

ВЕСЦІ

НАЦЫЯНАЛЬнай АКАДЭМІІ НАВУК БЕЛАРУСІ

СЕРЫЯ ФІЗІКА-ТЭХНІЧНЫХ НАВУК. 2019. Т. 64, № 4

ИЗВЕСТИЯ

НАЦИОНАЛЬНОЙ АКАДЕМИИ НАУК БЕЛАРУСИ

СЕРИЯ ФИЗИКО-ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК. 2019. Т. 64, № 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)

Г л а в н ы й р е д а к т о р

Сергей Антонович Чижик –

Президиум Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь

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

А. П. Ласковнѳв – Президиум Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь (*заместитель главного редактора*)

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

А. В. Белый – Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь

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

А. Я. Григорьев – Институт механики металлополимерных систем имени В. А. Белого Национальной академии наук Беларуси, Гомель, Беларусь

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

А. Ф. Ильющенко – Государственное научно-производственное объединение порошковой металлургии – Институт порошковой металлургии имени академика О. В. Романа, Минск, Беларусь
С. М. Костромицкий – Центр радиотехники Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь
Л. Г. Красневский – Объединенный институт машиностроения Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь
А. П. Крень – Институт прикладной физики Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь
А. М. Малярович – Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь
Н. К. Мышкин – Институт механики металлополимерных систем имени В. А. Белого Национальной академии наук Беларуси, Гомель, Беларусь
О. Г. Пенязков – Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь
В. М. Федосюк – Научно-практический центр Национальной академии наук Беларуси по материаловедению, Минск, Беларусь
М. Л. Хейфец – Открытое акционерное общество «НПО Центр» Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь

Р е д а к ц и о н н ы й с о в е т

С. Воденичаров – Болгарская академия наук, София, Болгария
Ю. Гавлик – Институт технологии машиностроения и автоматизации производства Краковской политехники (Технологический университет), Краков, Польша
Г. Жинтялис – Литовская академия наук, Вильнюс, Литва
Б. Каталинич – Международная инженерная академия, Технический университет Вены, Вена, Австрия
А. А. Михалевич – Институт энергетики Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь
А. Г. Наумовец – Национальная академия наук Украины, Киев, Украина
К. А. Солнцев – Институт металлургии и материаловедения имени А. А. Байкова, Москва, Россия
Л. Танович – Белградский университет, Белград, Сербия
Б. М. Хрусталёв – Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь

*Адрес редакции:
ул. Академическая, 1, к. 118, 220072, г. Минск, Республика Беларусь.
Тел.: + 375 17 284-02-45; e-mail: ftvesti@mail.ru
vestift.belnauka.by*

ИЗВЕСТИЯ НАЦИОНАЛЬНОЙ АКАДЕМИИ НАУК БЕЛАРУСИ.

Серия физико-технических наук. 2019. Т. 64, №4

Выходит на русском, белорусском и английском языках

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

Подписано в печать 20.12.2019. Выход в свет 27.12.2019. Формат 60×84 1/8. Бумага офсетная.
Печать цифровая. Усл. печ. л. 14,88. Уч.-изд. л. 16,4. Тираж 74 экз. Заказ 319.
Цена номера: индивидуальная подписка – 11,81 руб., ведомственная подписка – 28,27 руб.

Издатель и полиграфическое исполнение:

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

© РУП «Издательский дом «Беларуская навука»,
Весці Нацыянальнай акадэміі навук Беларусі. Серыя фізіка-тэхнічных навук, 2019

PROCEEDINGS

OF THE NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF BELARUS

PHYSICAL-TECHNICAL SERIES, 2019, vol. 64, 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, Belarus

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

Alexander P. Laskovnev – Presidium of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus
(Associate Editor-in-Chief)

Irina A. Starostsina (lead editor)

Aleksei V. Byeli – Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus

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

Andrei Ya. Grigoriev – V. A. Belyi Metal-Polymer Research Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Gomel, Belarus

Vitaliy G. Zalesky – Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus

Alexander F. Ilyuschenko – State Scientific and Production Association of Powder Metallurgy – Academician O. V. Roman Institute of Powder Metallurgy, Minsk, Belarus

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

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

Alexander P. Kren – Institute of Applied Physics of National Academy of Science of Belarus, Minsk, Belarus

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

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

Oleg G. Penyazkov – A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus
Valeri M. Fedosyuk – Scientific and Practical Materials Research Center of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus
Mikhail L. Kheifetz – Open Joint Stock Company “NPO Center” of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus

E d i t o r i a l C o u n c i l

Stephan Vodenicharov – Bulgarian Academy of Sciences, Sofia, Bulgaria
Jozef Gawlik – Institute for Manufacturing Engineering and Automation of Cracow University of Technology, Poland
Gintautas Žintelis – Lithuanian Academy of Sciences, Vilnius, Lithuania
Branko Katalinic – TU Wien, Wien, Austria
Aleksandr A. Mikhalevich – Institute of Power of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus
Anton G. Naumovets – National Academy of Sciences of Ukraine, Kiev, Ukraine
Konstantsin A. Solntsev – A. A. Baikov Institute of Metallurgy and Material Science of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russia
Lyubodrag Tanovich – University of Belgrade, Belgrade, Serbia
Boris M. Khrustal'ov – Belarusian National Technical University, Minsk, Belarus

*Address of the Editorial Office:
1, Akademicheskaya Str., room 118, 220072, Minsk, Republic of Belarus.
Tel.: +375 17 284-02-45; e-mail: ftvesti@mail.ru
vestift.belnauka.by*

PROCEEDING OF THE NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF BELARUS.

Physical-technical series, 2019, vol. 64, no. 4

Printed in Russian, Belarusian and English languages

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

It is sent of the press 20.12.2019. Appearance 27.12.2019. Format 60×84 1/8. Offset paper. The press digital.

Printed pages 14,88. Publisher's signatures 16,4. Circulation 74 copies. Order 319.

Number price: individual subscription – 11,81 byn., departmental subscription – 28,27 byn.

Publisher and printing execution:

Republican unitary enterprise “Publishing House “Belaruskaya Navuka”

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

© RUE “Publishing House “Belaruskaya Navuka”,
Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series, 2019

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

СОДЕРЖАНИЕ

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ, МЕТАЛЛУРГИЯ

- Шепелевич В. Г., Белая О. Н., Неумержицкая Е. Ю.** Влияние распада пересыщенных жидких растворов на структуру и микротвердость быстрозатвердевающих сплавов системы Pb–Sn 391
- Короткевич З. М., Бурак В. А.** Особенности контроля качества термообработки изделий из стали У8А при двухполярном несимметричном импульсном намагничивании 398
- Волочко А. Т., Марков Г. В., Мельник Н. Ю.** Литые катоды и мишени системы Al–Cr–Nb–Si для нанесения упрочняющих нитридных покрытий 406
- Азаров С. М.** Влияние модифицирующих покрытий на диэлектрическую проницаемость керамических материалов с композиционными покрытиями 413
- Чигринова Н. М., Воробьева Е. И.** Основные параметры процесса и характеристики покрытий как критерии оценки эффективности метода анодного микродугового оксидирования 419

РАДИОЭЛЕКТРОНИКА, ПРИБОРОСТРОЕНИЕ

- Козерук А. С., Мальпика Д. Л., Сухоцкий А. А., Юринок В. И., Филонова М. И., Шамкалович В. И.** Анализ кинематики контакта инструмента и заготовки при обработке линз 429

ЭНЕРГЕТИКА, ТЕПЛО- И МАССООБМЕН

- Мельников А. С., Попов Б. И.** Определение эффективности конденсационных и теплофикационных турбоагрегатов на основе энергетических характеристик турбин 438
- Жданок А. С., Червяк А. Г., Матвейчик Е. А., Шушков С. В.** Электрофизические характеристики работы опреснителя на принципе емкостной деионизации 447

ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ

- Абрамов А. А.** Автоматизация подготовки данных для компьютерного моделирования процесса поперечно-клиновой прокатки 458

ДИАГНОСТИКА И БЕЗОПАСНОСТЬ ТЕХНИЧЕСКИХ И ПРИРОДНЫХ СИСТЕМ

- Ольшанский А. И., Окунев Р. В., Гусаров А. М.** Исследование нестационарного теплообмена в комбинированных пакетах водотермостойкой защитной одежды пожарных 467
- Малиборский А. Я., Тылец П. В., Бринкевич Д. И., Бринкевич С. Д., Синайко В. В.** Идентификация радионуклидов в воде контура охлаждения циклотрона Cyclon 18/9-НС 477
- Орловская В. И., Трифонов А. Г.** Прогнозная оценка дозовых нагрузок на персонал АЭС-2006 при проектных авариях с учетом типовой инфраструктуры промплощадки 485
- Петровский А. М., Корбут Т. Н., Рудак Э. А., Кравченко М. О.** Учет влияния останова реактора ВВЭР-1200 для перегрузки при расчете активностей продуктов деления 491
- Головатый И. И., Петровский А. Б., Прушак В. Я.** Обоснование возможности выемки оставленных запасов Третьего калийного горизонта Старобинского месторождения, отработанных камерной системой 497

УЧЕНЫЕ БЕЛАРУСИ

- Сергей Михайлович Костромицкий** (К 65-летию со дня рождения) 511

CONTENTS**MATERIALS ENGINEERING, METALLURGY**

Shepelevich V. G., Belaya O. N., Neumerzhytskaya A. Yu. Influence of decomposition of oversaturated liquid solutions on the structure and microhardness of quickly curing alloys of the Pb–Sn system	391
Korotkevich Z. M., Burak V. A. Features of heat treatment quality testing of U8A steel articles during pulsed bipolar asymmetric magnetization	398
Volochko A. T., Markov G. V., Melnik N. Yu. Cast cathodes and targets of Al–Cr–Nb–Si system for deposition of hardening nitride coatings	406
Azarau S. M. Influence of modifying coatings on dielectric permittivity of ceramic materials with composite coatings	413
Chigrinova N. M., Vorobyova E. I. Main process parameters and covers characteristics as criteria for evaluating the effectiveness of the of anodic micro-arc oxidation	419

RADIO ELECTRONICS, INSTRUMENT MAKING

Kozeruk A. S., Malpica Y. L., Sukhotski A. A., Yurinok V. I., Filonova M. I., Shamkalovich V. I. Analysis of kinematics of tool and work piece contact during lens processing	429
--	-----

POWER ENGINEERING, HEAT AND MASS TRANSFER

Melnikov A. S., Popov B. I. Determination of efficiency of condensation and heat teffication turbo units on the basis of turbine energy characteristics	438
Zhdanok A. S., Charviak A. G., Matveichyk Ya. A., Shushkov S. V. Electrophysical characteristics of the de-salination plant based on the principle of capacitive deionization	447

INFORMATION TECHNOLOGIES AND SYSTEMS

Abramov A. A. Data preparation automation for computer simulation of cross-wedge rolling	458
---	-----

DIAGNOSTICS AND SAFETY OF TECHNICAL AND ENVIRONMENT SYSTEMS

Ol'shanskii A. I., Okunev R. V., Gusarov A. M. Study on non-stationary heat exchange in combined packages of water-resistant protective clothing of firefighters	467
Maliborski A. Ya., Tylets P. V., Brinkevich D. I., Brinkevich S. D., Sinaiko V. V. Identification of radionuclides in cooling circuit of Cyclone 18/9-HC	477
Orlovskaya V. I., Trifonov A. G. Dose assessment for NPP staff for beyond design basis accident taking into account typical site infrastructure	485
Petrovski A. M., Korbut T. N., Rudak E. A., Kravchenko M. O. Accounting of the vver-1200 overload influence for fission products activities calculating	491
Golovaty I. I., Petrovskij A. B., Prushak V. Ya. Substantiation of the possibility of developing reserves of the Third potash horizon of the Starobin deposit, previously worked out by the chamber system	497

SCIENTISTS OF BELARUS

Sergei Mikhailovich Kostromitsky (To the 65 th Anniversary)	511
---	-----

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ, МЕТАЛЛУРГИЯ
MATERIALS ENGINEERING, METALLURGYУДК 539.2:669(6-8)
<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-391-397>Поступила в редакцию 02.05.2019
Received 02.05.2019**В. Г. Шепелевич¹, О. Н. Белая², Е. Ю. Неумержицкая³**¹Белорусский государственный университет, Минск, Беларусь²Белорусский государственный медицинский университет, Минск, Беларусь³Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь**ВЛИЯНИЕ РАСПАДА ПЕРЕСЫЩЕННЫХ ЖИДКИХ РАСТВОРОВ НА СТРУКТУРУ И МИКРОТВЕРДОСТЬ БЫСТРОЗАТВЕРДЕВАЮЩИХ СПЛАВОВ СИСТЕМЫ Pb–Sn**

Аннотация. Представлены результаты исследования структуры и микротвердости фольги сплавов системы свинец–олово, полученной высокоскоростным охлаждением из жидкой фазы. Образец фольги имел следующие размеры: длина – до 10 см, ширина – до 1 см и толщина – 30–80 мкм. Скорость охлаждения расплава составила не менее 10^5 К/с. Для быстроохлажденной фольги характерна дисперсная структура. Размер выделений олова и свинца не превышает 5 мкм. Удельная поверхность межфазных границ достигает значения $1,7 \text{ мкм}^{-1}$. Из-за переохлаждения в фольге образуется микрокристаллическая структура. Средние длины хорд случайных секущих на сечениях зерен свинца и олова в фольге сплава Pb–73 ат.% Sn равны 0,8 и 1,8 мкм соответственно. В фольге сплавов системы свинец–олово формируется текстура (111) свинца и (100) олова при определенных условиях. Формирование структуры сплавов свинца, содержащих от 20 до 95 ат.% олова, обусловлено протеканием спинодального распада пересыщенного жидкого раствора, а в остальных сплавах – распадом по механизму образования и роста зародышей кристаллических фаз. Расслоение жидкого раствора приводит к формированию областей, обогащенных свинцом и оловом, которые способствуют образованию центров кристаллизации, одинаково распределенных в объеме фольги. Микротвердость фольги сплавов, составы которых близки к эвтектическому, меньше микротвердости массивных сплавов того же состава, что связано с разупрочняющим действием границ зерен и межфазных границ. Выдержка этих сплавов при комнатной температуре вызывает увеличение микротвердости из-за уменьшения проскальзывания на границах. Распад пересыщенных твердых растворов сплавов Pb–5 ат.% Sn и Sn–1 ат.% Pb приводит к уменьшению микротвердости из-за ослабления влияния твердорастворного механизма упрочнения. Результаты исследования могут применяться для создания легкоплавких припоев, подшипниковых сплавов, сплавов для кабельных оболочек с улучшенными физико-химическими свойствами.

Ключевые слова: высокоскоростное затвердевание, свинец, олово, микрокристаллическая структура, мелкодисперсная структура, текстура, микротвердость, механизмы упрочнения

Для цитирования: Шепелевич, В. Г. Влияние распада пересыщенных жидких растворов на структуру и микротвердость быстроотвердевающих сплавов системы Pb–Sn / В. Г. Шепелевич, О. Н. Белая, Е. Ю. Неумержицкая // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2019. – Т. 64, №4. – С. 391–397. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-391-397>

V. G. Shepelevich¹, O. N. Belaya², A. Yu. Neumerzhitskaya³¹Belarusian State University, Minsk, Belarus²Belarusian State Medical University, Minsk, Belarus³Belarusian National Technical University, Minsk, Belarus**INFLUENCE OF DECOMPOSITION OF OVERSATURATED LIQUID SOLUTIONS ON THE STRUCTURE AND MICROHARDNESS OF QUICKLY CURING ALLOYS OF THE Pb–Sn SYSTEM**

Abstract. The results of studies of the structure and microhardness of foil alloys of the lead–tin system obtained by high-speed cooling from the liquid phase are presented. The foil sample had the following dimensions: length – up to 10 cm, width – up to 1 cm, and thickness – 30–80 microns. Melt cooling rate was not less than 105 K/s. A rapidly cooled foil is

characterized by a dispersed structure. The size of the discharge of tin and lead does not exceed 5 μm . The specific surface of the interfacial boundaries achieve 1.7 μm^{-1} . Due to supercooling, a microcrystalline structure forms in the foil. The average lengths of chords of random secants on lead and tin grain sections in the Pb–73 at.% Sn alloy foil are 0.8 and 1.8 μm respectively. The texture of (111) lead and (100) tin is formed in the foil of alloys of the lead – tin system under certain conditions. The formation of the structure of lead alloys containing from 20 to 95 at.% tin is due to the occurrence of spinodal decomposition of a supersaturated liquid solution, and, in other alloys, due to decay by the mechanism of formation and growth of nuclei of crystalline phases. The stratification of the liquid solution leads to the formation of areas enriched in lead and tin, which contribute to the formation of crystallization centers that are equally distributed in the volume of the foil. The microhardness of the foil alloys, whose compositions are close to eutectic, is less than the microhardness of massive alloys of the same composition, which is associated with the softening effect of grain boundaries and interphase boundaries. Exposure of these alloys at room temperature causes an increase in microhardness due to a decrease in slippage at the boundaries. The decomposition of supersaturated solid solutions of Pb–5 at.% Sn and Sn–1 at.% Pb alloys leads to a decrease in microhardness due to the weakening of the effect of the solid solution hardening mechanism. The results of the study can be used to create fusible solders, bearing alloys, alloys for cable sheaths with improved physicochemical properties.

Keywords: high-speed solidification, lead, tin, microcrystalline structure, fine-dispersed structure, texture, microhardness, hardening mechanisms

For citation: Shepelevich V. G., Belaya O. N., Neumerzhitskaya A. Yu. Influence of decomposition of oversaturated liquid solutions on the structure and microhardness of quickly curing alloys of the Pb–Sn system. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 391–397 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-391-397>

Введение. Сплавы системы свинец–олово (Pb–Sn) с различной концентрацией компонентов широко используются в разных отраслях промышленности благодаря низкой стоимости свинца. На их основе изготавливаются легкоплавкие припои, подшипниковые сплавы, сплавы для кабельных оболочек и др. [1]. Из-за ограничения применения свинца в различных отраслях промышленности, в частности в электронной промышленности, по причине его высокой токсичности в настоящее время активно используются сплавы, в которых свинец замещается висмутом, индием, цинком [2–4]. Однако это приводит к увеличению себестоимости продукции. Для ее снижения необходимо использовать энерго- и ресурсосберегающие технологии, например высокоскоростное затвердевание [5–7].

Сплавы, получаемые с использованием высокоскоростного затвердевания, существенно отличаются по структуре и свойствам от изготовленных традиционным способом. Данная технология позволяет производить фольгу толщиной в несколько десятков микрон. При этом структура фольги значительно отличается от структуры образцов, получаемых при малых и средних скоростях охлаждения.

В качестве объекта исследования микроструктуры и микротвердости быстроохлажденных сплавов авторы использовали наиболее доступные и широко распространенные сплавы системы свинец–олово. Результаты исследования могут применяться и для производства сплавов с менее токсичными и более дорогими составляющими.

Методика эксперимента. Сплавы системы свинец–олово получены нагреванием компонентов до жидкого состояния, последующим перемешиванием в кварцевой ампуле и охлаждением на воздухе. Изготовлены сплавы следующих составов: Pb–5 at.% Sn, Pb–10 at.% Sn, Pb–15 at.% Sn, Pb–20 at.% Sn, Pb–30 at.% Sn, Pb–40 at.% Sn, Pb–51 at.% Sn, Pb–62 at.% Sn, Pb–67 at.% Sn, Pb–73 at.% Sn, Pb–77 at.% Sn, Pb–80 at.% Sn, Pb–85 at.% Sn, Pb–90 at.% Sn, Pb–96 at.% Sn, Pb–98 at.% Sn.

Капля расплава массой $\sim 0,2$ г инжигировалась на внутреннюю отполированную поверхность быстровращающегося медного цилиндра и затвердевала в виде образца фольги длиной около 10 см, шириной 1 см и толщиной от 30 до 80 мкм. Скорость охлаждения расплава в указанных условиях составляла не менее 10^5 К/с. Микроструктура фольги исследовалась с помощью растрового электронного микроскопа LEO 1455 VP фирмы Carl Zeiss. Рентгеноспектральный микроанализ проводился с использованием энергодисперсного SiLi-полупроводникового детектора фирмы Rontec. Рентгеноструктурные исследования выполнялись на дифрактометре ДРОН-3 (Россия) с использованием медного излучения. При описании текстуры фольги с помощью обратных полюсных фигур полюсные плотности p дифракционных линий (111, 200, 220, 311, 331 и 420 свинца и 200, 101, 220, 211, 301, 112 олова) рассчитывались по методу Харриса [8].

Объемная доля фаз и удельная поверхность межфазной границы определялись методом случайных секущих [9]. Микротвердость H_u измерялась на приборе ПМТ-3 (Россия). Время выдержки под нагрузкой составляло 60 с. Погрешность измерения микротвердости равна 5 %.

Результаты и их обсуждение. Полученные растровым электронным микроскопом изображения микроструктуры прилегающего к кристаллизатору поверхностного слоя быстроохлажденной фольги сплавов системы свинец–олово представлены на рис. 1. Рентгеноспектральным микроанализом установлено, что белым областям соответствуют выделения твердого раствора свинца, а черным – выделения твердого раствора олова (далее по статье свинца и олова).

