on the relationship between the particle size distribution and the effectiveness of the K-powder fire extinguishing agent / Y. Ye [et al.] // Fire and Materials. – 2018. – Vol. 42. – P. 336–344. <https://doi.org/10.1002/fam.2500>
10. Experimental Study on the Optimum Concentration of Ferrocene in Composite Ultrafine Dry Powder / Hangchen Li [et al.] // Fire Technology. – 2020. – Vol. 56. – P. 913–936. <https://doi.org/10.1007/s10694-019-00912-x>
11. Gurchumelia, L. Thermal Inhibition of Flame Propagation / L. Gurchumelia, G. Bezarashvili, R. Tsanova // Bull. Georg. Natl. Acad. Sci. Physical Chemistry. – 2019. – Vol. 13, № 3. – P. 50–53.
12. Ye Y. A novel hot aerosol extinguishing agent with high efficiency for Class B fires / Y. Ye, D. Zhiming, H. Zhivue // Fire and Materials. – 2019. – Vol. 43. – P. 84–91. <https://doi.org/10.1002/fam.2671>
13. Баратов, А. Н. Горение – Пожар – Взрыв – Безопасность / А. Н. Баратов. – М.: ФГУ ВНИИПО МЧС России, 2003. – 364 с.
14. Пожаротушение в наноразмерах / А. В. Казаков [и др.] // Материалы XXXIV Международной научно-практической конференции «Актуальные проблемы пожарной безопасности». – М.: ФГУ ВНИИПО МЧС России, 2022. – С. 206–211.
15. Кицак, А. И. Эффективность тушения пожара огнетушащим порошком общего назначения при нестационарном взаимодействии его частиц с горящим веществом / А. И. Кицак // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2020. – Т. 65, № 4. – С. 476–486. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2020-65-4-476-486>
16. Гершензон, Ю. М. Реакции гибели активных частиц на стенке в струевых условиях / Ю. М. Гершензон [и др.] // Доклады Акад. наук СССР. Физ. химия. – 1972. – Т. 205, № 4. – С. 871–874.
17. Лыков, А. В. Теория теплопроводности / А. В. Лыков. – М.: Высш. шк., 1967. – 592 с.
18. Семенов, Н. Н. Цепные реакции / Н. Н. Семенов. – М.: Наука, 1986. – 535 с.

19. Франк-Каменецкий, Д. А. Диффузия и теплопередача в химической кинетике / Д. А. Франк-Каменецкий. – М.: Наука, 1987. – 502 с.
20. Касаткин, А. Г. Основные процессы и аппараты химической технологии / А. Г. Касаткин. – М.: ООО ТИД «Аль-янс», 2004. – 753 с.
21. Гомогенные реакции первого порядка в условиях ламинарного течения / Ю. М. Гершензон [и др.] // Доклады Акад. наук СССР. Физ. химия. – 1972. – Т. 205, № 3. – С. 624–627.

## References

1. Krasnyanskii M. E. *Powder Fire and Explosion Protection*. Doneck, Society of Book Lovers, 1994. 152 p. (in Russian).
2. Antsupov E. V. Assessment of the contribution of homogeneous and heterogeneous mechanism to flame inhibition. *Gorenie i plazmokhimiya = Combustion and Plasmochimistry*, 2012, vol. 10, no. 4, pp. 262–267 (in Russian).
3. Gubin E. I., Dik I. G., Krainov A. Yu. Inhibition of gas flames by powder formulations. *Fizika goreniya i vzryva = Physics of Combustion and Explosion*, 1989, vol. 25, no. 2, pp. 57–62 (in Russian).
4. Krainov A. Yu., Shaurman V. A. On the extent of flame propagation through dusty gas. *Fizika goreniya i vzryva = Physics of Combustion and Explosion*, 1997, vol. 33, no. 4, pp. 14–20 (in Russian).
5. Dexu D., Xuhai P., Min H. Experimental study on fire extinguishing properties of compound superfine powder. *Procedia Engineering*, 2018, vol. 211, pp. 142–148. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.12.126>
6. Guomin Z., Guangji X., Shuang J., Qingsong Z., Zhongxian L. Fire-extinguishing efficiency of superfine powders under different injection pressures. *International Journal of Chemical Engineering*, 2019, no. 4, pp. 1–7. <https://doi.org/10.1155/2019/2474370>
7. Huang X., Liu L., Zhou X. Experimental study on fire-extinguishing performance of ammonium phosphate subnanometer powder. *Fire Safety Science*, 2011, vol. 20, no. 4, pp. 200–205.
8. Chung-Hwei S., Chan-Cheng C., Horng-Jang L., Shiuan-Cheng W. The assessment of fire suppression capability for the ammonium dihydrogen phosphate dry powder of commercial fire extinguishers. *Procedia Engineering*, 2014, vol. 84, pp. 485–490. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.10.459>
9. Ye Y., Zhivue H., Lingshuang Z., Zhiming D., Xiaomin C. Study on the relationship between the particle size distribution and the effectiveness of the K–powder fire extinguishing agent. *Fire and Materials*, 2018, vol. 42, no. 3, pp. 336–344. <https://doi.org/10.1002/fam.2500>
10. Li H., Du D., Guo X., Hua M., Pan X. Experimental Study on the Optimum Concentration of Ferrocene in Composite Ultrafine Dry Powder. *Fire Technology*, 2020, vol. 56, pp. 913–936. <https://doi.org/10.1007/s10694-019-00912-x>
11. Gurchumelia L., Bezarashvili G., Tsanova R. Thermal Inhibition of Flame Propagation. *Bulletin of the Georgian National Academy of Sciences*, 2019, vol. 13, no. 3, pp. 50–53.
12. Ye Y., Zhiming D., Zhivue H. A novel hot aerosol extinguishing agent with high efficiency for Class B fires. *Fire and Materials*, 2019, vol. 43, no. 1, pp. 84–91. <https://doi.org/10.1002/fam.2671>
13. Baratov A. N. *Combustion – Fire – Explosion – Safety*. Moscow, All-Russian Research Institute of Fire Defense of the Ministry of Emergency Situations of Russia, 2003. 364 p. (in Russian).
14. Kozakov A. B., Popov A. B., Khatuntseva C. Yu., Bukhtoyarov D. V. Fire fighting in nanoscale. *Materialy 34 mezhdunarodnoi nauchno-prakticheskoi konferentsii “Aktualnie problemy pozharnoi bezopasnosti”* [Proceedings of the 34<sup>th</sup> International Scientific and Practical Conference “Actual Problems of Fire Safety”]. Moscow, All-Russian Research Institute of Fire Defense of the Ministry of Emergency Situations of Russia, 2022, pp. 206–211 (in Russian).
15. Kitsak A. I. Efficiency of fire extinguishing with general purpose fire extinguishing powder in case of non-stationary interaction of its particles with burning material. *Vesti Natsyyanal'nei akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-tekhnichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2020, vol. 65, no. 4, pp. 476–486 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2020-65-4-476-486>
16. Gershenzon Yu. M., Rozenshtein A. H., Spasskii A. N., Kogan A. N. Reactions of death of active particles on the wall under jet conditions. *Doklady Akademii nauk SSSR. Fizicheskaya khimiya = Reports of the USSR Academy of Sciences. Physical Chemistry*, 1972, vol. 205, no. 4, pp. 871–874 (in Russian).
17. Luikov A. V. *Theory of Thermal Conductivity*. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 1967. 592 p. (in Russian).
18. Semenov H. H. *Chain Reactions*. Moscow, Nauka Publ., 1986. 535 p. (in Russian).
19. Frank-Kamenetskii D. A. *Diffusion and Heat Transfer in Chemical Kinetics*. New Jersey: Princeton University Press, 1955. ix, 364 p. <https://doi.org/10.1515/9781400877195>
20. Kasatkin A. G. *Basic Processes and Devices of Chemical Technology*. Moscow, LLC Trading and Publishing House “Alliance”, 2004. 753 p. (in Russian).
21. Gershenzon Yu. M., Rozenshtein A. H., Spasskii A. N., Kogan A. N. Homogeneous first-order reactions under laminar flow conditions. *Doklady Akademii nauk SSSR. Fizicheskaya khimiya = Reports of the USSR Academy of Sciences. Physical Chemistry*, 1972, vol. 205, no. 3, pp. 624–627 (in Russian).