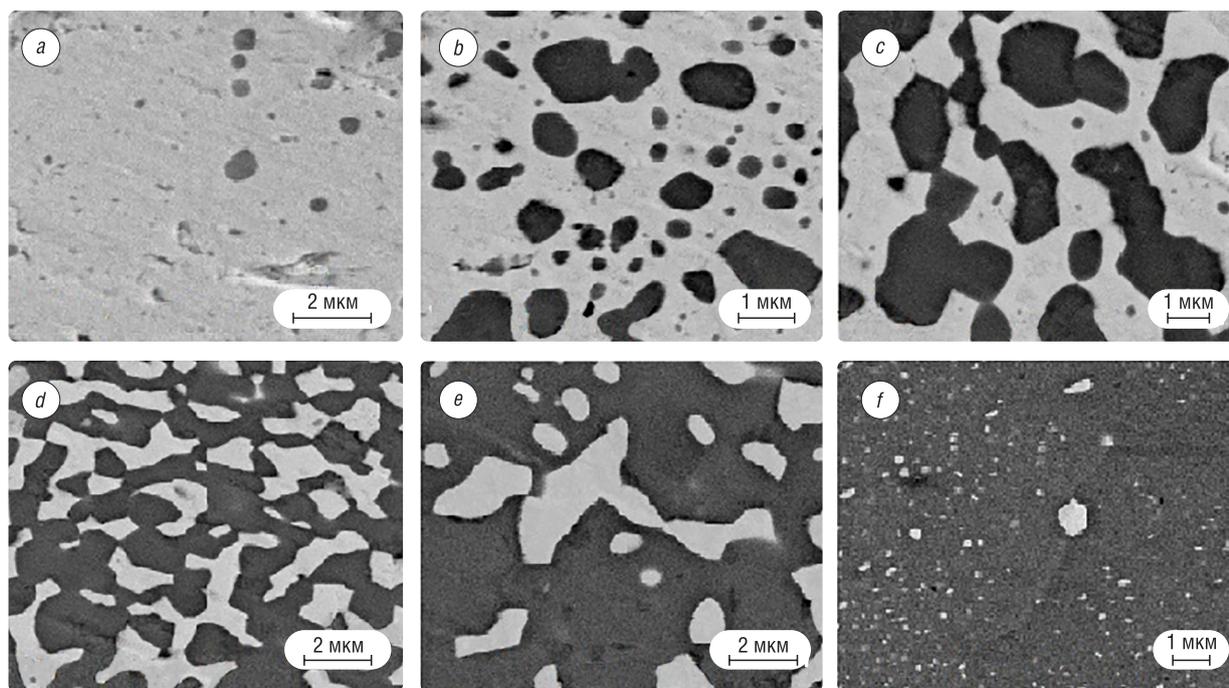


Рис. 1. Микроструктура быстроотвердевшей фольги состава Pb–5 ат.% Sn (a), Pb–30 ат.% Sn (b), Pb–51 ат.% Sn (c), Pb–73 ат.% Sn (d), Pb–85 ат.% Sn (e), Pb–98 ат.% Sn (f)

Fig. 1. Microstructure of rapidly solidified foil of composition Pb–5 at.% Sn (a), Pb–30 at.% Sn (b), Pb–51 at.% Sn (c), Pb–73 at.% Sn (d), Pb–85 at.% Sn (e), Pb–98 at.% Sn (f)

Ранее установлено [10, 11], что быстроотвердевающая фольга сплавов системы свинец–олово имеет микрокристаллическую структуру. Так, в фольге Pb–73 ат.% Sn средняя длина хорд в сечениях зерен свинца и олова менее 0,8 и 1,8 мкм соответственно. С увеличением концентрации свинца в сплавах происходит монотонное изменение объемных долей свинца и олова. Длина хорд случайных секущих, расположенных на сечениях выделений свинца в сплавах с содержанием 1–20 ат.% Pb или на выделениях олова в сплавах с содержанием 0,4–20 ат.% Sn, не превышает 5 мкм (рис. 2). Образование дисперсной и микрокристаллической структуры в фольге сплавов системы свинец–олово способствует увеличению эффективности ее использования в качестве припоя [12].

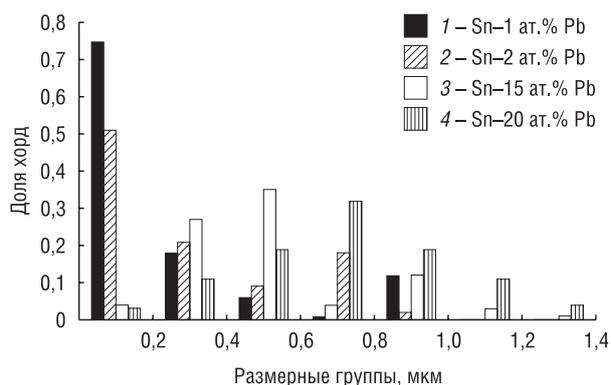


Рис. 2. Распределение доли хорд случайных секущих, расположенных на сечениях выделений свинца в сплавах, содержащих 1 ат.% Pb (1), 2 ат.% Pb (2), 15 ат.% Pb (3) и 20 ат.% Pb (4)

Fig. 2. Distribution of the chord fraction of random secants located on the sections of lead precipitates in alloys containing 1 at.% Pb (1), 2 at.% Pb (2), 15 at.% Pb (3) and 20 at.% Pb (4)

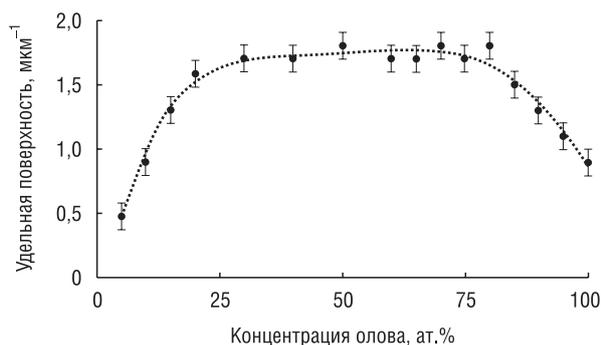


Рис. 3. Зависимость удельной поверхности быстроохлажденных сплавов системы свинец–олово от состава

Fig. 3. Dependence of the specific surface area of rapidly cooled alloys of lead–tin from the composition

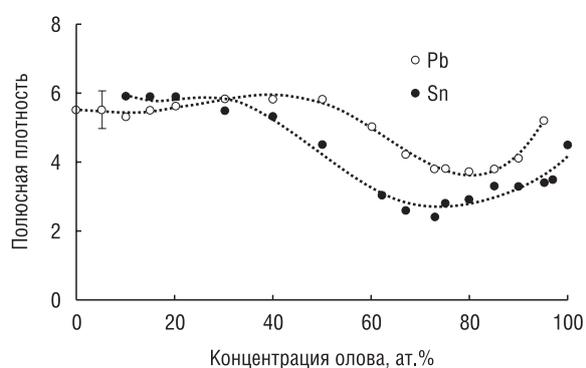


Рис. 4. Зависимость полюсных плотностей дифракционных линий 111 свинца и 200 олова от состава быстроохлажденной фольги

Fig. 4. Dependence of pole densities of diffraction lines of 111 lead and 200 tin on the composition of rapidly cooled foil

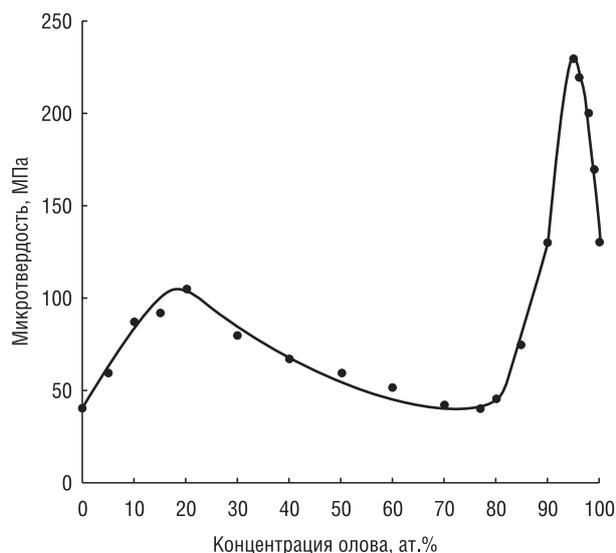


Рис. 5. Зависимость микротвердости быстроохлажденных сплавов системы свинец–олово от состава

Fig. 5. Dependence of microhardness of rapidly cooled alloys of lead–tin on the composition

Зависимость удельной поверхности межфазных границ быстроохлажденной фольги от состава представлена на рис. 3. Показано, что увеличение концентрации свинца или олова в исследуемых сплавах вызывает рост удельной поверхности межфазной границы до значения $S = 1,7 \text{ мкм}^{-1}$. В интервале концентрации свинца от 30 до 80 ат.% изменение удельной поверхности межфазной границы S находится в пределах погрешности ее измерения. Образование дисперсной структуры в быстроохлажденной фольге обусловлено возникновением значительного переохлаждения расплава, что вызывает увеличение скорости зародышеобразования обеих фаз [6].

Исследования быстроохлажденной фольги с помощью рентгеноструктурного анализа показали, что в ней формируется текстура (111) свинца и (100) олова. Зависимости полюсной плотности дифракционных линий 111 свинца и 200 олова от состава представлены на рис. 4.

Формирование текстуры в быстроохлажденной фольге олова, свинца и их сплавов объясняется теорией необратимых процессов [13]. Из-за значительного переохлаждения расплав находится в состоянии со значительным избытком энтальпии. Согласно принципу максимальной скорости работы сил диссипации, переход расплава в равновесное состояние идет таким образом, чтобы скорость понижения энтальпии в процессе кристаллизации была максимальной. При кристаллизации преимущественно растут те зерна, у которых наиболее плотноупакованные плоскости расположены перпендикулярно направлению теплоотвода. Такими плоскостями в свинце являются плоскости {111}, а в олове {100} и {010}, что и объясняет формирование текстуры (111) в свинце и (100) в олове.

Зависимость микротвердости быстроохлажденной фольги сплавов системы свинец–олово представлена на рис. 5. С увеличением концентрации олова в свинце (до 20 ат.%) и свинца в олове (до 5 ат.%) наблюдается рост микротвердости фольги. При ее затвердевании из-за большой скорости охлаждения расплава происходит захват легирующих элементов и образование пересыщенных твердых растворов. Из-за низкой температуры плавления компонентов в сплавах активно протекают диффузионные процессы, способствующие распаду пересыщенных твердых растворов: из пересыщенных твердых растворов свинца вы-

деляется олово, а из пересыщенных твердых растворов олова – свинец. Образование выделяемых фаз связано с действием небольшого количества случайных флуктуаций по составу и энергии. Поэтому увеличение микротвердости рассматриваемых сплавов с увеличением легирующих элементов вызвано действием твердорастворного и дисперсионного механизмов упрочнения.

В интервале концентраций олова от 20 до 95 ат.% в исследуемых сплавах микротвердость фольги сначала уменьшается, а затем увеличивается. H_u достигает минимального значения вблизи эвтектики. При этом в рассматриваемом интервале составов микротвердость фольги меньше микротвердости массивных образцов, полученных при скорости охлаждения 10^2 К/с. При высокоскоростном охлаждении эвтектики и сплавов, по составу близких к ней, происходит значительное переохлаждение расплава. Вследствие этого образуется пересыщенный обоими компонентами жидкий раствор. Для него наблюдается W-образная зависимость свободной энергии от состава [14]. Поэтому в переохлажденной эвтектике и близких к ней по составу расплавах происходит спинодальный распад, при котором образуется огромное количество малых флуктуаций концентрации и энергии, однородно распределенных во всем объеме жидкой фазы. Наблюдается расслоение пересыщенного жидкого раствора на области с преимущественным содержанием легирующего компонента. Эти области способствуют образованию центров кристаллизации соответствующих кристаллических фаз с размытыми межфазными и межзеренными границами. Так как температура плавления исследуемых сплавов низкая, то указанные границы являются разупрочняющими зонами, облегчающими проскальзывание зерен и фаз относительно друг друга при пластической деформации. Этим и объясняется более низкое значение микротвердости быстроохлажденной фольги, чем массивных образцов для сплавов, составы которых близки к эвтектике.

Выдержка быстроохлажденных сплавов системы свинец–олово при комнатной температуре и протекание диффузионных процессов обуславливают стабилизацию межфазных границ и границ зерен, улучшение их структуры. Данный факт приводит к затруднению их проскальзывания на границах при пластической деформации и в итоге к увеличению микротвердости фольги, состав которой близок к эвтектическому (рис. 6, кривая 3).

Для быстрозатвердевшей фольги Sn–1 ат.% Pb (рис. 6, кривая 1) и Pb–5 ат.% Sn (рис. 6, кривая 2) комнатная температура является высокой, в связи с чем начинается распад пересыщенного твердого раствора. Таким образом, влияние твердорастворного механизма упрочнения уменьшается, что приводит к снижению микротвердости фольги указанных составов.

Выводы. В ходе исследования установлено, что в быстроохлажденной фольге сплавов системы свинец–олово формируется дисперсная структура и текстура (111) свинца и (100) олова. Микротвердость фольги немонотонно зависит от состава, что обусловлено действием различных механизмов кристаллизации и механизмов упрочнения и разупрочнения металлов. Таким образом, технология получения фольги методом высокоскоростного затвердевания позволяет улучшить ее пластичность и добиться более однородной мелкодисперсной и микроструктурной структуры по сравнению со структурой сплавов, полученных традиционными методами изготовления. Это дает возможность использовать указанные сплавы при изготовлении припоев, внешнего покрытия деталей с целью защиты изделия от коррозии и уменьшения износа.

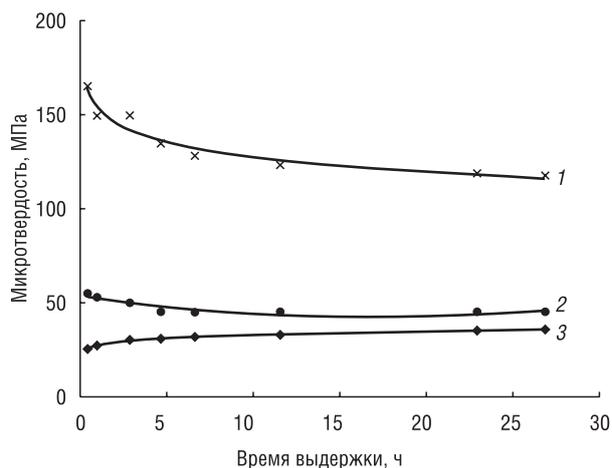


Рис. 6. Изменение микротвердости быстрозатвердевшей фольги сплавов системы свинец–олово: 1 – Sn–1 ат.% Pb, 2 – Pb–5 ат.% Sn, 3 – Pb–76 ат.% Sn

Fig. 6. Change of microhardness of rapidly solidified foil of alloys of the lead–tin system: 1 – Sn–1 at.% Pb, 2 – Pb–5 at.% Sn, 3 – Pb–76 at.% Sn

Список использованных источников

1. Мальцев, М. В. Металлография цветных промышленных металлов и сплавов / М. В. Мальцев. – М.: Металлургия, 1970. – 364 с.
2. Андриященко, М. Бессвинцовая пайка. Альтернативные сплавы / М. Андриященко // Электроника: наука, техника, бизнес. – 2004. – № 5. – С. 47–49.
3. Ochoa, F. The effects of cooling rate on microstructure and mechanical behavior of Sn-3.5 Ag solder / F. Ochoa, J. J. Williams, N. Chawla // JOM. – 2003. – Vol. 55, iss. 6. – P. 56–60. <https://doi.org/10.1007/s11837-003-0142-7>
4. Hui-Wei, Miao. Thermal cycling test in Sn-Bi and Sn-Bi-Cu solder joints / Miao Hui-Wei, Duh Jenq-Gong // J. Mater. Sci. – Mater. Electron. – 2000. – Vol. 11, iss. 8. – P. 609–618. <https://doi.org/10.1023/A:1008928729212>.
5. Высокоскоростное затвердевание расплавов: теория, технология и материалы / В. А. Васильев [и др.]. – М.: СП Интермет Инжиниринг, 1998. – 400 с.
6. Мирошниченко, И. С. Закалка из жидкого состояния / И. С. Мирошниченко. – М.: Металлургия, 1982. – 168 с.
7. Шепелевич, В. Г. Быстрозатвердевшие легкоплавкие сплавы / В. Г. Шепелевич. – Минск: БГУ, 2015. – 192 с.
8. Русаков, А. А. Металлография металлов / А. А. Русаков. – М.: Атомиздат, 1977. – 400 с.
9. Салтыков, С. А. Стереометрическая металлография / С. А. Салтыков. – М.: Металлургия, 1976. – 272 с.
10. Шепелевич, В. Г. Микроструктура и механические свойства эвтектического сплава системы олово–свинец, полученного высокоскоростным затвердеванием / В. Г. Шепелевич, О. Н. Белая, М. В. Гольцев // Приборостроение-2018: материалы 11-й Междунар. науч.-техн. конф., Минск, 14–16 нояб. 2018 г. / БНТУ; редкол.: О. К. Гусев [и др.]. – Минск, 2018. – С. 262–264.
11. Шепелевич, В. Г. Микроструктура быстроохлажденных из расплава сплавов системы олово–свинец / В. Г. Шепелевич, О. Н. Белая, Е. Ю. Неумержицкая // Прикладные проблемы оптики, информатики, радиофизики и физики конденсированного состояния: материалы Междунар. науч.-практ. конф., Минск, 11–12 мая 2017 г. / НИУ «Ин-т приклад. физ. проблем им. А. Н. Севченко» Белорус. гос. ун-та; редкол.: В. И. Попечиц [и др.]. – Минск, 2017. – С. 293–295.
12. Разработка процессов получения и применения сплавов припоев в дисперсном состоянии с микрокристаллической или аморфной структурой / И. Н. Пашков [и др.] // Металлургия. – 2010. – № 6. – С. 43–45.
13. Циглер, Г. Экстремальные принципы термодинамически необратимых процессов и механики сплошной среды / Г. Циглер. – М.: Мир, 1966. – 136 с.
14. Глазов, В. М. Химическая термодинамика и фазовые равновесия / В. М. Глазов, Л. М. Павлова. – М.: Металлургия, 1988. – 560 с.

References

1. Mal'cev M. V. *Metallography of Non-Ferrous Industrial Metals and Alloys*. Moscow, Metallurgiya Publ., 1970. 364 p. (in Russian).
2. Andryushchenko M. Lead-free soldering. Alternative alloys. *Elektronika: nauka, tekhnika, biznes = Electronics: Science, Technology, Business*, 2004, no. 5, pp. 47–49 (in Russian).
3. Ochoa F., Williams J. J., Chawla N. The effects of cooling rate on microstructure and mechanical behavior of Sn-3.5Ag solder. *JOM*, 2003, vol. 55, iss. 6, pp. 56–60. <https://doi.org/10.1007/s11837-003-0142-7>
4. Miao Hui-Wei, Duh Jenq-Gong. Thermal cycling test in Sn-Bi and Sn-Bi-Cu solder joints. *Journal of Materials Science – Materials in Electronics*, 2000, vol. 11, iss. 8, pp. 609–618. <https://doi.org/10.1023/A:1008928729212>
5. Vasil'ev V. A., Mitin B. S., Pashkov I. N., Serov N. M., Skuridin A. A., Lukin A. A., Yakovlev V. B. *High-Speed Solidification of Melts: Theory, Technology and Materials*. Moscow, SP Internet Inzhiniring Publ., 1998. 400 p. (in Russian).
6. Miroshnichenko I. S. *Quenching from a Liquid State*. Moscow, Metallurgiya Publ., 1982. 192 p. (in Russian).
7. Shepelevich V. G. *Rapidly Hardened Low-Melting Alloys*. Minsk, Belarusian State University, 2015. 192 p. (in Russian).
8. Rusakov A. A. *Metallography of Metals*. Moscow, Atomizdat Publ., 1977. 400 p. (in Russian).
9. Saltykov S. A. *Stereometric Metallography*. Moscow, Metallurgiya Publ., 1976. 272 p. (in Russian).
10. Shepelevich V. G., Belaya O. N., Goltsev M. V. Microstructure and mechanical properties of a tin–lead eutectic alloy produced by high-speed solidification. Gusev O. K. et al. (eds.). *Priborostroyeniye-2018: materialy 11-i Mezhdunarodnoi nauchno-tekhnicheskoi konferentsii, Minsk, 14–16 noyabrya 2018 g.* [Instrument Making'2018: Materials of the 11th International Scientific and Technical Conference, Minsk, November 14–16, 2018]. Minsk, Belarusian National Technical University, 2018, pp. 262–264 (in Russian).
11. Shepelevich V. G., Belaya O. N., Neumerzhitskaya E. Yu. Microstructure of fast-cooled from a melt of tin–lead system alloys. Popchits V. I. et al. (eds.). *Prikladnyye problemy optiki, informatiki, radiofiziki i fiziki kondensirovannogo sostoyaniya: materialy mezhdunarodnoi nauchno-tekhnicheskoi konferentsii, Minsk, 11–12 maya 2017 g.* [Applied problems of optics, computer science, radiophysics and condensed matter physics: Materials of the International Scientific and Technical Conference, Minsk, May 11–12, 2017]. Minsk, A. N. Sevchenko Institute of Applied Physical Problems of Belarusian State University, 2017, pp. 293–295 (in Russian).
12. Pashkov I. N., Pikunov M. V., Tavolzhanskii S. A., Pashkov A. I. Development of processes for the preparation and use of alloys of solders in a dispersed state with a microcrystalline or amorphous structure. *Metallurgist*, 2010, vol. 54, no. 5–6, pp. 358–361. <https://doi.org/10.1007/s11015-010-9303-4>
13. Tsigler G. *Extreme Principles of Thermodynamically Irreversible Processes and Continuum Mechanics*. Moscow, Mir Publ., 1966. 136 p. (in Russian).
14. Glazov V. M., Pavlova L. M. *Chemical Thermodynamics and Phase Equilibria*. Moscow, Metallurgiya Publ., 1988. 560 p. (in Russian).