ISSN 1561-8358 (Print)  
ISSN 2524-244X (Online)**РАДИОЭЛЕКТРОНИКА, ПРИБОРОСТРОЕНИЕ**  
**RADIOELECTRONICS, INSTRUMENT-MAKING**<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-344-352>  
УДК 621.383.92Оригинальная статья**И. Р. Гулаков, А. О. Зеневич, О. В. Кочергина\****Белорусская государственная академия связи,  
ул. Ф. Скорины, 8/2, 220114, Минск, Республика Беларусь***ВЛИЯНИЕ УГЛА ОСВЕЩЕНИЯ НА ВЫХОДНЫЕ ПАРАМЕТРЫ  
КРЕМНИЕВОГО ФОТОУМНОЖИТЕЛЯ**

**Аннотация.** Исследовано влияние напряжения питания на величину фотосигнала и отношение сигнал/шум при изменении угла падения оптического излучения на фоточувствительную поверхность кремниевых фотоумножителей Ketek PM 3325, ON Semi FC 30035 и КОФ5-1035. Приведена схема установки и методика исследования. Выполнены измерения зависимостей величины фотосигнала исследуемых фотоприемников от величины перенапряжения, определены значения отношения сигнал/шум. Установлено, что плоский угол зрения кремниевых фотоумножителей зависит от напряжения питания фотоприемника. Приведены диаграммы изменения величины фотосигнала от углов падения оптического излучения на фоточувствительную поверхность фотоприемников. Установлено, что для напряжений питания, превышающих напряжение пробоя не более чем на 1 В, наблюдается уменьшение фотосигнала в пределах плоского угла зрения до уровня 60 % от его максимального значения для КОФ5-1035 и до уровня 80 % для Ketek PM 3325 и ON Semi FC 30035. Получены зависимости отношения сигнал/шум от угла падения оптического излучения на фоточувствительную поверхность при различных перенапряжениях. Результаты данной статьи могут найти применение при разработке и конструировании приборов и устройств для регистрации оптического излучения на основе кремниевых фотоумножителей.

**Ключевые слова:** кремниевый фотоумножитель, фотосигнал, угол падения оптического излучения, плоский угол зрения, отношение сигнал/шум

**Конфликт интересов:** авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

**Информация об авторах:** *Гулаков Иван Романович* – доктор физико-математических наук, профессор кафедры физических и математических основ информатики Белорусской государственной академии связи. E-mail: gulakov@bsu.by; *Зеневич Андрей Олегович* – доктор технических наук, профессор, ректор Белорусской государственной академии связи. E-mail: a.zenevich@bsac.by; *Кочергина Ольга Викторовна\** – преподаватель кафедры радио- и информационных технологий Белорусской государственной академии связи. E-mail: o.kochergina@bsac.by

**Вклад авторов:** *Гулаков Иван Романович* – обоснование концепции, разработка дизайна экспериментального исследования, интерпретация результатов исследования, редактирование текста рукописи; *Зеневич Андрей Олегович* – обоснование концепции, разработка дизайна экспериментального исследования, планирование исследования, обобщение результатов исследования, формулировка выводов, редактирование текста рукописи; *Кочергина Ольга Викторовна* – планирование и проведение инструментальных исследований, систематизация данных, написание текста рукописи, работа с графическим материалом, отслеживание воспроизводимости результатов.

**Для цитирования:** Гулаков, И. Р. Влияние угла освещения на выходные параметры кремниевого фотоумножителя / И. Р. Гулаков, А. О. Зеневич, О. В. Кочергина // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2023. – Т. 68, № 4. – С. 344–352. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-344-352>

*Поступила в редакцию: 17.04.2023*

*Доработанный вариант: 22.08.2023*

*Утверждена к публикации: 07.09.2023*

*Подписана в печать: 15.12.2023*



*Original article*

Ivan R. Gulakov, Andrey O. Zenevich, Olga V. Kochergina

*Belarusian State Academy of Communications,  
8/2, F. Skorina Str., 220114, Minsk, Republic of Belarus*

**INFLUENCE OF ILLUMINATION ANGLE ON THE OUTPUT PARAMETERS  
OF A SILICON PHOTOMULTIPLIER**

**Abstract.** The influence of supply voltage on the photosignal value and signal-to-noise ratio has been studied while changing the incidence angle of optical radiation on the photosensitive surface of Ketek PM 3325, ON Semi FC 30 035, and KOF5-1035 silicon photomultipliers. A scheme of the installation and a research technique are given. An installation scheme and a research technique have been given. The magnitude of the photosignal of the studied photodetectors was measured as a function of the magnitude of the overvoltage, and the signal-to-noise ratios were determined. The photosignal values of the studied photodetectors have been conducted as a function of overvoltage value, and the signal-to-noise ratios have been determined. It has been established that a flat vision angle of silicon photomultipliers depends on the photodetector supply voltage. Diagrams of changing the photosignal values from the incidence angles of optical radiation on the photosensitive surface of photodetectors have been given. It has been found that at supply voltages exceeding the breakdown voltage by no more than 1 V, the maximum deviation of the incidence angle of optical radiation on the photosensitive surface of silicon photomultipliers within a flat vision angle leads to a decrease in the signal-to-noise ratio to at least 60 % of the maximum value for KOF5-1035 and not more than 80 % for Ketek PM 3325 and ON Semi FC 30 035. The dependences of the signal-to-noise ratio on incidence angle of optical radiation on a photosensitive surface for various overvoltages have been given. The results of this article can be applied in the development and design of instruments and devices for detecting optical radiation based on silicon photomultipliers.