Информация об авторах

Шепелевич Василий Григорьевич – доктор физико-математических наук, профессор, профессор кафедры «Физика твердого тела», Белорусский государственный университет (пр. Независимости, 4, 220030, Минск, Республика Беларусь). E-mail: shepelevich@bsu.by

Белая Ольга Николаевна – кандидат физико-математических наук, доцент, доцент кафедры «Медицинская и биологическая физика», Белорусский государственный медицинский университет (пр. Дзержинского, 93, 220116, Минск, Республика Беларусь). E-mail: olnikbel@yandex.ru

Неумержицкая Елена Юрьевна – кандидат физико-математических наук, доцент, доцент кафедры «Техническая физика», Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: elena.6714002@gmail.com

Information about the authors

Vasily G. Shepelevich – D. Sc. (Physics and Mathematics), Professor, Professor of the Department “Physics of a Solid Body”, Belarusian State University (4, Nezavisimosti Ave., 220030, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: shepelevich@bsu.by

Olga N. Belaya – Ph. D. (Physics and Mathematics), Associate Professor, Associate Professor of the Department “Medical and Biological Physics”, Belarusian State Medical University (93, Dzerzhinsky Ave., 220116, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: olnikbel@yandex.ru

Elena Yu. Neumerzhitskaya – Ph. D. (Physics and Mathematics), Associate Professor, Associate Professor of the Department of Technical Physics, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: elena.6714002@gmail.com

З. М. Короткевич, В. А. Бурак

Институт прикладной физики Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь

ОСОБЕННОСТИ КОНТРОЛЯ КАЧЕСТВА ТЕРМООБРАБОТКИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ СТАЛИ У8А ПРИ ДВУХПОЛЯРНОМ НЕСИММЕТРИЧНОМ ИМПУЛЬСНОМ НАМАГНИЧИВАНИИ

Аннотация. Выявление воздействия отклонений от требуемого режима термообработки изделий из инструментальной углеродистой стали У8А является одной из важных задач обеспечения качества изготавливаемой продукции. Анализ проведенных ранее исследований показал, что для большинства стандартных магнитных характеристик инструментальных углеродистых сталей характерна неоднозначная зависимость их величин от режима проведенной термообработки, что не позволяет использовать стандартные магнитные характеристики инструментальных углеродистых сталей для неразрушающего контроля. В работе приводятся результаты исследований магнитных параметров инструментальной высококачественной углеродистой стали У8А при импульсном режиме перемагничивания в разомкнутой магнитной цепи с использованием прибора для измерения магнитной индукции ферромагнитных стержней в процессе импульсного намагничивания-перемагничивания ИМИ–И на цилиндрических образцах. Установлено, что для контроля температуры нагрева под закалку изделий из инструментальной углеродистой стали У8А можно использовать величину разности $\delta_{B_{mp}-B_r}$ между магнитной индукцией при максимальной амплитуде размагничивающего импульса и остаточной магнитной индукцией. Выявить недогрев и перегрев под закалку рассматриваемой марки стали можно по величинам коэрцитивной силы H_c и коэрцитивной силе по несимметричной петле магнитного гистерезиса H_{ca} , однако контроль температуры закалки по этим параметрам затруднителен. Показано, что контроль низкотемпературного (до 350 °С) отпуска с достаточно высокой (не менее 40 % на 100 °С) чувствительностью возможен по таким параметрам, как остаточная магнитная индукция по несимметричной петле B_{ra} и магнитная индукция $B\delta_{mH}$ при напряженности магнитного поля, соответствующей максимальной разности δ_{mH} вдоль оси H .

Ключевые слова: инструментальная углеродистая сталь, магнитное поле, петля магнитного гистерезиса, импульсное намагничивание, информативные параметры, импульс магнитного поля, термическая обработка, структурное состояние

Для цитирования: Короткевич, З. М. Особенности контроля качества термообработки изделий из стали У8А при двухполярном несимметричном импульсном намагничивании / З. М. Короткевич, В. А. Бурак // Вест. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2019. – Т. 64, № 4. – С. 398–405. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-398-405>

Z. M. Korotkevich, V. A. Burak

Institute of Applied Physics of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus

FEATURES OF HEAT TREATMENT QUALITY TESTING OF U8A STEEL ARTICLES DURING PULSED BIPOLAR ASYMMETRIC MAGNETIZATION

Abstract. To detect deviations of required heat treatment temperature of tool carbon steel U8A is one of the important tasks of manufactured products quality assurance. By analyzing researchings, held earlier, it was found that most of instrumental carbon steels standard magnetic characteristics have ambiguous dependence from the heat treatment temperature and cannot be used for purposes of nondestructive testing. Results of researching magnetic parameters of high-quality tool carbon steel U8A, which are good for heat treatment quality testing, are considered. The parameters were defined on steel cylindrical samples by the instrument IMI–I, suited for measuring the ferromagnetic rods magnetic induction during pulsed magnetization in open magnetic circuit. Applicability of the difference $\delta_{B_{mp}-B_r}$ between the magnetic induction of maximum demagnetizing pulse amplitude and the residual magnetic induction for tool carbon steel U8A hardening temperature testing is determined. The coercive force H_c and the coercive force taking on asymmetric magnetic hysteresis loop H_{ca} of the steel can be used to determine underheating and overheating during hardening but these magnetic parameters are inapplicable for hardening temperature testing. It is given that the magnetic induction taking on asymmetric magnetic hysteresis loop B_{ra} and the magnetic induction $B\delta_{mH}$ of the magnetic field strength of maximum difference δ_{mH} along the axis H can give measurement sensitivity more than 40 % per 100 °C in low temperature (under 350 °C) tempering testing.

Keywords: tool carbon steel, magnetic field, magnetic hysteresis loop, pulsed magnetization, informative parameters, pulse of magnetic field, heat treatment, structural state

For citation: Korotkevich Z. M., Burak V. A. Features of heat treatment quality testing of U8A steel articles during pulsed bipolar asymmetric magnetization. *Vesti Natsyonal'nai akademii nauk Belarusi. Seriya fizika-technichnykh nauk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 398–405 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-398-405>

Введение. Сталь марки У8А относится к инструментальным углеродистым высококачественным сталям и используется для изготовления инструмента, работающего в условиях, которые не вызывают разогрева режущей кромки. Для достижения необходимых механико-технологических свойств изделия, изготовленные из стали У8А, подвергаются закалке для обеспечения необходимой твердости и вязкости и последующему отпуску для снятия закалочных напряжений либо отжигу (ГОСТ 1435-99 «Прутки, полосы и мотки из инструментальной нелегированной стали. Общие технические условия»).

Одной из задач неразрушающего магнитного контроля структурного состояния этой стали является выявление отклонений температуры проведенной термообработки от требуемой в соответствии с технологическим процессом. Это связано с тем, что недогрев изделия до необходимой температуры закалки может привести к снижению его твердости, а перегрев выше температуры, определенной ГОСТ 1435-99, – к снижению прочности металла, что неблагоприятно проявится на эксплуатационных свойствах инструмента. Для решения указанной задачи необходимо установить магнитные параметры, однозначно и с достаточной точностью обеспечивающие контроль режима термообработки изделий из стали У8А.

Ранее проводились исследования магнитных характеристик стали марки У8А на кольцевых образцах в замкнутой магнитной цепи в статическом и квазистатическом режимах перемагничивания [1–5]. Эти измерения трудоемки, особенно в условиях массового контроля. В связи с этим более перспективными являются измерения магнитных свойств с использованием импульсных режимов намагничивания. Новые информативные параметры предполагается выявить при намагничивании изделия несимметричными импульсами магнитного поля.

Повышение достоверности неразрушающего контроля качества термообработки стали У8А следует ожидать и за счет применения многопараметрового контроля с использованием новых информативных параметров, выявленных при несимметричном импульсном намагничивании [6].

В работе приводятся результаты исследований по установлению магнитных параметров инструментальной высококачественной углеродистой стали У8А, измеренных в импульсном режиме перемагничивания на цилиндрических образцах в разомкнутой магнитной цепи с использованием прибора для измерения магнитной индукции ферромагнитных стержней в процессе импульсного намагничивания-перемагничивания ИМИ–И [7].

Режимы термообработки. Для получения достаточной для инструментов твердости 48–51 HRC сталь У8А нагревают под закалку в воду на 30–50 °С выше критической точки A_{C3} , что соответствует температуре закалки $T_{зак} = 780–800$ °С, а затем подвергают низкотемпературному отпуску на воздухе на троостит при температуре $T_{отп} = 275–350$ °С [8].

Одной из особенностей эвтектоидной стали У8А, как и других инструментальных углеродистых сталей, является широкий диапазон используемых температур отпуска для получения изделий с необходимыми механическими свойствами (твердостью, прочностью, вязкостью). Так, для сохранения высокой твердости стали (62–64 HRC) температура отпуска не должна превышать 200 °С, а для повышения вязкости инструмент отпускают при температуре 400 °С [8, 9].

Исследования выполнены на цилиндрических образцах из стали У8А диаметром 10 мм и длиной 190 мм. Образцы подвергались закалке в воду от температур 700, 750, 770, 790, 820, 850, 900 °С. Образцы, закаленные от 790 °С, подвергались последующему отпуску при 230, 280, 300, 330, 380, 470, 580 °С в течение 1 ч с последующим охлаждением образцов на воздухе. Проведение различной термообработки обеспечило разную структуру материала образцов, в которой присутствуют феррит, мартенсит, карбиды и остаточный аустенит и к появлению которой чувствительными являются разные магнитные характеристики.

Ранее полученные результаты. Проведенные ранее исследования при квазистатическом режиме перемагничивания в замкнутой магнитной цепи на закаленных и отпущенных кольцевых образцах из стали У8А на установке для измерения магнитных характеристик (УИМХ) [10]

позволили сделать вывод, что наиболее чувствительными информативными параметрами для контроля качества проведенной закалки во всем диапазоне возможных температур нагрева под закалку является отношение некоторых полевых характеристик к магнитным проницаемостям. Для контроля качества отпуска можно использовать сочетание намагниченностей насыщения M_m , релаксационной намагниченности M_r , коэрцитивной силы H_c . Параметры, связанные с магнитной проницаемостью, чувствительны к термообработке, но в то же время стабильность их определения в открытой магнитной цепи низкая. Поэтому задача выявления магнитных характеристик, устойчивых к внешним воздействиям, является актуальной.

Режимы намагничивания. Для определения новых магнитных параметров, по которым однозначно на всем диапазоне температур термообработки можно будет судить о качестве изделий из инструментальной углеродистой стали У8А, а также для повышения точности и стабильности контроля намагничивание осуществлялось двумя последовательно следующими импульсами и передним фронтом намагничивающего импульса (для замыкания петли) разной полярности и амплитуды в разомкнутой магнитной цепи. Для этого использовался разработанный в Институте прикладной физики НАН Беларуси измеритель магнитной индукции импульсный ИМИ–И с дополнительным шунтом и дросселем, что позволило увеличить передний фронт намагничивающего импульса [7].

Измерялась магнитная индукция образца в процессе его двухполярного несимметричного импульсного намагничивания-перемагничивания в проходном соленоиде прибора ИМИ–И. При этом первый намагничивающий импульс имел амплитуду порядка 40 кА/м, что достаточно для доведения материала образца до состояния, близкого к техническому насыщению, а размагничивающий – около 15 кА/м. Для замыкания петли магнитного гистерезиса образец снова намагничивали импульсом исходной полярности амплитудой порядка 40 кА/м (передним фронтом). Длительность каждого из импульсов составляла 400 мс, длительность переднего фронта первого и третьего импульсов – 80 мс, а второго – 130 мс. Форма и последовательность импульсов магнитного поля представлены на рис. 1.

При таком режиме намагничивания-перемагничивания образца получается несимметричная петля магнитного гистерезиса, представляющая собой часть предельной петли и часть частной петли. Форма этой петли и измеряемые по ней характеристики, как стандартные, так и новые, а также начальная кривая намагничивания, представлены на рис. 2. При этом воздействию переднего фронта первого импульса на данном рисунке соответствует участок 0–1 (начальная кривая намагничивания), заднего фронта этого импульса – участок 1–2 (первая часть нисходящей ветви), переднего фронта второго импульса – участок 2–3 (вторая часть нисходящей ветви), заднего фронта второго импульса – участок 3–4 (первая часть восходящей ветви), переднего фронта третьего импульса – участок 4–1 (вторая часть восходящей ветви).

В процессе намагничивания-перемагничивания измерялись или рассчитывались:

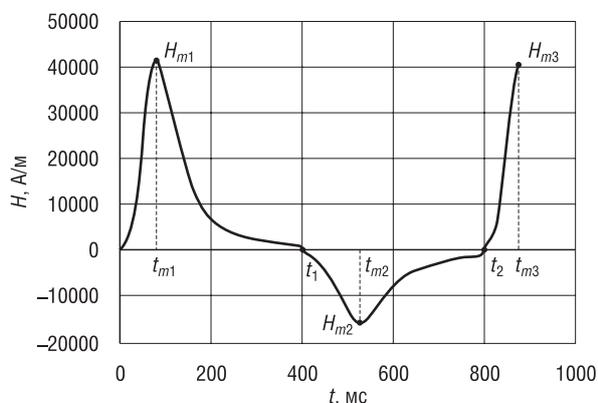


Рис. 1. Форма и последовательность импульсов намагничивания-перемагничивания

Fig. 1. A shape and a sequence of magnetization-remagnetization pulses

по начальной кривой намагничивания:

μ_m – максимальная магнитная проницаемость; $H_{\mu m}$ – величины поля при максимальной магнитной проницаемости по начальной кривой; B_m – максимальная магнитная индукция;

по нисходящей ветви: B_r – остаточная магнитная индукция; H_c – коэрцитивная сила; B_{mp} – магнитная индукция при максимальной амплитуде размагничивающего импульса;

по восходящей петле: H_{ca} – коэрцитивная сила по несимметричной петле (знак зависит от амплитуды размагничивающего импульса); B_{ra} – остаточная магнитная индукция по несимметричной петле (знак зависит от амплитуды размагничивающего импульса).

Кроме того, определяли площадь S между начальной кривой намагничивания и первой

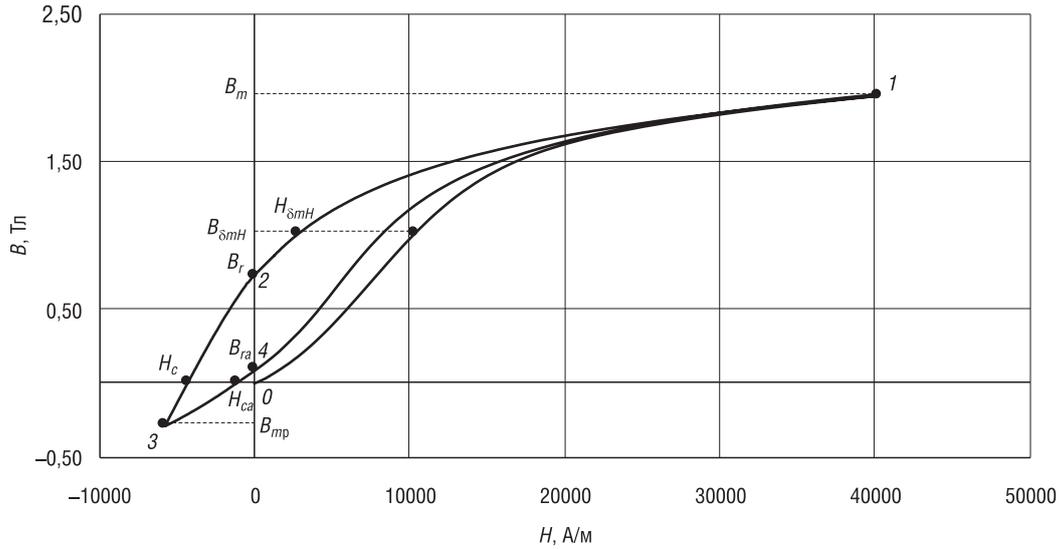


Рис. 2. Информативные параметры по начальной кривой намагничивания и несимметричной петле магнитного гистерезиса

Fig. 2. Informative parameters of the initial magnetization curve and asymmetric magnetic hysteresis loop

частью ниспадающей ветви; максимальную разницу δ_{mH} вдоль оси H между начальной кривой намагничивания и первой частью ниспадающей ветви; магнитную индукцию $B_{\delta mH}$, а также напряженность магнитного поля $H_{\delta mH}$ по нисходящей ветви при δ_{mH} и разность δ_{Bmp-Br} между магнитной индукцией при максимальной амплитуде размагничивающего импульса и остаточной магнитной индукции.

Результаты исследования. Импульсный магнитный контроль температуры закалки инструментальной стали У8А. Для получения качественного инструмента из стали У8А необходимо провести его термическую обработку и получить требуемую структуру. Для этого обеспечивают нагрев до требуемых по ГОСТ 1435-99 температур (780–800 °С) при закалке, так как в первую очередь именно она позволяет получить те механические свойства, которые характеризуют высокое качество инструмента.

На рис. 3 представлены зависимости магнитных параметров, измеренных по несимметричной петле магнитного гистерезиса, от температуры закалки испытуемых образцов стали У8А.

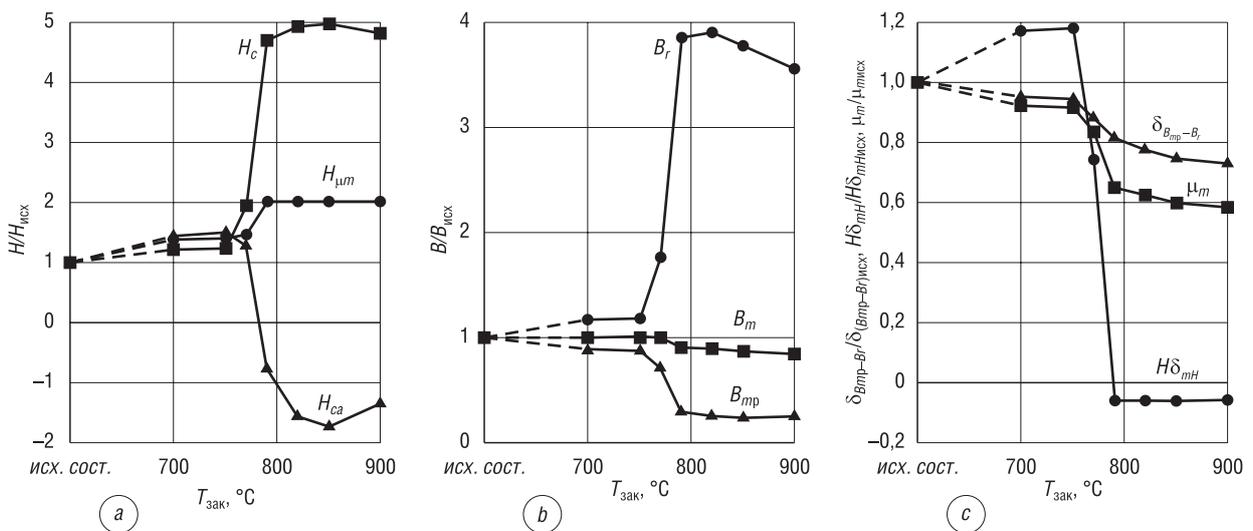


Рис. 3. Зависимость магнитных параметров стали У8А при импульсном двухполярном несимметричном намагничивании от температуры нагрева под закалку в относительных единицах

Fig. 3. Dependence of U8A steel magnetic parameters and hardening temperature during pulsed bipolar asymmetric magnetization in relative units

Для наглядности и простоты сравнения параметры были взяты в относительных единицах от соответствующих величин для незакаленного состояния. Такой подход к представлению результатов эксперимента позволяет оценить не только пригодность того или иного магнитного параметра для импульсного магнитного контроля качества термообработки, но и чувствительность к температуре закалки.

Внешний вид хода зависимостей параметров, измеренных при импульсном намагничивании в проходном датчике, подобен зависимостям аналогичных магнитных параметров, измеренных при квазистатическом режиме намагничивания в замкнутой магнитной цепи [2]. Для всех рассматриваемых параметров характерно резкое изменение их величин для образцов, закаленных от температур, при которых в материале происходят основные структурные превращения, а именно появление мартенсита. Дальнейшее увеличение температуры нагрева образцов под закалку не приводит к значительным изменениям величин всех магнитных параметров.

Скорость изменения измеряемых величин с ростом температур закалки образцов различна для разных параметров, например, при повышении температуры закалки от 750 до 790 °С величина коэрцитивной силы H_c образцов изменяется более чем в 3,5 раза, а для максимальной магнитной индукции B_m это изменение составляет около 10 %. Для величин характеристик напряженностей магнитного поля имеет место резкий рост с увеличением температуры нагрева под закалку, конкретные значения которых зависят от рассматриваемых магнитных параметров (рис. 3, а). Так, для коэрцитивной силы H_c и коэрцитивной силы по несимметричной петле H_{ca} он наблюдается до температуры, равной 820 °С, а для поля $H_{\text{ум}}$ – до температуры 790 °С.

С дальнейшим ростом температуры закалки коэрцитивная сила H_c и коэрцитивная сила по несимметричной петле H_{ca} меняются неоднозначно, в то же время параметр $H_{\text{ум}}$ практически не меняет своей величины. Это не позволяет использовать параметры H_c , H_{ca} и $H_{\text{ум}}$ при магнитном контроле температуры нагрева под закалку во всем диапазоне, но по величинам H_c и H_{ca} можно выявлять перегрев и недогрев под закалку образцов стали У8А.

Если для всех рассматриваемых параметров, связанных с напряженностью магнитного поля, наблюдается резкое изменение величин (в 3,5 раза для коэрцитивной силы H_c , в 2,5 раза для коэрцитивной силы по несимметричной петле H_{ca} и в 1,5 раза для напряженности поля $H_{\text{ум}}$ при максимальной магнитной проницаемости по начальной кривой), то для значений магнитной индукции (см. рис. 3, б) такое резкое изменение величины параметра характерно только для остаточной магнитной индукции B_r (приблизительно в 3 раза в интервале изменения температур закалки от 700 до 790 °С).

Величина магнитной индукции $B_{\text{мп}}$ при максимальной амплитуде размагничивающего импульса изменяется на 40 %, а максимальной магнитной индукции B_m – на 10 %.

Дальнейшее увеличение температуры нагрева под закалку приводит к уменьшению величины B_r и практически постоянным значениям $B_{\text{мп}}$ и B_m .

Неоднозначная зависимость остаточной магнитной индукции B_r , нечувствительность параметра $B_{\text{мп}}$ в области температур свыше 790 °С и низкая чувствительность максимальной магнитной индукции B_m к изменению температуры нагрева под закалку, которая составляет менее 15 % во всем диапазоне изменения температур, не позволяют использовать эти параметры для импульсного магнитного контроля качества термообработки инструментальной углеродистой стали У8А.

Максимальная магнитная проницаемость μ_m , определяемая по начальной кривой (рис. 3, с), имеет однозначную зависимость от температуры нагрева под закалку, однако при перегреве под закалку чувствительность этого параметра незначительна и составляет не более 5 % на 100 °С, что препятствует контролю всего диапазона изменения температур закалки. Недогрев под закалку по параметру μ_m можно осуществлять с чувствительностью около 30 % на 100 °С.

Напряженность магнитного поля $H\delta_{mH}$ по ниспадающей ветви при δ_{mH} (см. рис. 3, с), как и большинство рассматриваемых магнитных параметров, чувствительна к недогреву под закалку, но не может быть применена для контроля перегрева под закалку, так как эта величина в диапазоне изменения температур закалки от 790 до 900 °С остается практически постоянной.

Разность $\delta_{B_{\text{мп}}-B_r}$ между магнитной индукцией при максимальной амплитуде размагничивающего импульса и остаточной магнитной индукцией является наиболее оптимальным параметром для импульсного магнитного контроля в проходном датчике (см. рис. 3, с). Для этой величины наблюдается однозначный ход зависимости от температуры нагрева под закалку, причем уменьшение величины $\delta_{B_{\text{мп}}-B_r}$ с ростом температуры в области структурных превращений про-

исходит со скоростью около 15 % на 100 °С, что является приемлемой чувствительностью для целей неразрушающего контроля.

Таким образом, исследования показали, что выявление недогрева при закалке возможно по целому ряду магнитных параметров, полученных по начальной кривой намагничивания и несимметричной петле магнитного гистерезиса в процессе импульсного намагничивания в проходном датчике. Для выявления годной структуры углеродистой инструментальной стали У8А можно использовать такие параметры, как коэрцитивная сила H_c и коэрцитивная сила по несимметричной петле H_{ca} , а контроль температуры закалки во всем диапазоне ее возможных изменений с достаточной чувствительностью возможен только по величине разности $\delta_{B_{mp}-B_r}$ между магнитной индукцией при максимальной амплитуде размагничивающего импульса и остаточной магнитной индукцией.

Импульсный магнитный контроль температуры отпуска инструментальной стали У8А.

Задача неразрушающего контроля качества отпуска изделий из инструментальной углеродистой стали У8А усложняется тем, что требуется обеспечение достаточно высокой точности контроля в широком диапазоне возможных температур отпуска.

Для наглядности, как и при исследовании влияния температуры нагрева под закалку, зависимости магнитных параметров от температуры отпуска представлены в относительных единицах от их величин, измеренных на закаленном образце (рис. 4). Из рисунка видно, что все рассматриваемые магнитные параметры чувствительны к структурным изменениям, вызываемым нагревом при отпуске, однако дальнейшее увеличение температуры отпуска приводит к сложным и неоднозначным изменениям их величин.

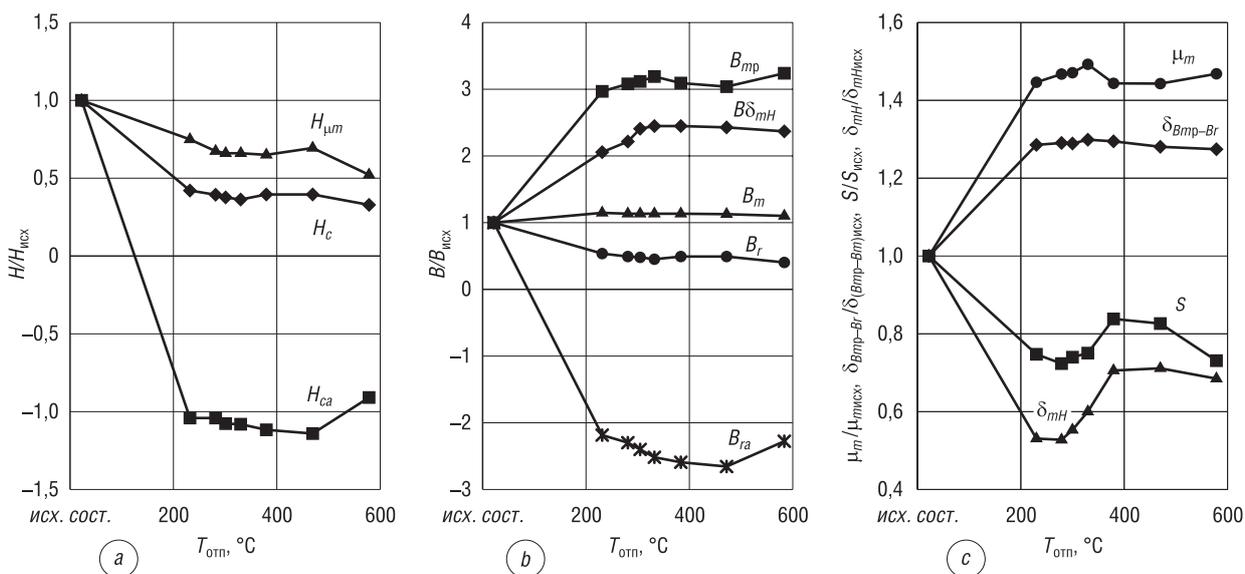


Рис. 4. Зависимость магнитных параметров стали У8А при импульсном двухполярном несимметричном намагничивании от температуры отпуска в относительных единицах

Fig. 4. Dependence of U8A steel magnetic parameters and tempering temperature during pulsed bipolar asymmetric magnetization in relative units

Величины коэрцитивной силы H_c и коэрцитивная сила по несимметричной петле H_{ca} , представленные на рис. 4, а, после резкого уменьшения значений при достижении температуры отпуска, превышающей точку A_0 , практически не изменяются вплоть до температуры 500 °С. При дальнейшем повышении температуры отпуска наблюдается незначительное изменение H_c и H_{ca} , обусловленное изменением количества и дисперсности слабомагнитной карбидной фазы [1].

Напряженность магнитного поля H_{um} , соответствующая максимальной магнитной проницаемости по начальной кривой намагничивания, убывает до температуры 280 °С, соответствующей нижней границе требуемых по ГОСТ 1435-99 режимов термообработки, затем практически не меняется в области температур, наиболее часто выдерживаемых при отпуске изделий из стали У8А, а после

незначительно уменьшается при температуре отпуска выше 500 °С. Параметр $H_{\text{лн}}$ может быть использован для выявления недогрева при отпуске, однако контроль в области режимов термообработки, обеспечивающих разные эксплуатационные свойства, по этому параметру невозможен.

Величины, связанные с магнитной индукцией, такие как остаточная магнитная индукция B_r , остаточная магнитная индукция по несимметричной петле B_{ra} , магнитная индукция B_{mp} при максимальной амплитуде размагничивающего импульса и магнитная индукция $B\delta_{mH}$ при δ_{mH} (рис. 4, *b*) однозначно изменяются с ростом температуры отпуска до 330 °С, хотя в области температур 275–350 °С, рекомендуемых ГОСТ, их чувствительность меняется от почти 50 % на 100 °С для $B\delta_{mH}$ до 10 % на 100 °С для B_r . Дальнейшее повышение температуры отпуска приводит к неоднозначной зависимости рассматриваемых параметров. Результаты эксперимента позволяют сделать вывод о пригодности использования параметров B_r , B_{mp} и $B\delta_{mH}$ только для контроля низко- и среднетемпературного отпуска.

Иначе ведет себя максимальная магнитная индукция B_m (рис. 4, *b*), зависимость которой от температуры отпуска образцов стали У8А монотонно убывает при температурах, где начинаются структурные превращения. Данный магнитный параметр мог бы быть перспективным для контроля отпуска стали У8А, однако, как и для контроля закалки, его существенным недостатком является чрезвычайно низкая чувствительность, составляющая не более 2 % на 100 °С.

Другие магнитные параметры, представленные на рис. 4, *c*, не могут быть использованы для контроля качества отпуска. Так, максимальная магнитная проницаемость, определяемая по начальной кривой намагничивания, μ_m и разность $\delta_{B_{mp}-B_r}$ между магнитной индукцией при максимальной амплитуде размагничивающего импульса и остаточной магнитной индукцией после начала структурных превращений при достижении температуры отпуска 200 °С практически не изменяются с дальнейшим повышением температуры отпуска. Площадь S между начальной кривой намагничивания и первой частью ниспадающей ветви и максимальная разница δ_{mH} вдоль оси H между начальной кривой намагничивания и первой частью ниспадающей ветви имеют неоднозначный ход зависимости от температуры отпуска с падением значений в диапазоне до 280 °С, ростом в интервале изменения температур от 280 до 380 °С и дальнейшим уменьшением.

В результате проведенного анализа влияния температуры отпуска на магнитные параметры, измеренные при импульсном намагничивании в проходном датчике в разомкнутой цепи, можно сделать вывод о невозможности использования какого-либо из рассмотренных параметров для контроля отпуска стали У8А в широком диапазоне температур его изменения. Контроль низкотемпературного отпуска (до 350 °С) с достаточной точностью и чувствительностью возможен по остаточной магнитной индукции по несимметричной петле B_{ra} и магнитной индукции $B\delta_{mH}$ при напряженности магнитного поля соответствующего максимальной разности δ_{mH} вдоль оси H .

Выводы. 1. Впервые при импульсном несимметричном режиме намагничивания исследованы магнитные характеристики термообработанной стали У8А по начальной кривой и несимметричной петле магнитного гистерезиса в проходном датчике в разомкнутой магнитной цепи. Установлено, что зависимости магнитных параметров по начальной кривой намагничивания и несимметричной петле гистерезиса от температуры термообработки образцов инструментальной углеродистой стали У8А при импульсном двухполярном несимметричном намагничивании в проходном датчике в разомкнутой магнитной цепи аналогичны зависимостям рассмотренных параметров, полученных при квазистатическом намагничивании образцов из этой стали в замкнутой магнитной цепи.

2. Для контроля температуры нагрева под закалку изделий из инструментальной углеродистой стали У8А можно использовать величину разности $\delta_{B_{mp}-B_r}$ между магнитной индукцией при максимальной амплитуде размагничивающего импульса и остаточной магнитной индукцией. Выявить недогрев и перегрев под закалку рассматриваемой марки стали можно по величинам коэрцитивной силы H_c и коэрцитивной силе по несимметричной петле H_{ca} , однако контроль температуры закалки во всем диапазоне по этим параметрам затруднителен.

3. Контроль низкотемпературного (до 350 °С) отпуска с достаточно высокой, не менее 40 % на 100 °С, чувствительностью возможен по таким параметрам, как остаточная магнитная индукция по несимметричной петле B_{ra} и магнитная индукция $B\delta_{mH}$ при напряженности магнитного поля соответствующего максимальной разности δ_{mH} вдоль оси H .

4. Контроль температуры отпуска стали У8А в широком диапазоне изменения температур при импульсном двухполярном несимметричном намагничивании в разомкнутой магнитной цепи невозможен. Для решения этой задачи требуется поиск принципиально новых информативных параметров или их сочетаний.

Список использованных источников

1. Морозова, В.М. Магнитные и электрические свойства закаленных и отпущенных углеродистых сталей / В.М. Морозова, М.Н. Михеев // Тр. Ин-та физики металлов. – М.: Изд. Акад. наук СССР, 1965. – Вып. 24. – С. 26–35.
2. Короткевич, З.М. Информативные параметры для магнитного контроля качества закалки инструментальной углеродистой стали У8А / З.М. Короткевич // Неразрушающий контроль и диагностика. – 2012. – № 2. – С. 17–28.
3. Бурак, В.А. Информативные параметры для магнитного контроля качества отпуска инструментальной углеродистой стали У8А / В.А. Бурак, З.М. Короткевич // Неразрушающий контроль и диагностика. – 2013. – № 4. – С. 31–41.
4. Влияние температур закалки и отпуска на структуру и магнитные свойства инструментальных углеродистых сталей / В.Ф. Матюк [и др.] // Неразрушающий контроль и диагностика. – 2012. – № 1. – С. 25–49.
5. Матюк, В.Ф. Измерение магнитных характеристик магнитомягких материалов и изделий при квазистатическом перемагничивании / В.Ф. Матюк, А.А. Осипов // Неразрушающий контроль и диагностика. – 2011. – № 4. – С. 3–34.
6. Матюк, В.Ф. Приборы магнитной структуроскопии на основе локального двухполярного импульсного намагничивания / В.Ф. Матюк // Неразрушающий контроль и диагностика. – 2012. – № 4. – С. 20–45.
7. Прибор для измерения магнитной индукции ферромагнитных стержней в процессе импульсного намагничивания-перемагничивания / З.М. Короткевич [и др.] // Приборостроение-2013: материалы 6-й Междунар. науч.-техн. конф., Минск, 20–22 нояб. 2013 г. / редкол.: О.К. Гусев (предс.) [и др.]. – Минск: БНТУ, 2013. – С. 70–72.
8. Лахтин, Ю.М. Материаловедение / Ю.М. Лахтин, В.П. Леонтьева. – М.: Машиностроение, 1980. – 493 с.
9. Геллер, Ю.А. Инструментальные стали / Ю.А. Геллер. – М.: Металлургия, 1968. – 568 с.
10. Матюк, В.Ф. Установка УИМХ для измерения магнитных характеристик магнитомягких материалов и изделий / В.Ф. Матюк, А.А. Осипов // Дефектоскопия. – 2007. – № 3. – С. 12–25.

References

1. Morozova V. M., Miheev M. N. Magnetic and electrical properties of hardened and tempered carbon steels. *Trudy Instituta fiziki metallov* [Proceedings of Institute of Metal Physics], 1965, iss. 24, pp. 26–35 (in Russian).
2. Korotkevich Z. M. Informative parameters for magnetic tool carbon steel U8A hardening quality testing. *Nerazrushaiushchii kontrol' i diagnostika* [Nondestructive Testing and Diagnostics], 2012, no. 2, pp. 17–28 (in Russian).
3. Burak V. A., Korotkevich Z. M. Informative parameters for magnetic tool carbon steel U8A tempering quality testing. *Nerazrushaiushchii kontrol' i diagnostika* [Nondestructive Testing and Diagnostics], 2013, no. 4, pp. 31–41 (in Russian).
4. Matyuk V. F., Burak V. A., Korotkevich Z. M., Osipov A. A. The effect of hardening and tempering temperatures on the structure and magnetic properties of tool carbon steels. *Nerazrushaiushchii kontrol' i diagnostika* [Nondestructive Testing and Diagnostics], 2012, no. 1, pp. 25–49 (in Russian).
5. Matyuk V. F., Osipov A. A. Measurement of magnetic characteristics of soft magnetic materials and products in quasi-static reversal magnetization. *Nerazrushaiushchii kontrol' i diagnostika* [Nondestructive Testing and Diagnostics], 2011, no. 4, pp. 3–34 (in Russian).
6. Matyuk V. F. Magnetic structuroscopy instruments based on local bipolar pulsed magnetization. *Nerazrushaiushchii kontrol' i diagnostika* [Nondestructive Testing and Diagnostics], 2012, no. 4, pp. 20–45 (in Russian).
7. Korotkevich Z. M., Matyuk V. F., Tsukerman V. L., Osipov A. A. An instrument for measuring the magnetic induction of ferromagnetic rods during the pulsed magnetization-magnetic reversal process. *PriBORostroenie-2013. Materialy 6-i Mezhdunarodnoi nauchno-tehnicheskoi konferentsii* [Instrument Making'2013: Proc. of the 6th International Scientific and Technical Conference]. Minsk, Belarusian National Technical University, 2013, pp. 70–72 (in Russian).
8. Lahtin U. M., Leont'eva V. P. *Materials Science*. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1980. 493 p. (in Russian).
9. Geller U. A. *Tool Steels*. Moscow, Metallurgiya Publ., 1968. 568 p. (in Russian).
10. Matyuk V. F., Osipov A. A. Installation UIMH for measuring the magnetic characteristics of soft magnetic materials and products. *Russian Journal of Nondestructive Testing*, 2007, no. 3, pp. 143–153. <https://doi.org/10.1134/s1061830907030035>

Информация об авторах

Короткевич Зоя Марковна – научный сотрудник, Институт прикладной физики Национальной академии наук Беларуси (ул. Академическая 16, 220072, Минск, Республика Беларусь). E-mail: kzm@iaph.bas-net.by

Бурак Вероника Анатольевна – кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник, Институт прикладной физики Национальной академии наук Беларуси (ул. Академическая 16, 220072, Минск, Республика Беларусь). E-mail: veronika.burak@gmail.com

Information about the authors

Zoya M. Korotkevich – Researcher, Institute of Applied Physics of the National Academy of Sciences of Belarus (16, Akademicheskaya Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: kzm@iaph.bas-net.by

Veronika A. Burak – Ph. D. (Engineering), Leading Researcher, Institute of Applied Physics of the National Academy of Sciences of Belarus (16, Akademicheskaya Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: veronika.burak@gmail.com

А. Т. Волочко, Г. В. Марков, Н. Ю. Мельник

Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь

ЛИТЫЕ КАТОДЫ И МИШЕНИ СИСТЕМЫ Al–Cr–Nb–Si ДЛЯ НАНЕСЕНИЯ УПРОЧНЯЮЩИХ НИТРИДНЫХ ПОКРЫТИЙ

Аннотация. Описан метод определения эвтектических составов трех- и четырехкомпонентных систем для получения катодов и мишеней методом литья. Проведен расчет эвтектических составов сплавов в тройных системах Al–Nb–Si, Cr–Nb–Si и четверной системы Al–Cr–Nb–Si. Методом литья в вакуумной индукционной печи получен катод состава, близкого к эвтектическому, а именно (68Al8Cr4Nb20Si) ат.%. Исследована микроструктура, элементный и фазовый состав материала катода. Температура плавления сплава была определена методом ДСК (дифференциальной сканирующей калориметрии) и составила 570 °С. Представлены результаты исследования упрочняющих нитридных покрытий Al–Cr–Nb–Si–N, полученных методом вакуумного катодно-дугового осаждения в атмосфере азота. В качестве катода использовался разработанный сплав. Установлена зависимость микротвердости покрытий от давления азота. С увеличением давления азота микротвердость покрытий увеличивалась от 15 ГПа при $P_{\text{азота}} = 1 \cdot 10^{-2}$ Па до 30 ГПа при $P_{\text{азота}} = 7 \cdot 10^{-2}$ Па, а затем снижалась до 20 ГПа. Исследован фазовый состав покрытий. Во всех образцах присутствуют фазы AlN, NbN, Si₃N₄. Коэффициент трения покрытий, полученных при давлении азота (1–50) · 10⁻² Па, стабилизировался на уровне 0,75–0,8. Литой катод (68Al8Cr4Nb20Si) ат.% может быть альтернативой для замены используемых в настоящее время порошковых и составных катодов.

Ключевые слова: катод, мишень, эвтектические составы сплавов, упрочняющее покрытие, микротвердость

Для цитирования: Волочко, А. Т. Литые катоды и мишени системы Al–Cr–Nb–Si для нанесения упрочняющих нитридных покрытий / А. Т. Волочко, Г. В. Марков, Н. Ю. Мельник // Вес. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2019. – Т. 64, № 4. – С. 406–412. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-406-412>

A. T. Volochko, G. V. Markov, N. Yu. Melnik

Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus

CAST CATHODES AND TARGETS OF Al–Cr–Nb–Si SYSTEM FOR DEPOSITION OF HARDENING NITRIDE COATINGS

Abstract. The article describes a method for determining eutectic compositions of 3- and 4-component systems for obtaining cathodes and targets by casting. The eutectic compositions of the alloys in the ternary systems Al–Nb–Si, Cr–Nb–Si and the 4-component system Al–Cr–Nb–Si are calculated. The cathode of the eutectic composition (68Al8Cr4Nb20Si) at.% was obtained by casting in a vacuum-induction furnace. The microstructure of the cathode material is investigated. Phase and elemental analysis are performed. The melting point of the alloy is determined by DSC (differential scanning calorimetry) and is 570 °C. The results of the research of hardening nitride coatings obtained by vacuum arc deposition in a nitrogen atmosphere are presented. The developed alloy of the Al–Cr–Nb–Si system of eutectic composition, namely (68Al8Cr4Nb20Si) at.% is used as a cathode. The dependence of the microhardness of the coatings on the pressure of nitrogen is determined. The microhardness of the coatings obtained at nitrogen pressure of $7 \cdot 10^{-2}$ Pa reached 30 GPa. The phase composition of the coatings is investigated. All samples contain AlN, NbN, Si₃N₄ phases. The coefficient of friction of these coatings is 0.75–0.8. Cast cathode (68Al8Cr4Nb20Si) at.% can be an alternative to replace the currently used powder and composite cathodes.

Keywords: cathode, target, eutectic compositions of alloys, hardening coating, microhardness

For citation: Volochko A. T., Markov G. V., Melnik N. Yu. Cast cathodes and targets of Al–Cr–Nb–Si system for deposition of hardening nitride coatings. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 406–412 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-406-412>

Введение. Наиболее эффективным способом повышения рабочего ресурса металлообрабатывающего инструмента является нанесение упрочняющих покрытий на рабочие поверхности. Основными требованиями к данным покрытиям являются: высокая твердость не ниже 30–

40 ГПа, теплостойкость, низкий коэффициент трения и высокая износостойкость. В настоящее время наиболее перспективными являются покрытия систем Ti–Al–Si–N, Cr–Al–Si–N, Zr–Al–Si–N. Введение кремния в состав покрытия приводит к формированию нового типа тонкопленочных материалов – композиционных нанокристаллических и аморфных покрытий. В них кристаллиты размерами 5–10 нм находятся в матрице аморфного нитрида кремния, которая является тонкой межзеренной прослойкой, разделяющей кристаллиты [1]. Ее наличие существенно изменяет механические свойства покрытий.

Катоды и мишени данных систем получают в основном прессованием из порошков либо изготовлением составных катодов и мишеней. Литые катоды имеют ряд преимуществ, среди которых отсутствие примесей, однородное распределение компонентов, высокая плотность, равномерный расход материала при осаждении. Однако катодные материалы данных систем хрупкие и имеют плохие литейные свойства. Данная проблема может быть решена введением в систему дополнительных элементов, таких как ниобий, ванадий, вольфрам и др., и путем расчета составов близких к эвтектическим, которые характеризуются самыми низкими температурами плавления в системе и одновременной кристаллизацией входящих в эвтектику фаз.

Во многих работах отмечено, что ведение тугоплавких металлов в состав улучшает стабильность свойств покрытия. Так, в [2] установлено, что введение Nb до 10 ат.% в состав покрытия системы Cr–N способствует получению более плотной структуры, а также повышению коррозионной стойкости.

Таким образом, покрытия Al–Cr–Nb–Si–N являются перспективными для исследования, а следовательно, существует необходимость в разработке сплавов системы Al–Cr–Nb–Si для литых катодов и мишеней. Основная задача заключалась в разработке составов системы Al–Cr–Nb–Si, которые можно получить методами литья и которые в покрытии обеспечивают твердость 30–40 ГПа и более.