**Keywords:** silicon photomultiplier, photosignal, incidence angle of optical radiation, a flat vision angle, signal-to-noise ratio

**Conflict of interest:** the authors declare that there is no conflict of interest.

**Information about the authors:** *Ivan R. Gulakov* – Dr. Sci (Physics and Mathematics), Professor of the Department of Physical and Mathematical Foundations of Informatics at Belarusian State Academy of Communications. E-mail: gulakov@bsu.by; *Andrey O. Zenevich* – Dr. Sci. (Engineering), Professor, Rector at Belarusian State Academy of Communications. E-mail: a.zenevich@bsac.by; *Olga V. Kochergina* – Lecturer at the Department of Radio and Information Technologies at Belarusian State Academy of Communications. E-mail: o.kochergina@bsac.by

**Contribution of the authors:** *Ivan R. Gulakov* – justification of the concept, development of the design of an experimental study, interpretation of the results, editing of the manuscript text; *Andrey O. Zenevich* – justification of the concept, development of the design of an experimental study, planning of the investigations, generalization of the research results, formulation of conclusions, editing of the manuscript text; *Olga V. Kochergina* – planning and conducting of the instrumental research, systematization of data, writing and editing of the manuscript text, working with graphic material, tracking the reproducibility of the results.

**For citation:** Gulakov I. R., Zenevich A. O., Kochergina O. V. Influence of illumination angle on the output parameters of a silicon photomultiplier. *Vestsi Natsyonal'noi akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-tekhnichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2023, vol. 68, no. 4, pp. 344–352 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2023-68-4-344-352>

*Received: 17.04.2023*

*Modified version: 22.08.2023*

*Approved for publication: 07.09.2023*

*Signed to the press: 15.12.2023*

**Введение.** В настоящее время в науке и технике широко применяются различного рода устройства на основе фотоприемников: открытые системы оптической связи для передачи данных, лидары при контроле загрязнения воздуха и водных сред, оптические устройства для регистрации сигналов, поступающих от различного рода астрономических объектов [1–3]. Одними из наиболее перспективных фотоприемников для использования в таких системах и устройствах являются матричные многоэлементные лавинные фотоприемники – кремниевые фотоэлектронные умножители (Si-ФЭУ) [4–6]. Это связано с тем, что Si-ФЭУ обладают рядом преимуществ перед другими типами фотоприемников, применяемых в данных системах и устройствах, – электровакуумными фотоэлектронными умножителями и одноэлементными лавинными фотодиодами. Так, при сравнении с электровакуумными фотоэлектронными умножителями они более компактны, нечувствительны к магнитным полям, имеют меньшие напряжения питания, хорошее временное разрешение, более высокую механическую прочность и лучшую чувствительность в видимой области спектра. В сравнении с одноэлементными лавинными фотодиодами

Si-ФЭУ имеют более высокий коэффициент усиления, слабую чувствительность коэффициента усиления к изменению температуры и напряжения питания и большие площади фоточувствительной поверхности.

Одной из значимых характеристик фотоприемников, применяемых в вышеуказанных системах и устройствах, является плоский угол зрения – угол между нормальной плоскостью к фоточувствительной поверхности фотоприемника и направлением падения параллельного пучка оптического излучения, при котором величина фотосигнала уменьшается до заданного уровня (ГОСТ Р 59 605-2021 «Оптика и фотоника. Приемники излучения полупроводниковые. Фотоэлектрические и фотоприемные устройства. Термины и определения». М.: Рос. ин-т стандартизации, 2021). Знание этого параметра важно для оптических систем, в которых оптическое излучение может поступать на фотоприемник не только нормально к его фоточувствительной поверхности, но и под различными углами.

Однако значение плоского угла зрения для выпускаемых промышленностью Si-ФЭУ не определяется. Также не установлено, каким образом угол падения оптического излучения на фоточувствительную поверхность Si-ФЭУ влияет на отношение сигнал/шум на выходе этого фотоприемника. Все это и определило цель этой работы.

**Экспериментальная установка и методика измерений.** В качестве объектов исследований выбраны серийно выпускаемые Si-ФЭУ КОФ5-1035, Ketek PM 3325 и ON Semi FC 30 035, поскольку они имеют близкую структуру и параметры.

На рис. 1 представлена структурная схема экспериментальной установки для проведения исследований.

В качестве источника оптического излучения используется светодиод (СД) с длиной волны  $\lambda = 470$  нм, соответствующей максимальной чувствительности Si-ФЭУ [7]. Питание светодиода осуществляется от генератора прямоугольных электрических импульсов (ИП1), длительность которых составляет 1 мкс, а частота следования  $10^4$  Гц. При такой частоте следования импульсов удастся избежать влияния явлений, возникающих в Si-ФЭУ после окончания регистрации одного оптического импульса, на процесс регистрации следующего за ним другого оптического импульса. Импульс оптического излучения поступает на вход аттенюатора (АТ), который позволяет

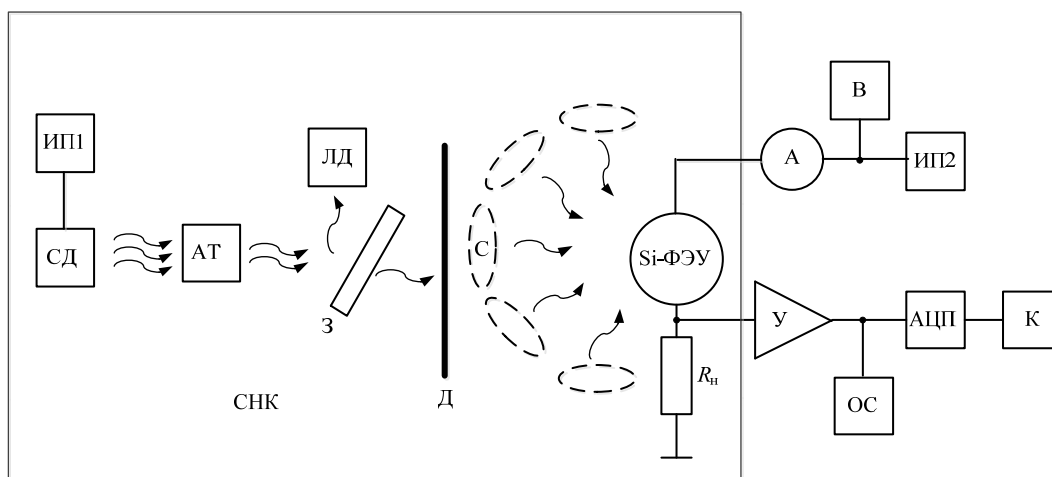


Рис. 1. Структурная схема экспериментальной установки: ИП1 и ИП2 – источники питания светодиода и фотоприемника соответственно; С – оптическая система; АТ – аттенюатор; А – амперметр; В – вольтметр; Si-ФЭУ – кремниевый фотоэлектронный умножитель; ЛД – дозиметр оптического излучения; З – полупрозрачное зеркало; У – усилитель; Д – диафрагма;  $R_n$  – сопротивление нагрузки; АЦП – аналого-цифровой преобразователь; К – компьютер; ОС – осциллограф; СНК – светонепроницаемая камера; СД – светодиод

Fig. 1. Block diagram of the experimental setup: ИП1 and ИП2 – power supply of the optical system and photodetector, respectively; С – optical system; М – modulator; Г – generator; АТ – attenuator; А – ammeter; В – voltmeter; Si-ФЭУ – silicon photoelectron multiplier; ЛД – optical radiation dosimeter; З – translucent mirror; У – amplifier; Д – diaphragm;  $R_n$  – load resistance; АЦП – analog-to-digital converter; К – computer; ОС – oscilloscope; СНК – light-tight camera; СД – light-emitting diode

ослабить энергетическую экспозицию излучения от  $10^{-8}$  до  $10^{-11}$  Дж/м<sup>2</sup>. При таких экспозициях оптического излучения обеспечивается работа исследуемых фотоприемников в пределах их динамического диапазона. С выхода аттенюатора излучение подается на полупрозрачное зеркало (З), пропускающее 50 % излучения, которое поступает через диафрагму на Si-ФЭУ, а 50 % излучения зеркало отражает на лазерный дозиметр (ЛД), который измеряет энергетическую экспозицию оптического излучения. На Si-ФЭУ от источника питания (ИП2) подается напряжение питания  $U_{\text{пит}}$ , которое контролируется вольтметром (В). Последовательно с Si-ФЭУ включен резистор нагрузки ( $R_{\text{н}}$ ). При регистрации импульсов оптического излучения изменяется протекающий через Si-ФЭУ электрический ток, в результате чего на резисторе нагрузки формируются импульсы напряжения. Эти импульсы усиливаются усилителем (У) и оцифровываются аналого-цифровым преобразователем (АЦП), а данные передаются в компьютер (К). Вид этих импульсов на выходе усилителя контролируется осциллографом (ОС). Вычисления средней амплитуды импульсов напряжения  $\langle U_{\text{п}} \rangle$  и их среднего квадратичного отклонения  $\sigma$  выполняются с помощью стандартного программного обеспечения на основе статистического анализа 100 импульсов. Средняя амплитуда импульсов напряжения  $\langle U_{\text{п}} \rangle$  является величиной фотосигнала.

При закрытой диафрагме (Д) поступление импульсов оптического излучения на фотоприемник прекращается. Светонепроницаемая камера (СНК) обеспечивает защиту Si-ФЭУ от внешнего оптического излучения.

Оптическая система (С) позволяет направлять излучение под разными углами  $\alpha$  относительно нормальной плоскости к фоточувствительной поверхности Si-ФЭУ. Угол  $\alpha$  можно изменять от  $90^\circ$  до  $-90^\circ$ . Система формирует такой диаметр пучка оптического излучения, при котором пятно этого оптического излучения полностью покрывает квадратные фоточувствительные поверхности исследуемых Si-ФЭУ.

Плоский угол зрения  $\beta$  определяется как сумма двух углов  $\alpha$ , лежащих в нормальной плоскости к фоточувствительной поверхности Si-ФЭУ и отложенных соответственно с правой и левой сторон от оси, проведенной под углом  $0^\circ$  к такой плоскости. Углы  $\alpha$  соответствуют направлению пучков оптического излучения, при которых фотосигнал становится равным нулю (рис. 2, с).

Геометрия расположения Si-ФЭУ в эксперименте такая, что расстояние  $l$  от выхода оптической системы до его фоточувствительной поверхности удовлетворяет условию (ГОСТ Р 59 607-2021 «Оптика и фотоника. Приемники излучения полупроводниковые. Фотоэлектрические и фотоприемные устройства. Методы измерений фотоэлектрических параметров и определения характеристик»). М.: Рос. ин-т стандартизации, 2021)

$$\frac{A}{l} \leq 0,01, \quad (1)$$

где  $A$  – длина стороны квадрата фоточувствительной поверхности.

Отношение сигнал/шум на выходе Si-ФЭУ определялось по следующей формуле [8]:

$$\rho = \frac{U_{\text{п}}^2}{2\sigma^2}. \quad (2)$$

Поскольку исследуемые Si-ФЭУ имеют разные напряжения пробоя  $U_{\text{пр}}$ , то для сравнения их характеристик используется перенапряжение, определяемое как  $\Delta U = U_{\text{пит}} - U_{\text{пр}}$ . Напряжение пробоя исследуемых фотоприемников составило  $U_{\text{пр}} = 24,7; 27,0$  и  $30,0$  В для ON Semi FC 30 035, Ketek PM 3325 и КОФ5-1035 соответственно. Напряжение пробоя определялось по вольт-амперной характеристике Si-ФЭУ при закрытой диафрагме по методике, описанной в [9].

Все измерения проводились при комнатной температуре  $T = 293$  К в диапазоне перенапряжений  $\Delta U = (-0,5 \div 1)$  В. Диапазон исследуемых перенапряжений ограничивался малыми коэффициентами усиления, с одной стороны, и большими значениями темновых токов – с другой. Также при измерении плоского угла зрения удовлетворялись все требования по расходимости оптического пучка и погрешности измерений, определенные ГОСТ Р 59 607-2021.