Методы получения и исследования. Образцы катодов для вакуумно-дуговой установки были получены методом литья. Плавка шихты проводилась в вакуумной индукционной печи в атмосфере инертного газа (аргона) в графито-шамотном тигле. Заливку расплава осуществляли в форму из холоднотвердеющей смеси (ХТС) в вакуумной камере в среде аргона. Далее отливка подвергалась механической обработке до необходимых размеров катода.

Для нанесения покрытия применяли метод вакуумного катодно-дугового осаждения в атмосфере азота на установке ВУ-1Б. В качестве подложки были использованы полированные пластины из нержавеющей стали 12Х18Н10Т размером 40×20 мм и толщиной 4 мм. Вначале пластины подвергались очистке последовательно в ацетоне, в воде с моющим средством в течение 5 мин, затем протирались тканью. Для удаления поверхностного слоя, который содержит загрязнения, проводили ионную очистку при напряжении 800 В в течение 1–2 мин. Покрытия толщиной 2,5–3,0 мкм осаждались на пластины при следующих режимах: давление реакционного газа (N₂) изменяли в пределах (1–50)·10⁻² Па; ток дуги 80 А; напряжение на подложке 80–100 В; расстояние от катода до подложки 200 мм, подложка не вращалась.

Элементный состав материала катода и полученных покрытий контролировался с помощью сканирующего электронного микроскопа Tescan Mira 3LMH, анализатора Oxford Instruments. Рентгенофазовый анализ материала катода и покрытий осуществляли на диффрактометре ДРОН-4 с излучением CuK_α.

Твердость покрытий Al–Cr–Nb–Si–N измерялась на автоматическом микротвердомере AFFRI DM8 Auto с использованием индентора Виккерса при нагрузке 0,25 Н на индентор.

Коэффициент трения покрытий исследовали на трибологическом стенде, работающем по схеме «палец–диск». В качестве контртела использовали шарик диаметром 5,5 мм из стали ШХ15. Нагрузка на контртело составляла 1 Н, частота вращения – 80 об/мин, радиус дорожки трения – 7 мм. Трибологические испытания проводили в течение 40 мин.

Результаты исследования. Существуют различные методы определения эвтектических составов многокомпонентных сплавов, однако в [3] предложен наиболее подходящий метод расчета температур и концентраций элементов в различных двух- и многокомпонентных системах. Исходными данными предложенной методики расчета являются температуры плавления входящих в эвтектику компонентов (T_1 и T_2), которыми могут быть чистые элементы, химические

соединения или твердые растворы предельной растворимости. Эвтектическую температуру каждой пары определяют по формуле

$$T_{\text{эвт}} = K_{\text{эт}} (T_1 + T_2),$$

где $K_{\text{эт}}$ – коэффициент эвтектической температуры.

Расчет эвтектической температуры между эвтектиками или с включением в расчет оставшихся непарных компонентов проводят с уточненными значениями коэффициента $K_{\text{эт}}$.

Для расчета коэффициента эвтектической температуры для сочетания переходных металлов с неметаллами или с промежуточными элементами предлагают формулу

$$K_{\text{эт}} = 0,497 \exp(-0,2657X).$$

Расчет масштабного температурного параметра X , используемого при определении коэффициента эвтектической температуры $K_{\text{эт}}$, проводят согласно выражению

$$X = (T_1 - T_2)/(T_1 + T_2)^{0,74}.$$

Расчет эвтектической концентрации осуществлялся по известным температурам плавления компонентов (T_1 и T_2) и вычисленным значениям эвтектической температуры (в мас.%) по формулам:

$$C_{T1\text{эвт}} = [(T_2 - T_{\text{эвт}})/(T_1 + T_2 - 2T_{\text{эвт}})] \times 100 \%,$$

$$C_{T2\text{эвт}} = [(T_1 - T_{\text{эвт}})/(T_1 + T_2 - 2T_{\text{эвт}})] \times 100 \%.$$

Используя данный метод, нами были рассчитаны эвтектические составы в тройных системах Al–Nb–Si, Cr–Nb–Si и эвтектический состав четверной системы Al–Cr–Nb–Si.

Четверную систему Al–Cr–Nb–Si можно представить в виде тетраэдра, в углах которого находятся чистые компоненты. По данному методу расчета четверная эвтектика лежит на линии внутри тетраэдра, которая соединяет точки тройных эвтектик. Так, найдя по формулам состав четверной эвтектики, можно частично смещаться по этой линии в сторону большего содержания определенного компонента. Таким образом, допустимо получить близкий к эвтектическому состав, обеспечивающий в покрытии необходимое соотношение основных элементов и, соответственно, необходимые свойства. Результаты расчетов представлены в таблице, схема расположения двойных и тройных эвтектических точек – на рис. 1.

Результаты расчета эвтектических составов системы Al–Cr–Nb–Si
The calculation results of the eutectic compositions of the Al–Cr–Nb–Si system

Эвтектика		Содержание элементов, ат.%			
		Al	Cr	Nb	Si
E_2	$(Cr_3Si + Cr_3Si_3)_{\text{эвт}} - ((Cr) + Cr_2Nb)_{\text{эвт}}$	–	79,2	7,4	13,4
E_4	$(AlNb_2 + Al_3Nb)_{\text{эвт}} - ((Al) + (Si))_{\text{эвт}} - (NbSi_2 + (Si))_{\text{эвт}}$	75,3	–	3,3	21,4
E_{IV}	$E_2 - E_4$	68	8	4	20

Расчетное значение состава тройной эвтектической точки E_2 системы Cr–Nb–Si подтверждается экспериментальными данными, которые описаны в [4].

Для подтверждения, что сплав (68Al8Cr4Nb20Si) ат.% является эвтектическим, был проведен его термический анализ и исследована микроструктура.

Микроструктура материала катода представлена на рис. 2, *a*. Она отличается высокой дисперсностью, что характерно для эвтектических составов. Одновременное образование нескольких кристаллических фаз в ходе кристаллизации эвтектики обуславливает их совместный рост, то есть образуются разветвленные взаимно вложенные дендриты эвтектических фаз, которые в сечении выглядят как мелкодисперсная смесь. На основании рентгенофазового анализа в материале катода были выявлены фазы Al, Si, Al_3Nb , Cr_3Si . На рис. 2, *b* приведены кривые нагрева и охлаждения, полученные методом дифференциальной сканирующей калориметрии (ДСК). По характеру аномалий на кривых ДСК можно судить о наличии фазовых переходов первого рода, связанных с выде-

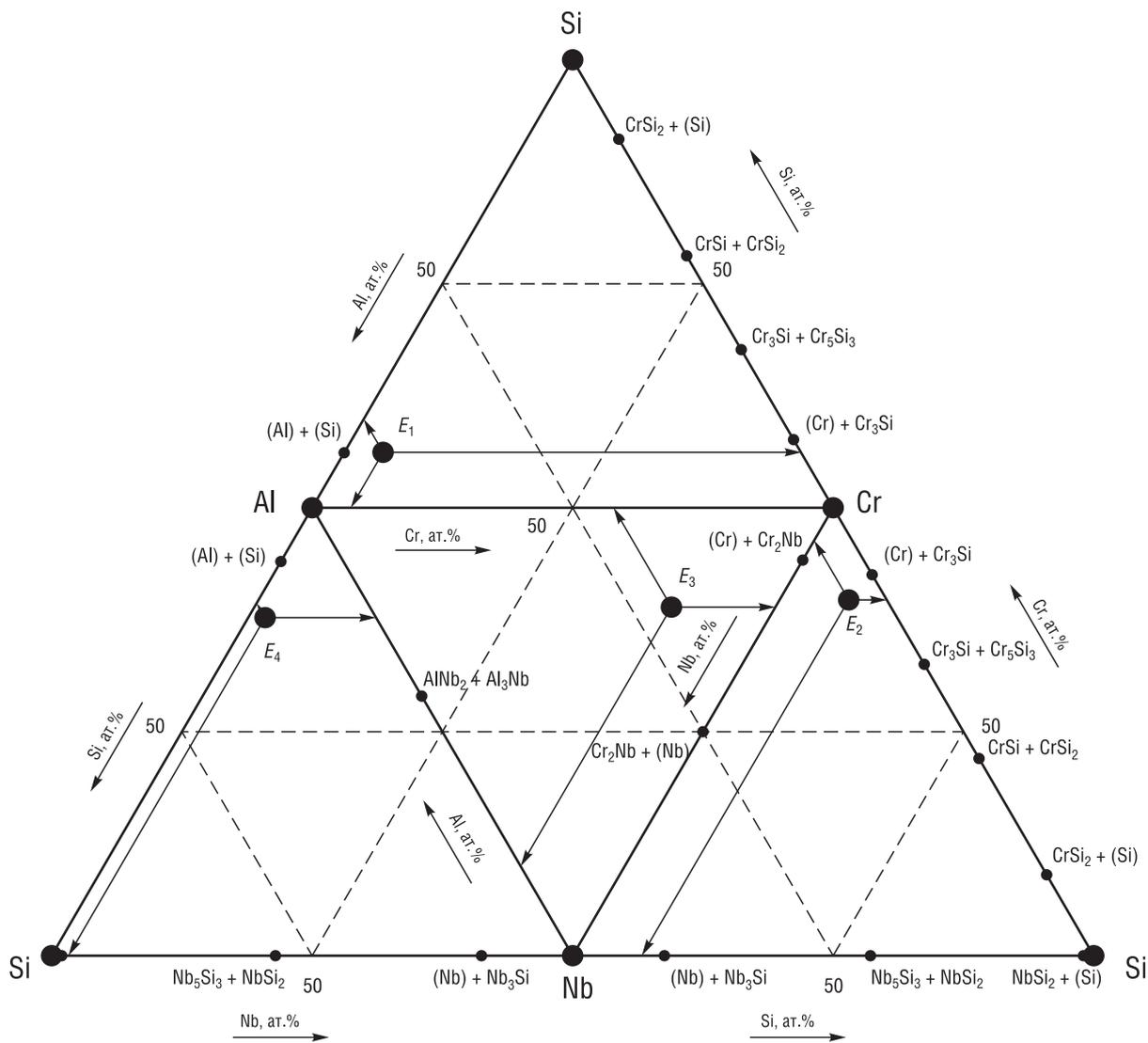


Рис. 1. Расположение тройных эвтектических точек в системе Al–Cr–Nb–Si
 Fig. 1. The location of ternary eutectic points in the Al–Cr–Nb–Si system

лением или поглощением теплоты, а также о температуре фазового перехода. В данном случае при нагреве наблюдается одна эндотермическая аномалия, которая соответствует плавлению сплава. Температура плавления сплава (68Al18Cr4Nb20Si) ат.% составляет 570 °С.

Следует отметить, что полученный сплав отличается хорошими литейными свойствами, обладает хорошей обрабатываемостью при доведении отливки до необходимых размеров катода.

В ходе дальнейшей работы были получены шесть образцов покрытий методом катодно-дугового осаждения в атмосфере азота при использовании разработанного катода системы Al–Cr–Nb–Si. Проведены исследования зависимости микротвердости покрытия от давления азота, результаты которых представлены на рис. 3.

Из полученной зависимости видно, что с увеличением давления азота микротвердость покрытий возрастала от 15 ГПа при $P_{\text{азота}} = 1 \cdot 10^{-2}$ Па до 30 ГПа при $P_{\text{азота}} = 7 \cdot 10^{-2}$ Па, а затем снижалась до 20 ГПа. Это в свою очередь подтверждает возможность получения сверхтвердых покрытий системы Al–Cr–Nb–Si–N, управляя технологическими факторами в процессе осаждения покрытия. Также следует отметить, что для полученных покрытий характерна хорошая адгезия, порядка 40 Н.

Снижение твердости зачастую связывают с потерей энергии ионов Al, Cr и Nb при множественных столкновениях с молекулами азота, что снижает вероятность образования нитридов и приводит к «замуровыванию» избыточного азота в структуре.

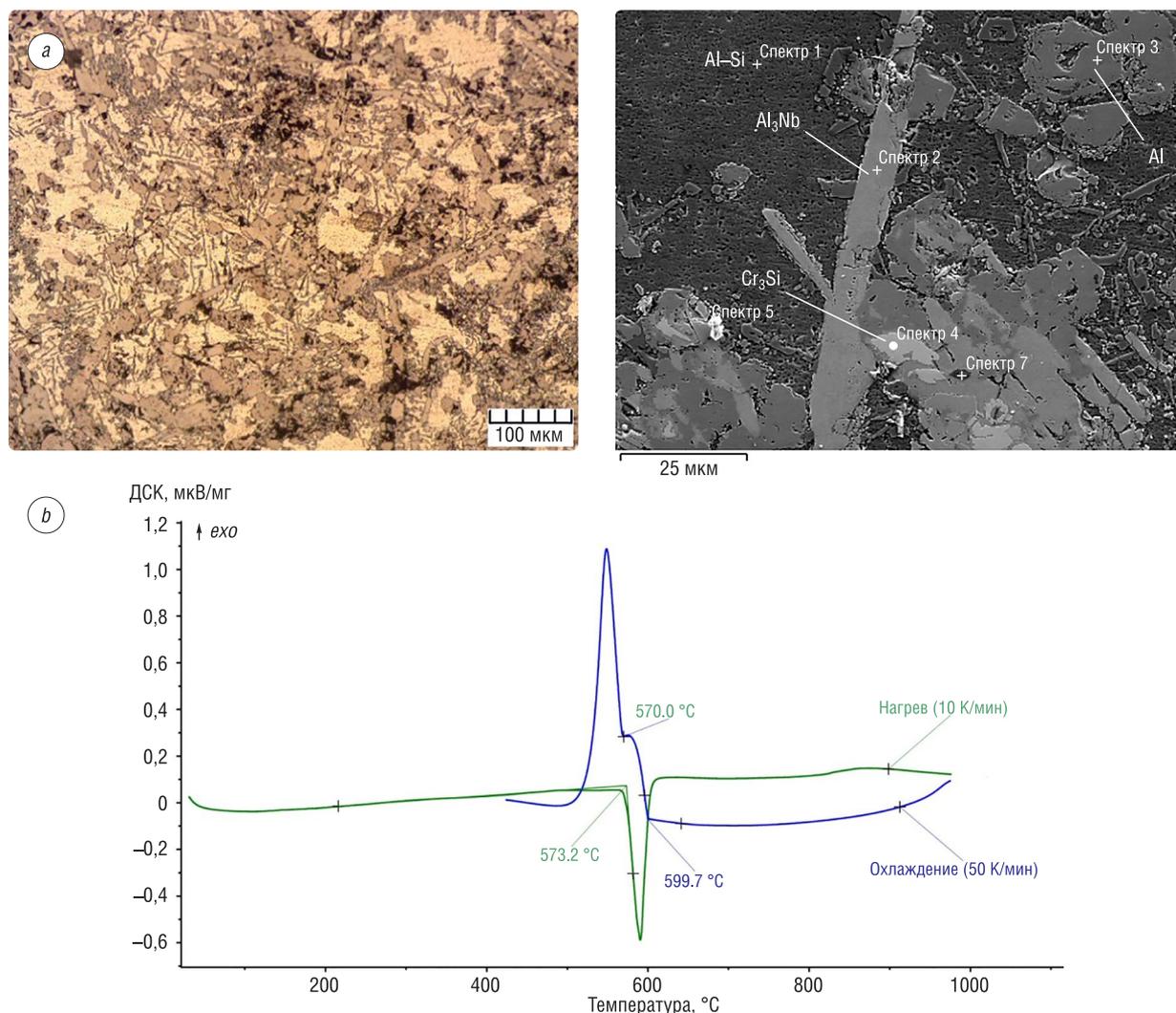


Рис. 2. Микроструктура (a), и кривые ДСК нагрева и охлаждения (b) сплава (68Al8Cr4Nb20Si) ат.%.
 Fig. 2. The microstructure (a) and DSC curves of heating and cooling (b) of (68Al8Cr4Nb20Si) at.% alloy

На рис. 4 представлены результаты трибологических испытаний покрытий Al–Cr–Nb–Si–N, полученных при разных значениях давления азота от $7 \cdot 10^{-2}$ Па до $50 \cdot 10^{-2}$ Па. Видно, что после периода приработки контактирующих поверхностей в течение 5–8 мин коэффициент трения покрытий стабилизируется на уровне 0,75–0,8.

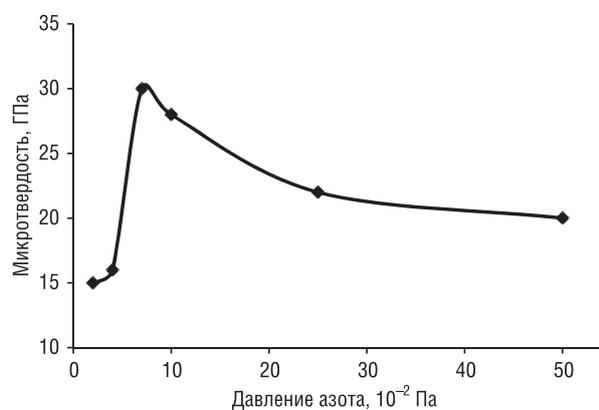


Рис. 3. Зависимость микротвердости покрытия Al–Cr–Nb–Si–N от давления азота
 Fig. 3. Dependence of microhardness of the Al–Cr–Nb–Si–N coatings on nitrogen pressure

Также нами был проведен рентгенофазовый анализ образцов покрытий. На рис. 5 представлены дифрактограммы покрытий Al–Cr–Nb–Si–N, полученных при разных значениях давления азота от $7 \cdot 10^{-2}$ Па до $50 \cdot 10^{-2}$ Па.

Во всех образцах присутствуют фазы AlN, NbN, Si₃N₄. На дифрактограммах, соответствующих образцам, которые получены при давлении азота $10 \cdot 10^{-2}$ Па и $25 \cdot 10^{-2}$ Па, наблюдаются низкие и широкие пики, характерные для плохо окристаллизованного и неоднородного по параметрам решетки материала, что могло стать одной из причин изменения микротвердости покрытия.

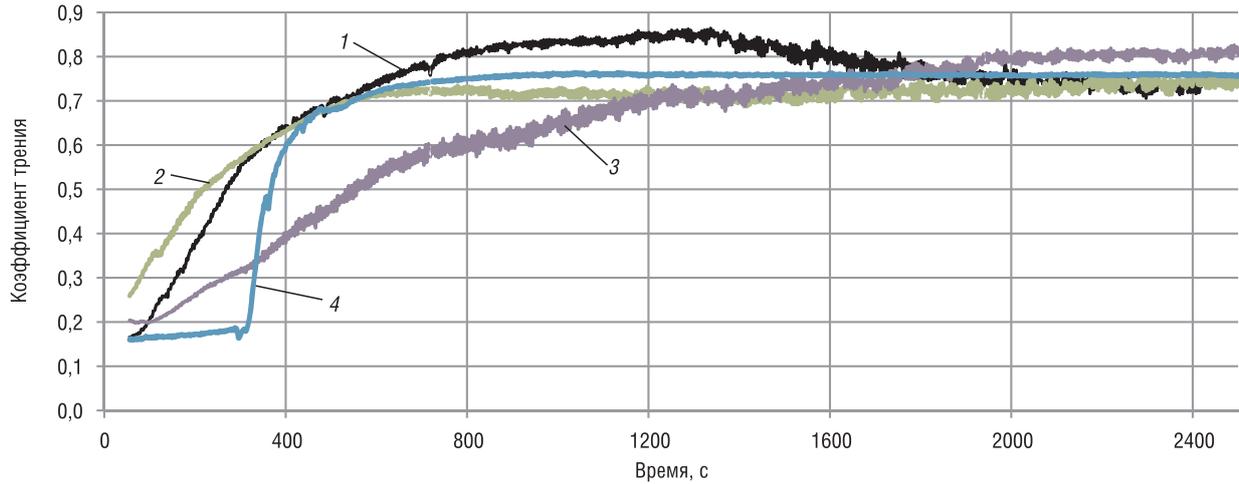


Рис. 4. Коэффициент трения покрытий Al–Cr–Nb–Si–N, полученных при разном давлении азота: 1 – $7 \cdot 10^{-2}$ Па, 2 – $10 \cdot 10^{-2}$ Па, 3 – $25 \cdot 10^{-2}$ Па, 4 – $50 \cdot 10^{-2}$ Па

Fig. 4. The coefficient of friction of the Al–Cr–Nb–Si–N coatings, obtained at different nitrogen pressures: 1 – $7 \cdot 10^{-2}$ Pa, 2 – $10 \cdot 10^{-2}$ Pa, 3 – $25 \cdot 10^{-2}$ Pa, 4 – $50 \cdot 10^{-2}$ Pa

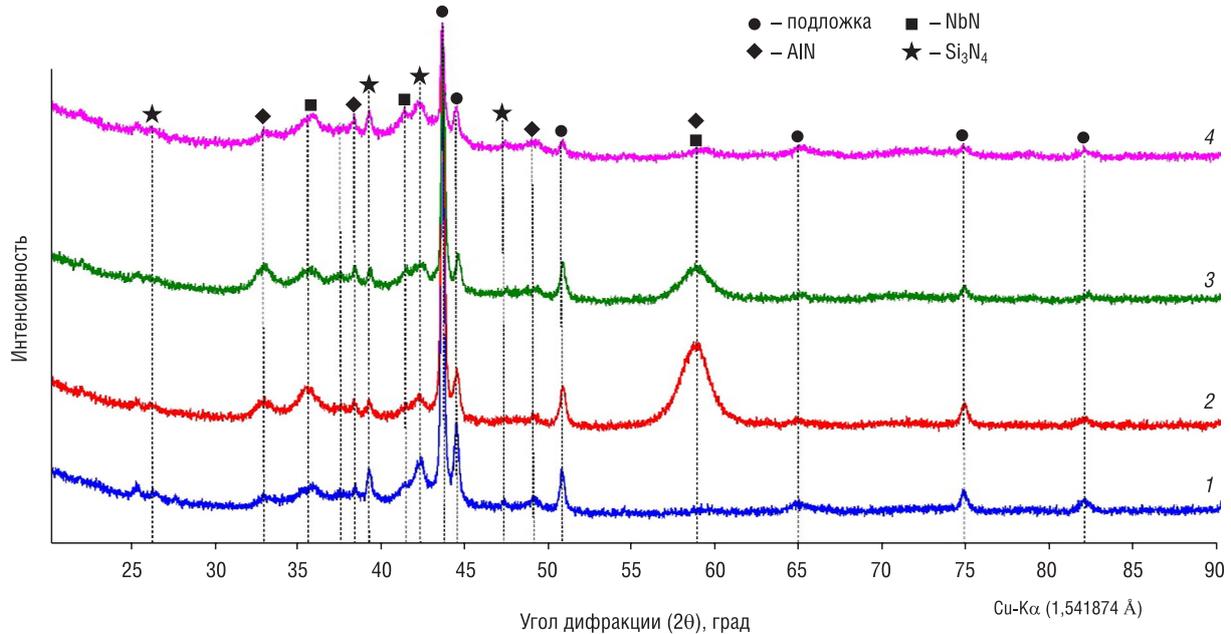


Рис. 5. Дифрактограммы покрытий Al–Cr–Nb–Si–N полученных при разных значениях давления азота: 1 – $7 \cdot 10^{-2}$ Па, 2 – $10 \cdot 10^{-2}$ Па, 3 – $25 \cdot 10^{-2}$ Па, 4 – $50 \cdot 10^{-2}$ Па

Fig. 5. XRD diffraction patterns of Al–Cr–Nb–Si–N coatings obtained at different nitrogen pressures: 1 – $7 \cdot 10^{-2}$ Pa, 2 – $10 \cdot 10^{-2}$ Pa, 3 – $25 \cdot 10^{-2}$ Pa, 4 – $50 \cdot 10^{-2}$ Pa

Заключение. Показана возможность получения литых катодов и мишеней из многокомпонентного сплава Al–Cr–Nb–Si составов, близких к эвтектическим и обеспечивающих в покрытии требуемые физико-механические свойства. Представлены результаты расчета эвтектического состава четверной системы Al–Cr–Nb–Si, на основании которых был изготовлен литой катод (68Al8Cr4Nb20Si) ат.%. Установлена зависимость микротвердости покрытий, полученных при использовании данного катода, от давления азота. С увеличением давления азота твердость покрытий увеличивалась от 15 ГПа при $P_{\text{азота}} = 1 \cdot 10^{-2}$ Па до 30 ГПа при $P_{\text{азота}} = 7 \cdot 10^{-2}$ Па, а затем снижалась до 20 ГПа. Коэффициент трения покрытий стабилизировался на уровне 0,75–0,8.

Таким образом, литой катод (68Al8Cr4Nb20Si) ат.% может быть альтернативой для замены используемых в настоящее время порошковых и составных катодов.

Список использованных источников

1. Different approaches to superhard coatings and nanocomposites / S. Veprek [et al.] // *Thin Solid Films*. – 2005. – Vol. 476, iss. 1. – P. 1–29. <https://doi.org/10.1016/j.tsf.2004.10.053>
2. Effect of Nb content on the microstructure and corrosion resistance of the sputtered Cr–Nb–N coatings / Desheng Wang [et al.] // *J. Alloys Compd.* – 2018. – Vol. 740. – P. 510–518. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2018.01.034>
3. Крукович, М. Г. Расчет эвтектических концентраций и температуры в двух- и многокомпонентных системах / М. Г. Крукович // *Материаловедение и термическая обработка металлов*. – 2005. – № 10. – С. 9–17.
4. Experimental study of the solid-liquid phase equilibria at the Si-rich region of the Cr–Nb–Si system / Y. Graz [et al.] // *CALPHAD*. – 2017. – Vol. 56. – P. 154–159. <https://doi.org/10.1016/j.calphad.2016.10.005>

References

1. Veprek S., Veprek-Heijman M. G. J., Karvankova P., Prochazka J. Different approaches to superhard coatings and nanocomposites. *Thin Solid Films*, 2005, vol. 476, iss. 1, pp. 1–29. <https://doi.org/10.1016/j.tsf.2004.10.053>
2. Desheng Wang, Yanlong Fu, Ming Hu, Dong Jiang, Xiaoming Gao, Qinqin Wang, Jun Yang, Jiayi Sun, Lijun Weng. Effect of Nb content on the microstructure and corrosion resistance of the sputtered Cr–Nb–N coatings. *Journal of Alloys and Compounds*, 2018, vol. 740, pp. 510–518. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2018.01.034>
3. Krukovich M. G. Calculation of eutectic concentrations and temperatures in two- and multicomponent systems. *Materialovedenie i termicheskaya obrabotka metallov* [Materials Science and Heat Treatment of Metals], 2005, no. 10, pp. 9–17 (in Russian).
4. Graz Y., David N., Fiorani J. M., Mathieu S., Mathieu S., Coelho G. C., Vilasi M. Experimental study of the solid-liquid phase equilibria at the Si-rich region of the Cr–Nb–Si system. *CALPHAD*, 2017, vol. 56, pp. 154–159. <https://doi.org/10.1016/j.calphad.2016.10.005>

Информация об авторах

Волочко Александр Тихонович – доктор технических наук, профессор, начальник отдела, Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси (ул. Академика Купревича, 10, 220141, Минск, Республика Беларусь). E-mail: volochkoat@mail.ru

Марков Геннадий Васильевич – кандидат технических наук, главный научный сотрудник, Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси (ул. Академика Купревича, 10, 220141, Минск, Республика Беларусь).

Мельник Наталья Юрьевна – научный сотрудник, Физико-технический институт НАН Беларуси (ул. Академика Купревича, 10, 220141, Минск, Республика Беларусь). E-mail: bukato_n@tut.by

Information about the authors

Alexander T. Volochko – D. Sc. (Engineering), Professor, Department Head, Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus (10, Academician Kuprevich Str., 220141, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: volochkoat@mail.ru

Gennady V. Markov – Ph. D. (Engineering), Senior Researcher, Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus (10, Academician Kuprevich Str., 220141, Minsk, Republic of Belarus).

Natalia Yu. Melnik – Researcher, Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus (10, Academician Kuprevich Str., 220141, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: bukato_n@tut.by

С. М. Азаров

Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь

ВЛИЯНИЕ МОДИФИЦИРУЮЩИХ ПОКРЫТИЙ НА ДИЭЛЕКТРИЧЕСКУЮ ПРОНИЦАЕМОСТЬ КЕРАМИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ С КОМПОЗИЦИОННЫМИ ПОКРЫТИЯМИ

Аннотация. Представлены результаты исследования особенностей модифицирования алюмосиликатной керамики суспензией фторопласта, алюмофосфатного связующего (АФС), неводных композиций компонентов полиуретана. Образцы алюмосиликатной керамики для исследований получали технологическими приемами, включающими операции подготовки шихты, прессование образцов, предварительный отжиг и спекание при температуре 1200–1350 °С. В качестве исходных компонентов были выбраны полидисперсные порошки алюмосиликатов, полученные измельчением отходов фарфорового производства (фарфоровой посуды, ГОСТ 28 390-89), легкоплавкое глинистое сырье. Модифицирование поверхности алюмосиликатных материалов проводили путем импрегнации водных композиций на основе суспензии фторопласта и АФС, неводных композиций компонентов полиуретана, используемых при получении пенополиуретана и 5%-ного раствора полиэтилгидросилоксана в толуоле с формированием на поверхности керамических материалов композиционных покрытий. Показано, что нанесение пленочных органических покрытий (на основе полиуретана, алюмофосфатного связующего и суспензии фторопласта-4Д, полиэтилгидросилоксана) приводит к формированию многослойного диэлектрического материала, в котором присутствуют поверхности раздела, отделяющие области с различными диэлектрическими свойствами. При наличии внешнего электрического поля создаются условия для миграционной поляризации между кристаллической фазой основы и аморфной фазой покрытия, обусловленной перераспределением свободных зарядов в объеме композита. Причем химическое взаимодействие АФС с керамикой приводит к сглаживанию рельефа поверхности алюмосиликатной основы и зарастанию глубоких пор. Композит «алюмосиликат – покрытие АФС-фторопласт» отличается от остальных материалов прежде всего тем, что алюмофосфатное связующее покрытия химически реагирует с керамической основой. Ионы примеси, внесенные при нанесении покрытия, его композиционная структура, а также гетерогенность границы раздела определяет выраженную частотную зависимость ϵ и $\text{tg}\delta$, а также большие диэлектрические потери композита в сравнении с исходным алюмосиликатным материалом.

Ключевые слова: алюмосиликатная керамика, суспензия фторопласта, алюмофосфатное связующее (АФС), неводные композиции компонентов полиуретана, структура покрытия

Для цитирования: Азаров, С. М. Влияние модифицирующих покрытий на диэлектрическую проницаемость керамических материалов с композиционными покрытиями / С. М. Азаров // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2019. – Т. 64, № 4. – С. 413–418. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-413-418>

S. M. Azarau

Belarusian National Technical University, Minsk, Belarus

INFLUENCE OF MODIFYING COATINGS ON DIELECTRIC PERMITTIVITY OF CERAMIC MATERIALS WITH COMPOSITE COATINGS

Abstract. The results of research of features of modification of aluminosilicate ceramics by suspension of fluoroplastic, aluminophosphate binder (AFS), non-aqueous compositions of polyurethane components, are presented. Samples of aluminosilicate ceramics for research were obtained by technological methods, including batch preparation operations, sample pressing, pre-annealing and sintering at a temperature of 1200–1350 °C. Polydisperse powders of aluminosilicates obtained by grinding waste of porcelain production (porcelain ware, GOST 28 390-89); low-melting clay raw materials were selected as initial components. Modification of surface of aluminosilicate materials was carried out by impregnation of aqueous compositions based on a suspension of fluoroplastic and aluminophosphate binder (AFS), non-aqueous compositions of polyurethane components used in the preparation of polyurethane foam and 5 % solution of polyethylene hydrosiloxane in toluene with the formation of composite coatings on the surface of ceramic materials. It is shown that the application of organic film coatings (based on polyurethane, aluminophosphate binder and a suspension of fluoroplastic-4D, polyethylene hydrosiloxane) leads to formation of a multilayer dielectric material in which there are interface surfaces separating areas with different dielectric

properties. In the presence of an external electric field, conditions are created for migration polarization between the crystalline phase of the substrate and the amorphous phase of the coating, due to the redistribution of free charges in the volume of the composite. Moreover, the chemical interaction of AFS with ceramics leads to the smoothing of the surface relief of the aluminosilicate base and the overgrowth of deep pores. Composite “aluminosilicate – AFS-fluoroplastic coating” differs from other materials, primarily in that aluminophosphate binder coating chemically reacts with the ceramic base. The impurity ions introduced during coating application, its composite structure, as well as the heterogeneity of the interface determine the pronounced frequency dependence ε and $\operatorname{tg}\delta$, as well as large dielectric losses of the composite in comparison with the original aluminosilicate material.

Keywords: aluminosilicate ceramics, fluoroplastic suspension, aluminophosphate binder, non-aqueous compositions of the components of the polyurethane, coating structure

For citation: Azarau S.M. Influence of modifying coatings on dielectric permittivity of ceramic materials with composite coatings. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 413–418 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-413-418>

Введение. В настоящее время для изготовления электроизоляционных материалов используются в основном достаточно дорогие импортные порошки каолина с размером частиц менее 10 мкм [1]. В Республике Беларусь разработана технология получения керамических материалов из полидисперсных порошков алюмосиликатов с размером частиц менее 160 мкм, которые являются дешевым минеральным сырьем собственного производства [2]. Однако наличие различного рода дефектов и пор в структуре этого сырья ограничивает применение разработанных материалов в качестве электроизоляторов. Поэтому актуальной задачей является модифицирование поверхности алюмосиликатных материалов из указанного минерального сырья для увеличения механической прочности, уменьшения влагопоглощения, создания условия отсутствия смачивания (эффекта гидрофобности поверхности) с сохранением или улучшением основных электрофизических характеристик.

Целью данной работы явилось изучение влияния модифицирующих покрытий на электрофизические свойства алюмосиликатных материалов из полидисперсных порошков с размером частиц менее 160 мкм.

В ходе исследования автором решались следующие задачи:

оценить влияние суспензии фторопласта, алюмофосфатного связующего (АФС), неводных композиций компонентов полиуретана на структурные характеристики алюмосиликатной керамики, характеризующейся наличием открытой пористости;

определить электрофизические свойства модифицированной алюмосиликатной керамики в сравнении с керамикой без модификации.

Материалы и методы исследований. Образцы алюмосиликатной керамики получали технологическими приемами, включающими операции подготовки шихты, прессование образцов и спекание при температуре 1200 °С. В качестве исходных компонентов были выбраны полидисперсные порошки алюмосиликатов, полученные измельчением отходов фарфорового производства (фарфоровой посуды, ГОСТ 28 390-89), и легкоплавкое глинистое сырье.

Для прессования приготавливались смеси порошка фарфорового боя (дисперсная фаза) со связкой в жидкообразном состоянии, пластификаторами и поверхностно-активным веществом (ПАВ) (дисперсионная среда).

Для изготовления экспериментальных образцов использовали системы с концентрацией твердой фазы 72 мас.%. Исследуемые составы представлены в табл. 1.

После спекания образцы сохраняли открытую пористость до 20 %.

Модифицирование поверхности алюмосиликатных материалов проводили окунанием экспериментальных образцов в растворы на основе водных композиций суспензии фторопласта и алюмофосфатного связующего (АФС), неводных композиций компонентов полиуретана, используемых при получении пенополиуретана, и 5%-ного раствора поли-

Т а б л и ц а 1. Составы шихты

T a b l e 1. Composition of the charge

Ингредиенты	Технологическое назначение	Содержание компонентов, мас.%
Фарфоровый бой	Дисперсная фаза	72
Связка (глинистое сырье) + пластификатор	Дисперсионная среда	27
Вода		1

этилгидросилоксана в толуоле (гидрофобизирующая кремнийорганическая жидкость, ГКЖ) с формированием на поверхности керамических материалов композиционных покрытий.

Композицию на основе суспензии фторопласта и алюмофосфатного связующего получали путем разбавления водой 60 % водной суспензии фторопласта-4Д и смешивания ее с предварительно полученным алюмофосфатным связующим.

Состав алюмофосфатного связующего (массовая доля, %):

H_3PO_4 ($D = 1,7$) 51,4;
 $Al(OH)_3$ 14,4;
 H_2O остальное.

Модифицирование алюмосиликатных образцов проводили путем их окунания в раствор композиции с выдержкой в течение 10 мин и последующей сушкой в течение 30 мин при комнатной температуре и при 435 ± 5 °С.

В основе получения композиции на основе полиуретана использовались два компонента: компонент А – полуфабрикатный лак, содержащий гидроксилсодержащий насыщенный полиэфир на основе адипиновой и фталевой кислот и диэтиленгликоля в виде 50%-ного раствора в циклогексане, и компонент Б – метилendifенилизотиоцианат. Компоненты смешивались перед применением при соотношении 1 : 1,3 в растворе смеси обезвоженных толуола и изопропилового спирта. Сначала покрытие наносилось на образцы методом окунания в течение 10 мин с последующей сушкой 30 мин при комнатной температуре и при 160 °С.

Затем после повторного нанесения покрытия методом окунания в течение 10 мин алюмосиликатов в ГКЖ образцы сушили 1 ч при комнатной температуре и при 180 °С. Нанесение покрытия на образцы и формирование композиционных покрытий повторяли во всех случаях дважды.

Водопоглощение определяли по ГОСТ 24 409-80.

Гидрофобность образцов оценивали путем нанесения капли воды на высушенную поверхность образца по углу смачивания. Сравнительную оценку прочности керамических материалов на сжатие ($\sigma_{сж}$) осуществляли по величине давления, разрушающего целостность образца в процессе испытания.

Для определения электрофизических свойств материалов использовали образцы алюмосиликатной керамики с композиционными покрытиями в форме таблеток диаметром ~18,5 мм и толщиной ~3,0 мм. Электрические контакты наносились серебряной пастой. Модуль импеданса Z и угол сдвига фаз φ измерялись при комнатной температуре в диапазоне частот $f = 20$ –1000 Гц на измерителях иммитанса E7-20 и Agilent E4980A. Амплитуда синусоидального напряжения на образце не превышала 1 В. Диэлектрическая проницаемость ϵ и тангенс угла диэлектрических потерь $\text{tg}\delta$ рассчитывались по параллельной эквивалентной схеме замещения [3].

Результаты и обсуждение. Свойства алюмосиликатных материалов с композиционными гидрофобными покрытиями, которые подвергались обработке при различных температурных режимах, представлены в табл. 2. Краевой угол смачивания измерялся после охлаждения образцов до комнатной температуры.

Известно [4–6], что АФС при пропитке пористого алюмосиликатного материала, с одной стороны, растворяет его поверхностный дефектный слой, а с другой – благодаря наличию химического сродства с материалом керамики образует при последующей обработке переходные

Т а б л и ц а 2. Свойства материалов с гидрофобными покрытиями

Table 2. Properties of materials with hydrophobic coatings

Покрытие	Водо-поглощение, %	Прочность на сжатие, МПа	Краевой угол смачивания после термообработки, град					
			при 200 °С	при 300 °С	при 350 °С	при 400 °С	при 500 °С	при 600 °С
Исходная керамика	2,3	45,2	*					
АФС-фторопласт	0	77,8	125	125	125	125	92	*
На основе полиуретана	0	46,4	110	110	92	*	*	*
На основе ГКЖ	0	47,3	115	105	95	*	*	*

*Поверхность гидрофильна.

структуры (вторичную фазу). Заполнение пор кристаллизующейся вторичной фазой не нарушает ранее сформированную структуру материала при согласованности коэффициентов термического расширения. При этом пропитка пористого алюмосиликатного материала АФС в 3–4 раза повышает прочность [7, 8].

Как следует из представленных результатов, покрытия на основе АФС с фторопластом ожидаемо наиболее термически устойчивы, так как не теряют своей гидрофобности до 500 °С. Взаимодействие АФС с алюмосиликатной керамикой приводит к сглаживанию рельефа поверхности алюмосиликатной основы и заравниванию глубоких пор (рис. 1).

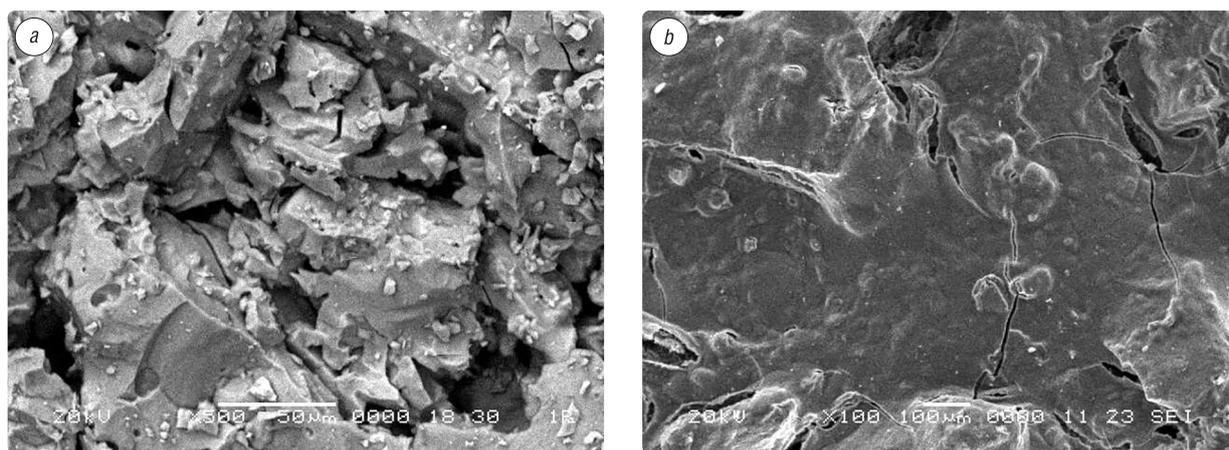


Рис. 1. Структура поверхности исходной алюмосиликатной керамики (a) и двухслойного покрытия АФС-фторопласт на ней (b)

Fig. 1. Surface structure of the original aluminosilicate ceramics (a) and two-layer coating aluminophore ligament-fluoroplast (b)

На рис. 2 представлены результаты исследований электрофизических свойств образцов алюмосиликатной керамики с композиционными покрытиями гидрофобной природы. Перед измерениями образцы подвергались сушке в вакуумном шкафу при температуре 50 °С и выдержкой 180 мин.

Видно, что композиционная структура покрытия на основе АФС, а также гетерогенность границы раздела (из-за реакционности процесса ее формирования) обуславливают наиболее выраженную частотную зависимость ϵ и $\operatorname{tg}\delta$, а также большие диэлектрические потери композита.

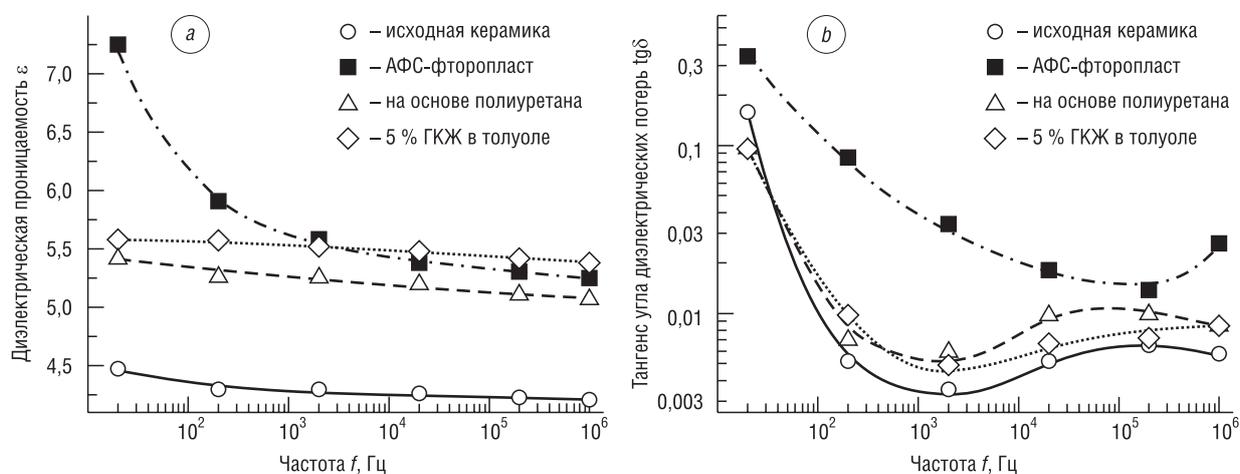


Рис. 2. Частотная зависимость: a – диэлектрической проницаемости, b – тангенса угла диэлектрических потерь керамических материалов с композиционными покрытиями

Fig. 2. Requency dependence: a – dielectric constant, b – dielectric loss tangent of ceramic materials with composite coatings

Из представленных результатов видно, что частотные зависимости диэлектрических свойств материалов имеют немонотонный характер. При этом наблюдается уменьшение относительной диэлектрической проницаемости ϵ с увеличением частоты переменного тока.