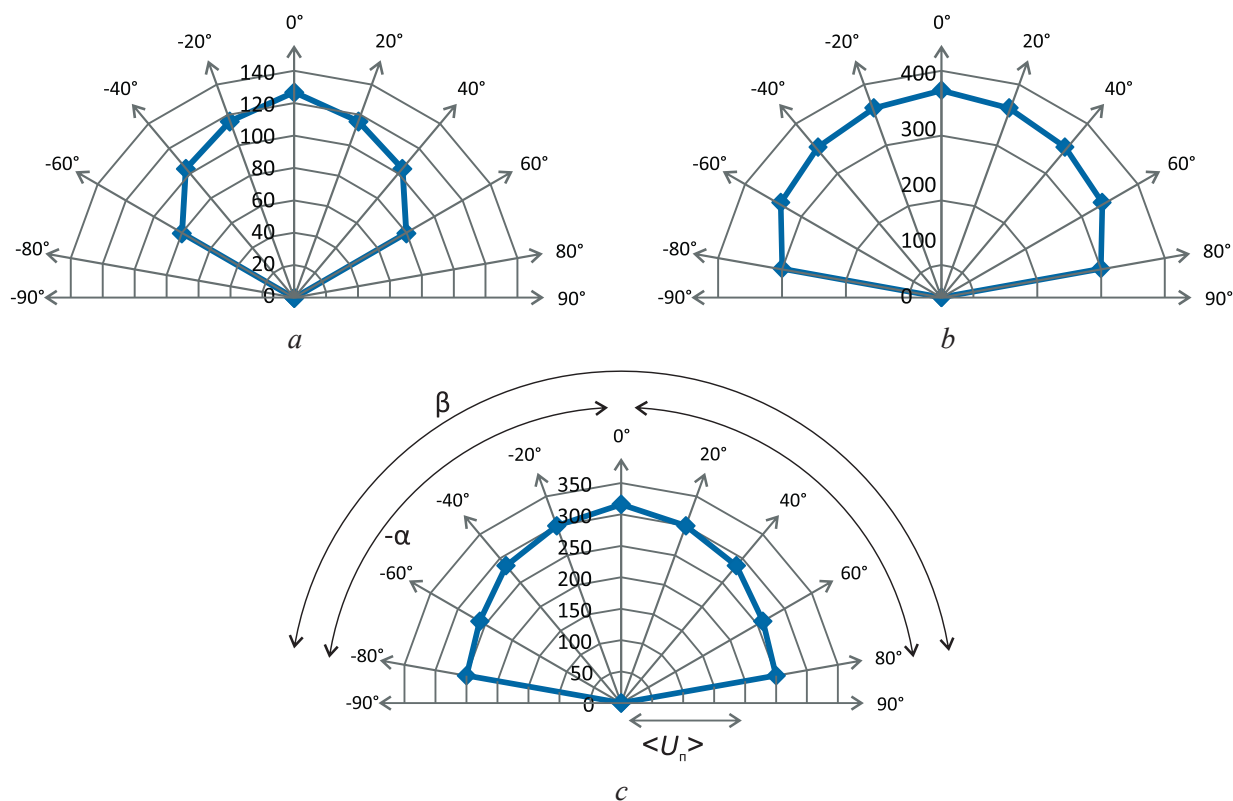


Рис. 2. Диаграммы изменения величины фотосигнала от углов  $\alpha$ : *a* – КОФ5-1035; *b* – Ketek PM 3325; *c* – ON Semi FC 30 035

Fig. 2. Diagrams of changes in the magnitude of the photosignal from the angles  $\alpha$ : *a* – KOF5-1035; *b* – Ketek PM 3325; *c* – ON Semi FC 30 035

**Результаты измерения и их обсуждение.** По результатам измерений были построены диаграммы в полярной системе координат, где вдоль полярной оси отложено значение фотосигнала  $\langle U_n \rangle$  в мВ (рис. 2). Измерения проведены при  $\Delta U = 0$  В и энергетической экспозиции  $H = 1 \cdot 10^{-9}$ ;  $1,7 \cdot 10^{-9}$ ;  $3 \cdot 10^{-9}$  Дж/м<sup>2</sup> для Ketek PM 3325, ON Semi FC 30 035 и КОФ5-1035 соответственно. При напряжениях питания, равных напряжению пробоя или  $\Delta U = 0$  В, отношение сигнал/шум исследуемых фотоприемников принимает максимальное значение [10]. Выбранные величины энергетической экспозиции соответствуют верхним границам динамического диапазона для всех исследуемых фотоприемников [11].

Как видно из рис. 2, максимальное значение напряжения фотосигнала  $U_{\max}$  соответствует углу  $\alpha = 0^\circ$ . Отметим, что полученные значения были симметричны относительно оси, проведенной под углом  $\alpha = 0^\circ$ , причем при смене расположения фотоприемника путем его поворота на  $180^\circ$  в горизонтальной плоскости наблюдается повторяемость результатов. С ростом отклонения угла падения оптического излучения от  $\alpha = 0^\circ$  происходит уменьшение величины напряжения фотосигнала.

При значениях углов в интервале  $\alpha = \pm 60^\circ$  величина напряжения фотосигнала фотоэлектронного умножителя КОФ5-1035 уменьшается до величины  $\langle U_n \rangle = 0,61U_{\max}$ . Для углов  $\alpha$ , находящихся в интервалах от  $60^\circ$  до  $90^\circ$  и от  $-60^\circ$  до  $-90^\circ$ , величина  $\langle U_n \rangle$  была приблизительно равной нулю (см. рис. 2, *a*).

При значениях, соответствующих интервалу углов  $\alpha = \pm 80^\circ$ , величина напряжения фотосигнала Si-ФЭУ Ketek PM 3325 уменьшается до величины  $\langle U_n \rangle = 0,80U_{\max}$ , а для ON Semi FC 30 035 – до величины  $\langle U_n \rangle = 0,82U_{\max}$ . Для углов  $\alpha$ , находящихся в интервалах от  $80^\circ$  до  $90^\circ$  и от  $-80^\circ$  до  $-90^\circ$ , величина  $\langle U_n \rangle$  была приблизительно равной нулю для обоих фотоприемников (см. рис. 2, *b, c*).

Такое отличие в углах  $\alpha$ , при которых Si-ФЭУ были чувствительны к поступающему на них оптическому излучению, связано с тем, что для изготовления Si-ФЭУ использовались материалы

с различными показателями преломления на границе воздух – фоточувствительная поверхность. Поэтому оптическое излучение, падающее на фоточувствительную поверхность под разными углами  $\alpha$ , имеет разные значения коэффициента френелевского отражения. Также величина этих углов зависит от конструкции корпуса Si-ФЭУ. Отметим, что конструкция корпусов Si-ФЭУ Ketek PM 3325 и ON Semi FC 30 035 являются схожими, поэтому эти фотоприемники имеют одинаковые углы, для которых Si-ФЭУ были чувствительны к поступающему на них оптическому излучению. Конструкция корпуса КОФ5-1035 значительно отличается от конструкции корпусов других исследуемых Si-ФЭУ. В связи с этим величина измеряемых углов для КОФ5-1035 была другой по сравнению с Ketek PM 3325 и ON Semi FC 30 035.

В результате исследований были определены значения плоского угла зрения  $\beta$  исследуемых Si-ФЭУ для различных перенапряжений и при значениях энергетической экспозиции, соответствующих динамическому диапазону фотоприемников. Получена зависимость  $\beta(\Delta U)$ , которая показана на рис. 3. Рост перенапряжения приводил к увеличению угла  $\beta$ . При  $\Delta U = -0,5$  В, наименьшем значении из исследуемого интервала перенапряжений, величина фотосигнала принимала следующие значения:  $\langle U_{\text{п}} \rangle = 0,61U_{\text{max}}$  для КОФ5-1035 при  $\alpha = 40^\circ$  и  $\alpha = -40^\circ$ ;  $\langle U_{\text{п}} \rangle = 0,40U_{\text{max}}$  для Ketek PM 3325 при  $\alpha = 60^\circ$  и  $\alpha = -60^\circ$ ;  $\langle U_{\text{п}} \rangle = 0,46U_{\text{max}}$  для ON Semi FC 30 035 при  $\alpha = 60^\circ$  и  $\alpha = -60^\circ$ . При этом значение плоского угла зрения составляет  $\beta = 80^\circ, 120^\circ$  и  $120^\circ$  для КОФ5-1035, Ketek PM 3325 и ON Semi FC 30 035 соответственно.

При наибольшем значении  $\Delta U = 1,0$  В из исследуемого интервала перенапряжений величина фотосигнала составляла:  $\langle U_{\text{п}} \rangle = 0,64U_{\text{max}}$  для КОФ5-1035 при  $\alpha = 65^\circ$  и  $\alpha = -65^\circ$ ;  $\langle U_{\text{п}} \rangle = 0,90U_{\text{max}}$  для Ketek PM 3325 при  $\alpha = 85^\circ$  и  $\alpha = -85^\circ$ ;  $\langle U_{\text{п}} \rangle = 0,97U_{\text{max}}$  для ON Semi FC 30 035 при  $\alpha = 85^\circ$  и  $\alpha = -85^\circ$ . При этом значение плоского угла зрения составляет  $\beta = 130^\circ, 170^\circ$  и  $170^\circ$  для КОФ5-1035, Ketek PM 3325 и ON Semi FC 30 035 соответственно.

В диапазоне  $\Delta U = (-0,5 \div 0,0)$  В зависимость  $\beta$  от  $\Delta U$  аппроксимируется линейно возрастающей функцией, которая при  $\Delta U = 0$  В достигает значения, величина которого практически не изменяется при увеличении перенапряжения до  $\Delta U = 1,0$  В. Такое поведение зависимости  $\beta(\Delta U)$  наблюдается для всех исследуемых Si-ФЭУ. Для количественной оценки зависимостей  $\beta(\Delta U)$  в диапазоне  $\Delta U = (-0,5 \div 0,0)$  В можно воспользоваться величиной  $\Delta\beta/\Delta U_{\text{пн}}$ , где  $\Delta\beta$  – изменение плоского угла зрения при  $\Delta U_{\text{пн}}$  – изменении перенапряжения. Такая оценка показывает, что величина  $\Delta\beta/\Delta U_{\text{пн}}$  приблизительно одинакова для всех исследуемых Si-ФЭУ и составляет  $80^\circ/\text{В}$ .

Зависимость плоского угла зрения от перенапряжения обусловлена возрастанием чувствительности исследуемых фотоприемников при увеличении перенапряжения. Рост чувствительности приводит к тому, что для тех углов  $\alpha$ , при которых часть оптического излучения, не отраженная

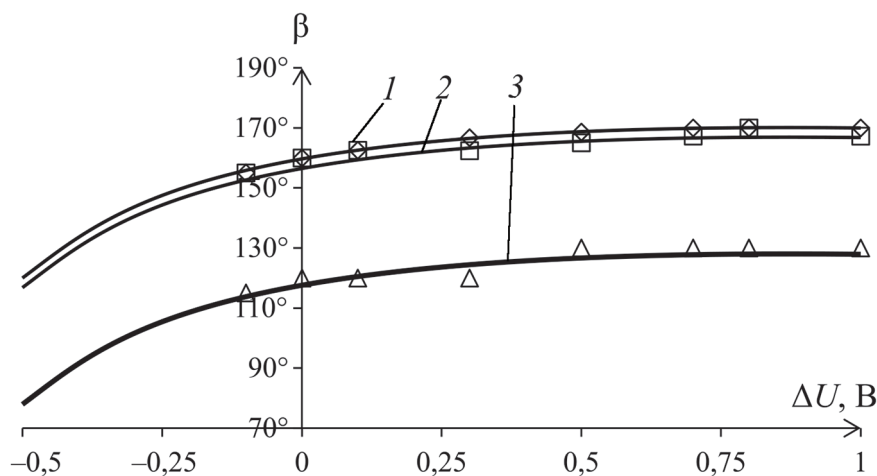


Рис. 3. Зависимость плоского угла зрения от величины перенапряжения: кривая 1 – Ketek PM 3325; кривая 2 – ON Semi FC 30 035; кривая 3 – КОФ5-1035

Fig. 3. Dependence of the flat angle of view on the magnitude of the overvoltage: curve 1 – Ketek PM 3325; curve 2 – ON Semi FC 30 035; curve 3 – КОФ5-1035

от фоточувствительной поверхности, а поглощенная ей, не регистрировалась, при небольших перенапряжениях при повышении  $\Delta U$  начинает регистрироваться. Для перенапряжений в интервале  $\Delta U = (0,0 \div 1,0)$  В чувствительность исследуемых Si-ФЭУ изменялась незначительно. Поэтому для этих перенапряжений зависимость  $\beta$  от  $\Delta U$  также практически не изменялась.