Как следует из рис. 2, *b*, исследуемые материалы характеризуются большим диапазоном временных периодов релаксации. При наложении внешнего электрического поля слабосвязанные ионы могут переходить из одной потенциальной ямы в другую. Потенциальные барьеры, ограничивающие движение слабосвязанных ионов, значительно отличаются друг от друга, что приводит к наблюдаемому на рис. 2, *b* максимуму на кривой зависимости $\text{tg}\delta$ от частоты.

Нанесение пленочных органических покрытий (на основе полиуретана, алюмофосфатного связующего и суспензии фторопласта-4Д, полиэтилгидросилоксана) приводит к формированию многослойного диэлектрического материала, в котором присутствуют поверхности раздела, отделяющие области с различными диэлектрическими свойствами. При наличии внешнего электрического поля создаются условия для миграционной поляризации между кристаллической фазой основы и аморфной фазой покрытия, обусловленной перераспределением свободных зарядов в объеме композита. Поэтому диэлектрическая проницаемость материалов с покрытиями выше диэлектрической проницаемости исходной алюмосиликатной керамики (рис. 2, *a*).

Заключение. Изучено влияние модифицирующих покрытий на электрофизические свойства алюмосиликатных материалов из полидисперсных порошков с размером частиц менее 160 мкм. В результате проведенных исследований установлено, что материалы с композиционными гидрофобными покрытиями на основе АФС с фторопластом наиболее термически устойчивы, так как не теряют своей гидрофобности до 500 °С. Кроме того, химическое взаимодействие алюмосиликатной подложки с алюмофосфатным компонентом композиционного покрытия в процессе его формирования более чем в 1,7 раза повышает прочность керамического материала. Проведение дальнейших исследований будет направлено на поиск механизмов, позволяющих улучшить электроизоляционные свойства модифицированных алюмосиликатов.

Благодарности

Автор выражает благодарность Н.И. Горбачуку (Белорусский государственный университет) за измерение электрофизических свойств.

Acknowledgments

The author is grateful to N.I. Gorbachuk (Belarusian State University) for measuring the electrophysical properties.

Список использованных источников

1. Электрофарфор [Электронный ресурс]. – Режим доступа: https://academic2.ru/%D1%8D%D0%BB%D0%B5%D0%BA%D1%82%D1%80%D0%BE%D1%84%D0%B0%D1%80%D1%84%D0%BE%D1%80_20144030 – Дата доступа: 19.11.2019.
2. Композиционные материалы на основе силикатов и алюмосиликатов / С.М. Азаров [и др.]. – Минск: Беларуская навука, 2014. – 175 с.
3. Параметры эквивалентных схем замещения диэлектрика [Электронный ресурс]. – Режим доступа: http://etm.mpei.ru/App_Text/tut/losses/4_2_lossess.pdf – Дата доступа: 19.11.2019.
4. Модификация свойств крупнопористой алюмосиликатной керамики олигомерными фосфатами металлов / В.Н. Макадун [и др.] // Неорганические материалы. – 2005. – Т. 41, № 1. – С. 88–92.
5. Химические основы технологии и применения фосфатных связок и покрытий / С.Л. Голынько-Вольфсон [и др.]. – Л.: Химия, Ленинград. отд-ние, 1968. – 191 с.
6. Копейкин, В. А. Материалы на основе металлофосфатов / В. А. Копейкин, А. П. Петрова, И. Л. Рашкрван. – М.: Химия, 1976. – 200 с.
7. Модифицирование поверхности высокопористых керамических материалов / В.Н. Анциферов [и др.] // Огнеупоры и техническая керамика. – 2004. – № 8. – С. 2–4.
8. Бердов, Г.И. Повышение механической прочности керамики обработкой в растворе соли / Г.И. Бердов, В.З. Гиндулина // Стекло и керамика. – 1965. – № 12. – С. 34–36.

References

1. *Electroporcelain*. Available at: https://academic2.ru/%D1%8D%D0%BB%D0%B5%D0%BA%D1%82%D1%80%D0%BE%D1%84%D0%B0%D1%80%D1%84%D0%BE%D1%80_20144030 (accessed 19 November 2019) (in Russian).
2. Azarau S. M., Azarava T. A., Petyshik E. E., Branitskii G. A., Belanovich A. L. *Composite Materials Based on Silicates and Aluminosilicates*. Minsk, Belarusian nauka Publ., 2014. 175 p. (in Russian).

3. *The parameters of the equivalent circuits of the dielectric*. Available at: http://etm.mpei.ru/App_Text/tut/losses/4_2_losses.pdf (accessed 9 November 2019) (in Russian).

4. Makatun V. N., Rat'ko A. I., Azarov S. M., Azarova T. A., Kiticova N. V. Properties of macroporousaluminosilicate ceramics modified with oligomeric aluminum phosphates. *Inorganic Materials*, 2005, vol. 41 (1), pp. 82–86. <https://doi.org/10.1007/s10789-005-0094-0>

5. Golynko-Vol'fson S. L., Sytchev M. M., Sudacas L.G., Skoblo L. I. *Chemical Fundamentals of the Technology and Application of Phosphate Binders and Coatings*. Leningrad, Khimiya Publ., Leningrad branch, 1968. 191 p. (in Russian).

6. Kopeikin V. A., Petrova A. P., Rashkrvan I. L. *Metallophosphate Based Materials*. Moscow, Khimiya Publ., 1976. 200 p. (in Russian).

7. Anziferov V. N., Matiygullina E. V., Porozova C. E., Chafizova R. M. Surface modification of high-porous ceramic materials. *Ogneupory i technicheskaja keramika = Refractories and Technical Ceramics*, 2004, no. 8, pp. 2–4 (in Russian).

8. Berdov G. I., Gindylina V. Z. Improving the mechanical strength of ceramics by treatment in a salt solution. *Glass and Ceramics*, 1967, vol. 24, no. 10, pp. 579–581. <https://doi.org/10.1007/bf00690279>

Информация об авторе

Азаров Сергей Михайлович – доктор технических наук, доцент, профессор кафедры «Технологии и методики преподавания», Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь).

Information about the author

Siarhei M. Azarau – D. Sc. (Engineering), Associate Professor, Professor of the Department of Technology and Methods of Teaching, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus).

Н. М. Чигринова, Е. И. Воробьева

Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь

ОСНОВНЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА И ХАРАКТЕРИСТИКИ ПОКРЫТИЙ КАК КРИТЕРИИ ОЦЕНКИ ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕТОДА АНОДНОГО МИКРОДУГОВОГО ОКСИДИРОВАНИЯ

Аннотация. Статья посвящена оценке целесообразности и эффективности модернизации процесса микродугового оксидирования (МДО) посредством изменения условий и параметров искрения, а также выбору критериев оценки качества и прогнозирования служебных свойств формируемых керамикоподобных покрытий. Преимущественную роль в изменении характера структурообразования и в обеспечении прогнозируемого качества и свойств оксидируемого сплава играет интенсивность искрения, которое возникает в процессе электрических разрядов, мигрирующих по обрабатываемой поверхности погруженного в электролит объекта. Интенсивность искрения определяет условия получения равнотолщинных покрытий: чем менее стохастичен характер искрения вокруг оксидируемой детали, тем более равномерно и быстро прирастает толщина формируемого покрытия и выше его плотность. Эти соображения позволили предложить вариант модернизации метода анодного МДО (АМДО), отличающегося наличием только анодной составляющей тока, обуславливая тем самым получение тонких покрытий с разветвленной пористостью посредством стабилизации процесса искрения за счет использования системы квазикатодов в электролизной ванне. В настоящем исследовании рассматриваются возможности контроля параметров покрытий, полученных методом АМДО в его стандартном и модернизированном вариантах, посредством фиксации в режиме реального времени характера распределения искровых разрядов, косвенным свидетельством чего является изменение плотности тока во времени и равномерность толщины созданных покрытий. Учитывая влияние характера микродугового оксидирования на структурные и качественные особенности формируемых слоев, было предположено, что поверхность покрытия, полученного модернизированным методом, должна иметь более высокое качество, одним из показателей, которого является более сглаженный и равномерный рельеф. Таким образом, еще одним критерием эффективности модернизированного процесса могут служить амплитудные и шаговые параметры шероховатости, которые, не позволяя провести объективную оценку микропрофиля сформированного покрытия, могут дать более обширную информацию о характере прироста его толщины и изменении качества, определяя в итоге уровень эксплуатационных возможностей металлических объектов с таким покрытием.

Ключевые слова: микродуговое оксидирование, алюминий, квазикатод, искрение, плотность тока, рельеф, шероховатость

Для цитирования: Чигринова, Н. М. Основные параметры процесса и характеристики покрытий как критерии оценки эффективности метода анодного микродугового оксидирования / Н. М. Чигринова, Е. И. Воробьева // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2019. – Т. 64, №4. – С. 419–428. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-419-428>

N. M. Chigrinova, E. I. Vorobyova

Belarusian National Technical University, Minsk, Belarus

MAIN PROCESS PARAMETERS AND COVERS CHARACTERISTICS AS CRITERIA FOR EVALUATING THE EFFECTIVENESS OF THE OF ANODIC MICRO-ARC OXIDATION

Abstract. The article is devoted to the evaluation of the feasibility and efficiency of modernization of the microarc oxidation process (MAO) by changing the conditions and parameters of sparking, as well as the selection of criteria for assessing the quality and predicting the service properties of formed ceramic-like coatings. The predominant role in changing the nature of structure formation and in ensuring the predicted quality and properties of the oxidized alloy is played by the intensity of sparking, which occurs in the process of electric discharges migrating along the treated surface of the object immersed in the electrolyte. Intensity of sparking determines the conditions for obtaining equidistant coatings: the less stochastic the nature of sparking around the oxidized part is, the more evenly and rapidly the thickness of the formed coating increases and its density is higher. These considerations allowed us offering the option of upgrading method of the anode MAO (АMAO), wherein only the anodic component of the current, causing thereby obtaining thin coatings with extensive porosity by stabilizing the process of arcing through the use of the system of quasi cathodes in the electrolysis bath. In this study, we consider

the possibility of controlling the parameters of coatings obtained by the AMDO method in its standard and upgraded versions, by fixing in real time the nature of the distribution of spark discharges, indirect evidence of which is the change in the current density over time and the uniformity of the thickness of the coatings created. Taking into account the influence of micro-arc oxidation on the structural and qualitative features of formed layers, it was assumed that the surface of the coating obtained by the modernized method should have a higher quality, one of the indicators of which is a more smooth and uniform relief. Thus, another criterion for the efficiency of the modernized process can serve as amplitude and step parameters of roughness, which, without allowing an objective assessment of the microprofile of the formed coating, can give more extensive information about the nature of the increase in its thickness and quality changes, determining the level of operational capabilities of metal objects with such a coating.

Keywords: micro-arc oxidation, aluminum, quasi-cathode, sparking, current density, relief, roughness

For citation: Chigrinova N. M., Vorobyova E.I. Main process parameters and covers characteristics as criteria for evaluating the effectiveness of the of anodic micro-arc oxidation. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 419–428 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-419-428>

Введение. Микродуговое оксидирование позволяет получать многофункциональные керамикоподобные покрытия с уникальным комплексом свойств, сочетающих при эксплуатации повышенные износо-, коррозионно- и теплостойкость, электроизоляционные и декоративные особенности. Это определяет востребованность метода во всем мире в таких базовых отраслях промышленности, как авиа-, ракето-, судо-, машино- и приборостроение, медицина, производство текстиля и металлокорда и т. п.

Основным отличием процесса микродугового оксидирования от обычного анодирования и иных методов обработки является использование энергии электрических разрядов, мигрирующих по обрабатываемой поверхности погруженного в электролит объекта, в результате чего формируются керамикоподобные покрытия с регулируемыми в широком диапазоне элементным и фазовым составом, структурой и свойствами.

Микродуговое оксидирование (МДО) является сложным многофакторным процессом формирования керамикоподобных покрытий, эффективность которого, в данном случае скорость прирастания толщины в единицу времени и качество, определяется прежде всего характером и интенсивностью искрения, зависящего в свою очередь от электрических параметров оксидирования – плотности тока, соотношением катодной и анодной его составляющих, напряжением, составом и концентрацией электролита, химическим составом обрабатываемого объекта, количеством и размерами электродов [1–3]. При формировании МДО-слоя возникают проблемы, которые связаны в основном с тем, что на его качество оказывает влияние большое количество различных факторов: состав, концентрация и температура электролита, продолжительность обработки, химический состав и структура материала заготовки, а также электрические режимы процесса МДО. Чем сложнее химический состав анода и больше площади анода и катода, тем более высокая плотность тока должна задаваться при оксидировании. Химическая активность электролита, также ответственная за динамику прироста толщины покрытия в единицу времени, обусловлена его составом, выбор которого продиктован решаемой задачей и требованиями к качеству и свойствам формируемого покрытия.

Анодное микродуговое оксидирование (АМДО), о котором пойдет речь в данном исследовании, отличается от МДО наличием только анодной составляющей тока, что обуславливает сниженную производительность процесса с получением более тонких покрытий, имеющих разветвленную поверхностную пористость. Но при этом энергопотребление ниже на 30–40 %, а наличие на поверхности МДО-покрытий до 75–80 % хрупких, не имеющих прочности и адгезии с металлом муллитных фаз практически исключается в составе АМДО-покрытий. Поэтому в ряде случаев для формирования керамикоподобных покрытий определенного назначения целесообразно предпочесть именно процесс АМДО, используя при этом различные варианты его модернизации.

Постановка проблемы. Условия получения равнотолщинных покрытий прежде всего зависят от распределения тока по поверхности изделия. Чем менее стохастичен характер искрения вокруг оксидируемого объекта, тем более равномерно прирастает толщина формируемого покрытия. Известно, что скорость роста толщины оксидных слоев зависит не только от плотности задаваемого тока, но и от химического состава оксидируемого металла, формы изделия, состава

и состояния электролита [1–3]. Ранее в [4] было проанализировано влияние состава, состояния электролита и химического состава оксидируемого методом АМДО металла на динамику прироста толщины покрытия, что позволило оптимизировать выбор основных факторов АМДО для проведения нового комплекса исследований с использованием системы квазикатодов с целью совершенствования с минимальными энерго- и материальными затратами процесса и создания его новой, перспективной версии за счет стабилизации процесса искрения [5].

Целесообразность такой модернизации определяется возможностью управления распределением микрозарядов по оксидируемой поверхности и, как следствие, более стабильным протеканием процесса АМДО с получением покрытий с улучшенными качественными характеристиками.

В настоящем исследовании рассматриваются возможности контроля параметров покрытий, полученных методом АМДО в его стандартном и модернизированном вариантах, посредством фиксации в режиме реального времени характера распределения искровых разрядов. Свидетельством характера распределения искровых разрядов является изменение плотности тока во времени, толщины созданных покрытий и параметров шероховатости их поверхности.

Методики и оборудование. Процесс АМДО осуществляли на серийных установках МДО-2УВИЕ 440.329.005, содержащих трехфазный источник питания, формирующий импульсы выпрямленного напряжения частотой 150 Гц и амплитудой до 540 В, повышающий трансформатор и силовой блок. Процесс АМДО проводился в электролитической ванне из нержавеющей стали, стенки и дно которой являются катодом.

Для осуществления экспериментов в рамках поставленной цели нами были подготовлены дополнительный катод из нержавеющей стали марки 08Х18Н10 и две группы образцов призматической формы из алюминиевого сплава марки АД33 площадью 0,2 дм². АМДО обеих групп осуществляли в одинаковых условиях: в гальваностатическом режиме при плотности тока 5 А/дм² и амплитудном напряжении 250 В в водном растворе электролита, содержащем 7 г/л Na₂P₄O₇, 2,5 г/л NaOH. При этом первую группу обрабатывали в указанном электролите без применения квазикатодов (далее – образец № 1), а вторую – с установкой дополнительного катода в пространстве электролизной ванны таким образом, чтобы исключить случайный контакт детали с поверхностью катода (далее – образец № 2). Продолжительность оксидирования составляла 5 мин.

Процедура подготовки образцов к проведению процесса АМДО существенно проще, чем для анодирования, химического оксидирования и других процессов, для которых обязательными перед нанесением покрытия являются операции предварительного химического травления, обезжиривания, осветления и промывки. Единственным требованием к подготовке поверхностей обеих групп образцов для проведения последующего изучения качественных характеристик поверхности сформированных покрытий является предварительная подшлифовка их поверхности абразивом SiC на бумажной основе зернистостью Р600 и Р320 для исключения влияния имеющихся неровностей на параметры рельефа в процессе создания покрытия.

С целью определения эффективности предложенной модернизации метода АМДО в процессе экспериментов с двумя подготовленными группами образцов нами контролировались электрические характеристики процесса, толщина и шероховатость получаемых покрытий.

Электрические характеристики фиксировали с помощью цифрового осциллографа В-421. Расчет расхода энергии на образование покрытия толщиной 1 мкм определяли по формулам:

$$P_i = U_i \cdot I_i, \quad (1)$$

где P_i – мощность за измерительный цикл, Вт; U_i – эффективное напряжение за один измерительный цикл, В; I_i – эффективный ток за один измерительный цикл, А;

$$A_i = P_i \cdot t_i, \quad (2)$$

где A_i – энергия (работа) за измерительный цикл, Дж; $t_i = \Delta t / N$ – средняя длительность измерительного цикла, с ($\Delta t = t_2 - t_1$ – длительность процесса, с; t_1 – время начала процесса, с; t_2 – время окончания процесса, с; N – количество измерительных циклов).

Тогда

$$A = \sum_{i=1}^N A_i = \sum_{i=1}^N P_i \cdot \frac{\Delta t}{N}, \quad (3)$$

где A – энергия (работа) за время протекания процесса, Дж; $A_i = A/h$ – энергия (работа), затраченная на рост 1 мкм покрытия, Дж/мкм; h – толщина покрытия, мкм.

Расчет скорости роста покрытия $V_{\text{мкм}}$ осуществляли по выражению

$$V_{\text{мкм}} = \frac{h}{\Delta t}, \text{ мкм/мин.} \quad (4)$$

Расчетный метод проверялся посредством оценки толщины с помощью многофункционального прибора измерения геометрических параметров «Константа К-5» (ТУ 74.06.400.000.00) или прибора аналогичного типа. Методические замеры производили в соответствии с прилагаемой к прибору инструкцией.

Измерения выполняли по всей поверхности сформированных покрытий, предварительно разметив ее с помощью нанесенной карандашом сетки с одинаковым шагом ячеек, с определением средней толщины слоя и отклонений от равнотолщинности. После математической обработки полученных данных строились кривые, отображающие изменение толщины по поверхности покрытия.

Контроль шероховатости осуществляли на приборе Perthometer M2 (Mahr, Германия) с записью параметров шероховатого профиля в заранее выбранном масштабе.

Исследование поверхностей щуповым методом производили в несколько этапов: сначала профиль исследуемого объекта «ощупывали» несколько раз, затем на основании серии измерений вычисляли усредненное значение параметра, характеризующегося как количественное выражение неровности относительно длины участка.

Исследовательская часть. При изучении особенностей оксидирования алюминиевого сплава АД33 типовым методом и с размещением в электролизной ванне дополнительного катода нами было отмечено, что характер, интенсивность и яркость искрения меняются. Оказалось, что самое интенсивное, плотное и яркое искрение, фиксируемое с помощью устройства контроля и управления кинетикой нарастания покрытий (УККП) (патент 5240 Республики Беларусь «Устройство управления микроплазменно-легированием с целью минимизации энергозатрат», авторы – Н. М. Чигринова, В. Е. Чигринов, В. В. Чигринов, А. В. Дроздов), наблюдается при АМДО в электролите с дополнительным катодом. Объяснением этого эффекта являются результаты измерения токовых характеристик процесса, полученные в режиме онлайн с помощью автоматизированного информационно-измерительного комплекса (ИИК) (патент 2601 Республики Беларусь «Способ и устройство контроля и управления кинетикой нарастания покрытий по продолжительности микроплазменно-воздействий», авторы – Н. М. Чигринова, В. Е. Чигринов, А. В. Дроздов).

На осциллограммах изменения в режиме реального времени токовых характеристик при протекании процесса АМДО в стандартном режиме и в электролите с размещенным дополнительным катодом нами было зафиксировано различие в их уровнях: если в стандартном электролите при АМДО средние значения плотности тока соответствуют заданным с помощью оборудования, то в модернизированном варианте при прочих равных задаваемых параметрах оксидирования – плотности тока, времени обработки и одинаковых размерах оксидируемых образцов – отмечаются более высокие, в 1,2–1,6 раза, плотности тока (рис. 1). Известно [4, 5], что при возрастании плотности тока скорость прироста толщины формируемых покрытий увеличивается, но процесс роста становится более неравномерным и менее стабильным, определяя и качество создаваемой поверхности. Поэтому необходимо было установить, не приведет ли интенсификация искрения к ухудшению качества поверхности формируемых оксидных слоев.

В данной работе авторами оценивались основные показатели качества получаемых двумя способами покрытий: прирост толщины, скорость и характер прироста, параметры рельефа созданной поверхности в зависимости от плотности анодного тока, определяющей динамику оксидирования, и наличия или отсутствия дополнительного катода в электролизной ванне.

Измерение толщины полученных изучаемыми способами покрытий показало более интенсивный ее прирост в случае использования в процессе АМДО дополнительного катода (рис. 2). Замеры производились после 5 и 20 мин оксидирования.