Поскольку значения коэффициента френелевского отражения оптического излучения, падающего на фоточувствительную поверхность, не зависит от энергетической экспозиции излучения, то в пределах динамического диапазона исследуемых фотоприемников изменение ее не приводило к изменению величины плоского угла зрения.

Выполнены исследования зависимости отношения сигнал/шум ( $\rho$ ) от величины угла  $\alpha$  для разных значений перенапряжений и при одинаковых значениях энергетической экспозиции для всех исследуемых фотоприемников. Полученные зависимости были во многом аналогичны зависимостям напряжения фотосигнала  $\langle U_{\text{п}} \rangle$  от угла  $\alpha$ . Максимальное значение отношения сигнал/шум такой зависимости приходилось на значение  $\alpha = 0^\circ$ . Полученные значения отношения сигнал/шум были симметричны справа и слева относительно оси, проведенной под углом  $\alpha = 0^\circ$ , поэтому на рис. 4 представлены только зависимости отношения сигнал/шум от угла  $\alpha$ , находящегося в диапазоне от  $0^\circ$  до  $90^\circ$  для различных перенапряжений. Показаны зависимости для фотоэлектронных умножителей КОФ5-1035 как наиболее типичные. Для других исследуемых

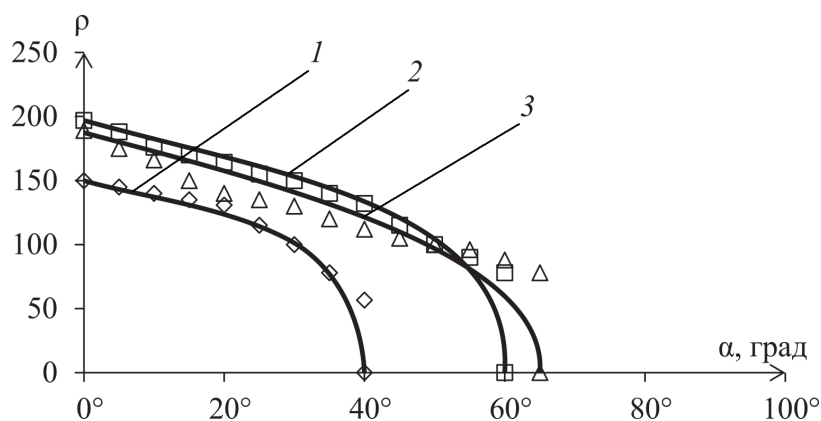


Рис. 4. Типичные зависимости отношения сигнал/шум от угла падения оптического излучения на фоточувствительную поверхность Si-ФЭУ: кривая 1 –  $\Delta U = -0,5$  В; кривая 2 –  $\Delta U = 0$  В; кривая 3 –  $\Delta U = 1,0$  В

Fig. 4. Typical dependences of the signal-to-noise ratio on the angle of incidence of optical radiation on the photosensitive surface of SiPM: curve 1 –  $\Delta U = -0.5$  V; curve 2 –  $\Delta U = 0$  V; curve 3 –  $\Delta U = 1.0$  V

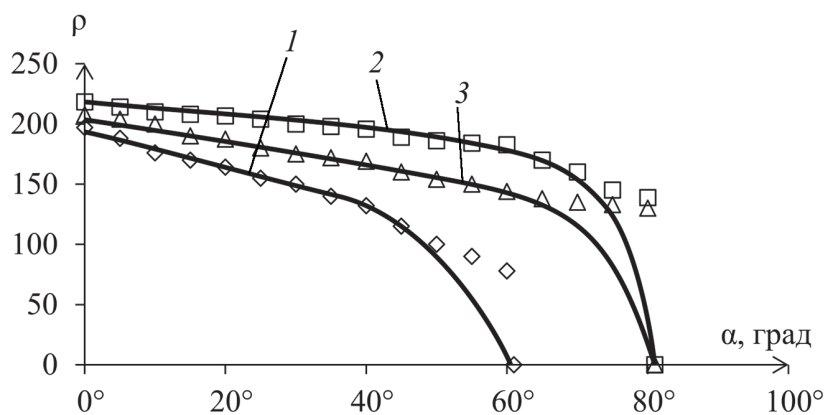


Рис. 5. Зависимость отношения сигнал/шум от угла падения оптического излучения на фоточувствительную поверхность Si-ФЭУ: кривая 1 – КОФ5-1035; кривая 2 – Ketek PM 3325; кривая 3 – ON Semi FC 30 035

Fig. 5. Dependence of the signal-to-noise ratio on the angle of incidence of optical radiation on the photosensitive surface of the SiPM: curve 1 – КОФ5-1035; curve 2 – Ketek PM 3325; curve 3 – ON Semi FC 30 035

Si-ФЭУ поведение этих зависимостей было аналогичным в пределах углов  $\alpha$ . Как видно из полученных зависимостей, с ростом отклонения угла падения оптического излучения от  $\alpha = 0^\circ$  происходит уменьшение величины отношения сигнал/шум, значение отношения сигнал/шум при этом остается больше единицы.

Наибольшее значение  $\rho$  в интервале углов от  $\alpha$  для всех фотоприемников наблюдается для  $\Delta U = 0$  В. Это связано с тем, что при  $\Delta U < 0$  В чувствительность исследуемых фотоприемников мала. При  $\Delta U > 0$  В значительно возрастает среднее квадратичное отклонение  $\sigma$  из-за роста темнового тока и флуктуаций коэффициента усиления фототока Si-ФЭУ. При этом напряжение  $\langle U_{\text{п}} \rangle$  практически не увеличивалось, поскольку чувствительность исследуемых кремниевых фотоэлектронных усилителей изменялась незначительно.

В связи с этим было выполнено сравнение зависимостей отношения сигнал/шум ( $\rho$ ) от угла  $\alpha$  при  $\Delta U = 0$  В и постоянной величине энергетической экспозиции. Полученные зависимости  $\rho(\alpha)$  представлены на рис. 5. Наибольшая величина отношения сигнал/шум для всех значений углов  $\alpha$  в пределах плоского угла зрения получена для Ketek PM 3325, а наименьшая – для КОФ5-1035. Для Ketek PM 3325 и ON Semi FC 30 035 при  $\alpha = (0^\circ - 80^\circ)$  и для КОФ5-1035 при  $\alpha = (0^\circ - 60^\circ)$  данная зависимость имеет характер близкий к линейному, а затем быстро уменьшается до нуля.

**Заключение.** Установлено, что плоский угол зрения кремниевых фотоумножителей зависит от напряжения питания и может изменяться от  $80^\circ$  до  $170^\circ$  при увеличении перенапряжения от  $-0,5$  до  $1,0$  В для фотоприемников разных производителей. Показано, что максимальное значение отношения сигнал/шум соответствует напряжению пробоя Si-ФЭУ. Установлено, что наибольшее значение отношения сигнал/шум в пределах плоского угла зрения имели фотоэлектронные умножители Ketek PM 3325. В пределах плоского угла зрения при напряжении пробоя отношение сигнал/шум исследуемых фотоприемников изменяется не менее, чем на 36 %.

Результаты исследований можно использовать при разработке и конструировании приборов и устройств для регистрации оптического излучения на основе кремниевых фотоумножителей.

### Список использованных источников

1. Макаренко, В. Технология Li-Fi как альтернатива Wi-Fi / В. Макаренко // Электрон. компоненты и системы. – 2020. – № 1. – С. 46–51.
2. Lifi: The Future Technology in Wireless Communication / V. Arya [et al.] // Int. J. Adv. Res. Electric., Electron. Instrument. Eng. – 2015. – Vol. 4, iss. 4. – P. 2340–2343.
3. Шассаж, Л. Сети Li-Fi: возможности и перспективы / Л. Шассаж // Соврем. светотехника. – 2018. – № 1. – С. 47–49
4. Silicon photomultiplier current and prospective applications in biological and radiological photonics / M. Staglianoa [et al.] // EPN – Int. J. Sci. Eng. – 2018. – Vol. 4, iss.10. – P. 10–29. <https://doi.org/10.53555/eijse.v4i4.143>
5. Кремниевый фотоэлектронный умножитель. Новые возможности / С. Клемин [и др.] // Электроника: наука, технология, бизнес. – 2007. – № 8. – С. 80–86.
6. Special Issue on: Optical Wireless Communications for Emerging Connectivity Requirements / M. Ali [et al.] // IEEE Open J. Commun. Soc. – 2021. – № 2. – P. 82–86. <https://doi.org/10.1109/OJCOMS.2020.3045818>
7. Гулаков, И. Р. Спектральные характеристики кремниевых фотоэлектронных умножителей / И. Р. Гулаков, А. О. Зеневич, О. В. Кочергина // Успехи приклад. физики. – 2021. – Т. 9, № 2. – С. 164–171. <https://doi.org/10.51368/2307-4469-2021-9-2-164-171>
8. Шубин, В. В. Информационная безопасность волоконно-оптических систем / В. В. Шубин; Всерос. науч.-исслед. ин-т эксперимент. физики. – М., 2015. – 258 с.
9. Гулаков, И. Р. Фотоприемники квантовых систем / И. Р. Гулаков, А. О. Зеневич. – Минск: УО ВГКС, 2012. – 276 с.
10. Работа кремниевых фотоэлектронных умножителей со структурой  $p^+p-n^+$  в режиме одноквантовой регистрации / М. А. Асаёнок [и др.] // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2020. – Т. 65, № 3 – С. 349–356. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2020-65-3-349-356>
11. Зеневич, А. О. Исследование динамического диапазона кремниевых фотоэлектронных умножителей / А. О. Зеневич, О. В. Кочергина // Изв. высш. учеб. заведений. Электроника. – 2021. – Т. 26, № 1. – С. 30–39. <https://doi.org/10.24151/1561-5405-2021-26-1-30-39>

### References

1. Makarenko, V. *Li-Fi technology as an alternative to Wi-Fi. Elektronnyye komponenty i sistemy = Electronic Components and Systems*, 2020, no. 1, pp. 46–51 (in Russian).
2. Arya V., Priya P., Resma Omanakuttan, Shilby Baby. *Lifi: The Future Technology in Wireless Communication. International Journal of Advanced Research in Electrical, Electronics and Instrumentation Engineering*, 2015, vol. 4, iss. 4, pp. 2340–2343.

3. Chassage L. LiFi networks: opportunities and prospects. *Sovremennaya svetotekhnika* [Modern Lighting Engineering], 2018, no. 1, pp. 47–49 (in Russian).
4. Stagliano M., Abegão L., Chiericia A., d'Errico F. Silicon photomultiplier current and prospective applications in biological and radiological photonics. *EPH – International Journal of Science and Engineering*, 2018, vol. 4, iss. 10, pp. 10–29. <https://doi.org/10.53555/eijse.v4i4.143>
5. Klemin S., Kuznetsov Yu., Filatov L., Buzhan P., Dolgoshein B., Ilyin A., Popova E. Silicon photomultiplier. New opportunities. *Elektronika: nauka, tekhnologiya, biznes = Electronics: Science, Technology, Business*, 2007, no. 8, pp. 80–86 (in Russian).
6. Ali M., Khalighi A., Ghassemlooy Z., Alouini M.-S., Hranilovic S., Zvanovec S. Special Issue on: Optical Wireless Communications for Emerging Connectivity Requirements. *IEEE Open Journal of the Communications Society*, 2021, no. 2, pp. 82–86. <https://doi.org/10.1109/OJCOMS.2020.3045818>
7. Gulakov I. R., Zenevich A. O., Kochergina O. V. Spectral characteristics of silicon photomultiplier. *Uspekhi prikladnoi fiziki = Advances in Applied Physics*, 2021, vol. 9, no. 2, pp. 164–171 (in Russian). <https://doi.org/10.51368/2307-4469-2021-9-2-164-171>
8. Shubin V. V. *Information Security of Fiber-Optic Systems*. Moscow, All-Russian Research Institute of Experimental Physics Publ., 2015. 258 p. (in Russian).
9. Gulakov I. R., Zenevich A. O. *Photodetectors of Quantum Systems*. Minsk, Higher State College of Communications Publ., 2012. 276 p. (in Russian).
10. Asayonak M. A., Zenevich A. O., Kacharhina V. V., Novikau Y. V., Saroka S. A. Operation of silicon photoelectronic multipliers with the structure  $p^+-p-n^+$  in the single quantum registration mode. *Vesti Natsyonal'nai akademii navuk Belarusi. Seriya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2020, vol. 65, no. 3, pp. 349–356 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2020-65-3-349-356>
11. Zenevich A. O., Kochergina O. V. Investigation of Dynamic Range of Silicon Photoelectronic Multipliers. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Elektronika = Proceedings of Universities. Electronics*, 2021, vol. 26, no. 1, pp. 30–39 (in Russian). <https://doi.org/10.24151/1561-5405-2021-26-1-30-39>