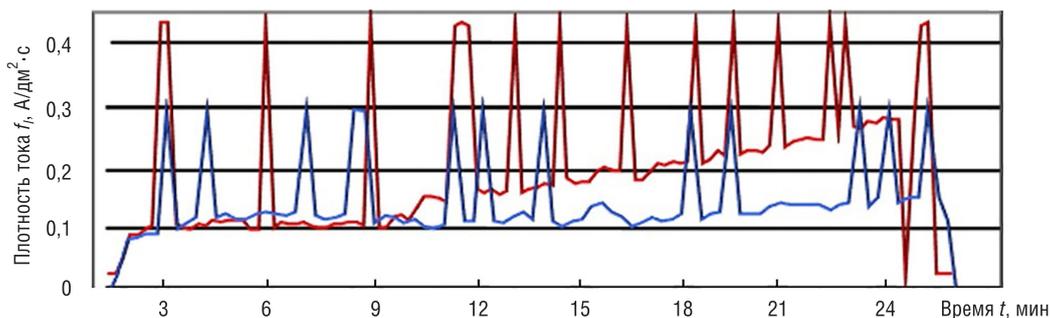


Рис. 1. Изменение плотности тока в режиме реального времени при АМДО в стандартном режиме (нижняя осциллограмма) и с дополнительным катодом (верхняя осциллограмма)
 Fig. 1. Change in current density in real time with AMAO in standard mode (lower oscillogram) and with an additional cathode (upper oscillogram)

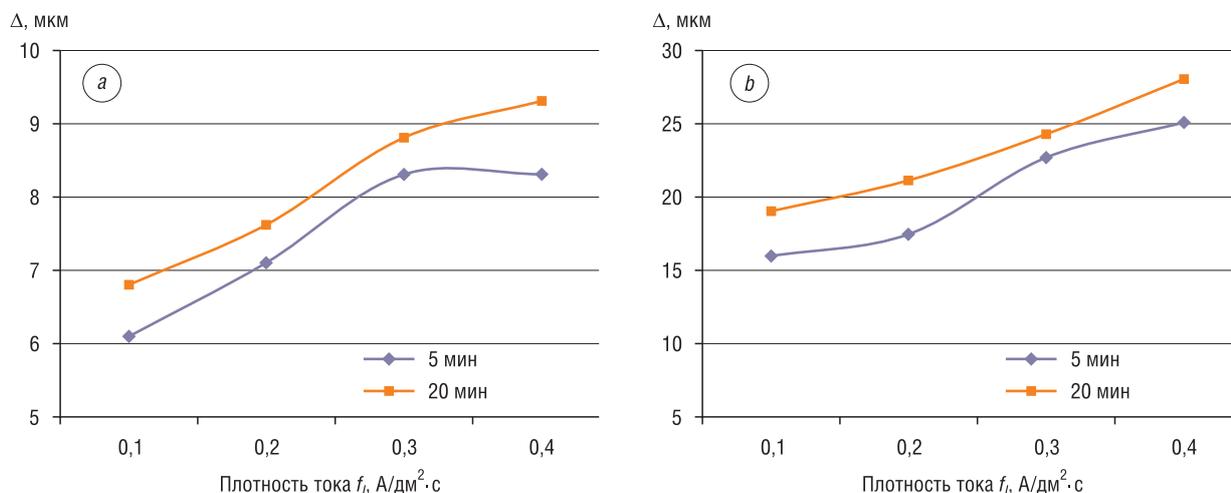


Рис. 2. Прирост толщины покрытия за фиксированное время АМДО при проведении типowego процесса (a) и процесса с дополнительным катодом (b)
 Fig. 2. The increase in coating thickness for a fixed time AMAO during the typical process (a) and process with an additional cathode (b)

Анализ полученных кривых показал, что в обоих случаях увеличение времени АМДО приводит к приросту толщины формируемого покрытия, но характер ее нарастания различен.

Нами установлено, что во всем диапазоне плотностей тока в электролите с дополнительным катодом толщина покрытия при одинаковой продолжительности процесса заметно больше, чем толщина покрытия, полученного типовым методом. При этом характер нарастания толщины слоя более плавный и равномерный.

Кроме того, оказалось, что проведение типowego процесса АМДО в течение 5 мин с возрастанием плотности тока приводит к снижению скорости роста толщины покрытия, что подтверждается выходом кривой прироста на свой максимум, после которого рост толщины покрытия практически прекращается. После 20-минутного оксидирования типовым методом характер кривой, описывающей изменение Δ , также демонстрирует некоторое замедление скорости роста толщины слоя в диапазоне больших плотностей тока.

В электролите с дополнительным катодом кривая толщины покрытия при проведении процесса на больших плотностях тока иллюстрирует монотонный устойчивый подъем независимо от продолжительности АМДО, что свидетельствует о стабилизации процесса искрения и более равномерном ходе оксидирования.

Учитывая влияние характера микродугового оксидирования на структурные и качественные особенности формируемых слоев, авторами настоящего исследования было сделано предположение, что поверхность покрытия, полученного модернизированным методом с дополнительным катодом, должна иметь и более высокое качество.

Одной из определяющих характеристик качества является более сглаженный и равномерный рельеф, показателем чего служат параметры шероховатости. Контролируя шероховатость поверхностей покрытий, сформированных типовым методом и в присутствии квазикатода, нами принято во внимание то, что различные характеристики параметров определяют многие функциональные свойства поверхности [6, 7]: качество сопряжения (посадки), износостойкость, контактную прочность, светоотражательную способность, теплопередачу, удержание смазки, адгезию и т. д. Сравнительная оценка этих параметров может дать не только представление о процессе массопереноса при анодном микродуговом окислении и об условиях протекания физико-химических взаимодействий в системе металл–электролит, но и позволит прогнозировать рабочие свойства полученной поверхности в различных условиях эксплуатации.

Поэтому при замерах мы использовали все возможности применяемого оборудования с целью фиксации перечисленных показателей шероховатости. Многообразие параметров шероховатости, изложенное в [7], а также в документах ASME B46.1–2002 «Surface Texture, Surface Roughness, Waviness and Lay» и DIN EN ISO 4287:1998 «Geometrical Product Specifications (GPS) – Surface texture: Profile method – Terms, definitions and surface texture parameters», отражает особенности контролируемой поверхности, выраженные также и численными показателями. При этом в протоколах измерений указаны условия получения этих численных показателей (таблица).

Так, идентификация неровностей, которые характеризуют оцениваемый профиль, нами проводилась на базовой длине 0,25 мм (отсечка шага). Таким образом, элементы профиля слишком большой длины при оценке поверхности не учитывались.

Базовая длина численно равна длине волны фильтра профиля, который разделяет неровности, относящиеся к шероховатости, от волнистости. Почти все параметры оценивались в пределах базовой длины, но точность измерения повышается, если учитывается их среднее значение на нескольких базовых длинах. Поэтому для оценки профиля мы использовали 5 базовых длин, представляющих собой длину оценки 1,25 мм. Это максимально возможное число базовых длин для используемого прибора.

Профилограммы профиля значительно расширяют представления о контролируемой поверхности (рис. 3).

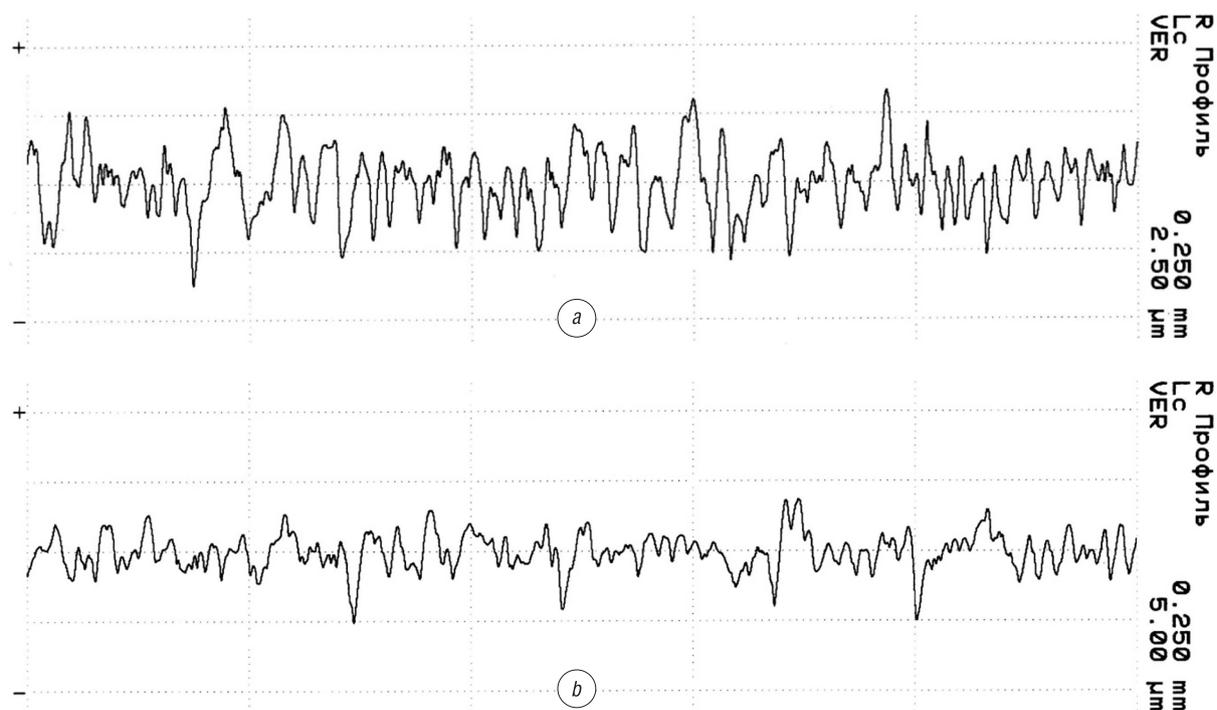


Рис. 3. Профилограммы поверхностей покрытий: *a* – на поверхности образца № 1; *b* – на поверхности образца № 2

Fig. 3. Surface profilograms: *a* – on the sample surface no. 1; *b* – on the sample surface no. 2

Параметры шероховатости исследуемой поверхности
Parameters of the surface roughness

Параметр шероховатости исследуемой поверхности	Численный показатель параметра шероховатости исследуемой поверхности	
	Образец № 1	Образец № 2
Базовая длина λ_c , мм	0,250	0,250
Длина трассирования λ_t , мм	1,750	1,750
Отсечка коротких волн λ_s , мкм	2,5	2,5
Среднее арифметическое отклонение профиля Ra , мкм	0,905	0,999
Среднее квадратическое отклонение профиля Rq , мкм	1,151	1,299
Средняя максимальная высота неровности профиля (DIN, ISO) Rz , мкм	5,69	6,99
Средняя максимальная высота элементов профиля (JIS) RzJ , мкм	3,10	3,54
Максимальная высота выступа профиля (DIN, ISO) Rp , мкм	2,81	2,94
Средняя максимальная высота выступа профиля (ASME) Rpm , мкм	2,81	2,94
Высота редуцированных выступов Rpk , мкм	1,25	1,33
Максимальная высота редуцированных выступов $Rpkx$, мкм	2,13	2,05
Высота основы профиля неровностей Rk , мкм	2,6	3,24
Глубина редуцированных впадин Rvk , мкм	1,27	1,79
Максимальная глубина редуцированных впадин $Rvkx$, мкм	2,62	3,68
Наименьший коэффициент материала основы профиля неровностей $Mr1$, %	9,6	9,3
Наибольший коэффициент материала основы профиля неровностей $Mr2$, %	83	91
Полная высота профиля Rt , мкм	7,10	8,86
Базовая глубина профиля шероховатости $R3z$, мкм	3,83	3,67
Плотность выступов RPs (0,1; -0,1), /см	352	360
Средняя ширина неровностей профиля RSm , мкм	35	47
Средний шаг местных выступов профиля S , мкм	25	23
Средняя глубина повторяющихся элементов шероховатости R , мкм	5,19	5,04
Максимальная глубина неровности профиля Rx , мкм	7,13	9,74
Суммарная ширина повторяющихся элементов шероховатости Ar , мкм	124	103
Коэффициент смятия материала (относительная опорная длина профиля) Rmr , %		
Rmr (1,76; 5,0)	–	0
Rmr (1,41; 5,0)	0	–
Rmr (0; 5,0)	5	5
Rmr (-1,00; 5,0)	19	20
Rmr (-2,00; 5,0)	55	50
Rmr (-3,00; 5,0)	81	79
Rmr (-4,00; 5,0)	96	95
Rmr (-5,00; 5,0)	100	98
Rmr (-6,00; 5,0)	–	99
Rmr (-7,00; 5,0)	–	100
Перепад высот в сечениях профиля $R\delta c$, мкм		
$R\delta c$ (5,0; 15)	0,82	0,75
$R\delta c$ (20, 80)	1,92	2,03
$R\delta c$ (85, 98)	1,20	1,96
Кривая Rmr		
Lc	0,250	0,250
VER	2,5	5,0
HOR	20	20

Для того чтобы исключить влияние ускорения щупа прибора в начале измерения и его замедления в конце, замеры проводились на длине трассирования, которая обычно принимается больше длины оценки и составляет 1,75 мм (рис. 4).

Чтобы отделить шероховатость от более коротких длин волн поверхности (шумов), прибор использует фильтр отсечки коротких волн 2,5 мкм. В случае его отсутствия эффект механического фильтрования создает щуп, который срезает очень короткие волны (2 мкм).

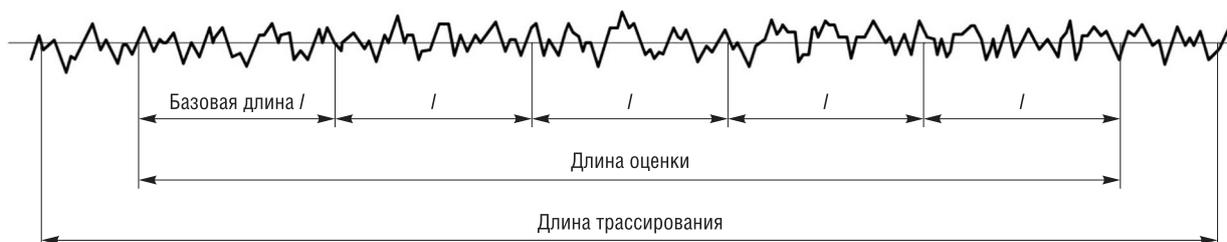


Рис. 4. Базовая длина, длина оценки и длина трассирования

Fig. 4. Sampling length, evaluation length and trace length

Сравнительная оценка этих численных показателей (см. таблицу) для образцов, изготовленных с использованием классической технологии АМДО (образец № 1) и технологии, усовершенствованной дополнительным катодом (образец № 2), позволяет сделать ряд выводов.

Оказалось, что амплитудные параметры профиля поверхности, такие как Ra , Rq , Rz , RzJ , Rp , $R3z$, Rt , являются экстремальными и малоинформативными в обоих случаях. Величина указанных параметров характеризует рельеф поверхности либо по средним элементам поверхности, либо описывается случайными функциями, либо зависит от используемого определения параметра, приводящего к разбросу его значений, что не позволяет сделать вывод об особенностях рельефа исследуемой поверхности и, как следствие, о процессе массопереноса в зависимости от особенностей МДО, определяемых наличием или отсутствием дополнительного катода в электролизной ванне. Но в целом для образцов, изготовленных по модернизированной технологии в заданных условиях, обнаружена закономерность увеличения амплитудных параметров от 10 до 30 %.

Сочетание отдельных амплитудных параметров, таких как Rpm и Rz , полезно для определения неравномерности профиля и, как следствие, опорных или скользящих свойств поверхности. Так, по данным протокола исследования образцы, изготовленные модернизированным дополнительным катодом методом, имеют меньшую асимметричность профиля, что характерно для пористых и керамических поверхностей [3]. Таким образом, можно заключить, что область впадин образца № 2 занимает меньший объем по сравнению с образцом № 1. Это свидетельствует об изменении скорости подвода ионов к поверхности детали – анода, а следовательно, и о перераспределении по поверхности детали микроразрядов, которые возникают только там, где толщина покрытия минимальна. Это означает, что применение дополнительного катода приводит к более равномерному распределению плотности тока по поверхности изделия, гарантируя получение более равномерного по толщине оксидного слоя.

Следствием перераспределения микроразрядов по поверхности детали является их возникновение в области, где поверхность имеет пустоты, таким образом, число характерных элементов профиля (выступов) будет увеличиваться для образца № 2 по сравнению с образцом № 1.

Этот вывод подтверждает шаговой параметр, характеризующий плотность выступов Rps , а также параметры, определяющие средний шаг выступов профиля S , суммарную ширину Ar и среднюю глубину R элементов шероховатости (см. рис. 3). Сочетание этих параметров определяет остроконечность профиля, что в свою очередь влияет на электрическую или термическую проводимость материала и на другие процессы, протекающие в точках непосредственного атомарного взаимодействия контактирующих поверхностей.

Оценивая некоторые амплитудные параметры профиля полученных поверхностей покрытий на изучаемых образцах, среди которых наиболее распространенным является среднее арифметическое отклонение Ra , представляющее собой среднее арифметическое абсолютных значений ординат $Z(x)$ в пределах базовой длины, нами установлено, что для изучаемых образцов этот параметр отличается незначительно: для образца № 1 $Ra = 0,905$ мкм, для образца № 2 – $Ra = 0,999$ мкм, то есть рост шероховатости по этому параметру составил всего 10 %. Можно сделать вывод, что, характеризуя среднюю амплитуду профиля шероховатости, эти единичные нетипичные выступы или впадины незначительно влияют на величину Ra .

Поверхности, имеющие абсолютно разный профиль, могут иметь одинаковые значения Ra . Кроме того, данный параметр малоинформативен для поверхностей, полученных наложением различных технологических процессов [1, 2].

Еще один амплитудный параметр – среднее квадратическое отклонение Rq оцениваемого профиля, является альтернативным параметру Ra , так как и тот, и другой являются усредненной величиной. Однако в связи с тем, что Rq представляет собой среднее квадратическое отклонение распределения высот профиля и может характеризовать профили, описываемые случайными функциями, его применяют для оценки чистых поверхностей, полученных полированием или доводкой. Для рассматриваемого метода обработки этот параметр так же неинформативен, как и Ra , и не может дать представления об эффективности процесса формирования оксидного покрытия на образцах с дополнительными катодами либо без них.

Средняя максимальная высота неровности профиля Rz – амплитудный параметр, который достаточно трудно интерпретировать, имеет не менее пяти различных определений. Авторы [6, 7] определяют его как среднее из максимальных расстояний между выступами и впадинами в каждой из пяти отсечек шага профиля шероховатости. В нормативном документе ASME B46.1–2002 «Surface Texture, Surface Roughness, Waviness and Lay» параметр RzJ определен как сумма средних абсолютных значений высот пяти наибольших выступов и глубин пяти наибольших впадин профиля шероховатости в пределах базовой длины.

Численные значения Rz и RzJ , полученные в ходе настоящего исследования, существенно разнятся. Так, для образца №1 Rz составляет 5,69 мкм, а RzJ – 3,10 мкм. Для образца №2 Rz составляет 6,99 мкм, а RzJ – 3,54 мкм. Таким образом, в зависимости от применяемого определения средняя высота неровностей профиля может колебаться в пределах 50 %. В то же время после обработки образцов модернизированным методом обнаружена закономерность увеличения Rz на 23 % и RzJ – на 14 %.

Заключение. Проведенные исследования позволили оценить эффективность предложенной модернизации метода АМДО за счет использования дополнительного катода в электролизной ванне посредством определения его влияния на изменившиеся при этом условия искрения, нарастание толщины покрытия и изменение параметров его рельефа. Использование дополнительных катодов повышает интенсивность и плотность микроискрения на поверхности детали, приводя к получению более плотного рельефа поверхности с показателями асимметричности, не характерными для хрупких поверхностей, к которым относятся оксидные покрытия.

Таким образом, критериями эффективности процесса могут служить амплитудные и шаговые параметры шероховатости, которые, не позволяя провести объективную оценку микропрофиля сформированного оксидного покрытия, тем не менее могут дать больше информации о характере прироста его толщины и изменении качества, определяя в итоге уровень эксплуатационных возможностей металлических объектов с таким покрытием.

Список использованных источников

1. Технологические возможности микродугового оксидирования алюминиевых сплавов / А. Е. Михеев [и др.] // Вестн. машиностроения. – 2003. – №2. – С. 56–63.
2. Михеев, А. Е. Влияние параметров процесса МДО на формирование покрытий в электролитических растворах / А. Е. Михеев, В. В. Стацура, Н. В. Никушкин // Материалы, технологии, конструкции: сб. науч. тр. – Красноярск, 1995. – С. 144–146.
3. Федоров, В. А. Формирование упрочненных поверхностных слоев методом микродугового оксидирования в различных электролитах и при изменении токовых режимов / В. А. Федоров, В. В. Белозеров, Н. Д. Великосельская // Физика и химия обработки материалов. – 1991. – №1. – С. 87–93.
4. Чигринова, Н. М. Интенсификация процессов микроплазменного упрочнения и восстановления металлических изделий повышенной точности электромеханическим воздействием: дис. ... д-ра техн. наук: 05.02.07 / Н. М. Чигринова. – Минск, 2009. – 371 л.
5. Чигринова, Н. М. Влияние квазикатодов на формирование равнотолщинных слоев при микродуговом оксидировании вентильных металлов / Н. М. Чигринова, Е. И. Воробьева // Наука – образованию, производству, экономике: материалы 16-й Международ. науч.-техн. конф., Минск, 25–27 янв. 2018 г. – Минск, 2018. – С. 346–349.
6. Табенкин, А. Н. Шероховатость, волнистость, профиль. Международный опыт / А. Н. Табенкин, С. Б. Тарасов, С. Н. Степанов; под ред. Н. А. Табачниковой. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2007. – 136 с.
7. Dagnall, H. M. A. Exploring surface texture / H. M. A. Dagnall. – Leicester, England: Rank Taylor Hobson, 1980. – 170 p.

References

1. Mikheev A. E., Terekhin N. A., Statsura V. V., Golenkova A. A. Technological capabilities of microarc oxidation of aluminum alloys. *Vestnik mashinostroeniya* [Engineering Bulletin], 2003, no. 2, pp. 56–63 (in Russian).
2. Mikheev A. Ye., Statsura V. V., Nikushkin N. V. Influence of the MAO process parameters on the formation of coatings in electrolytic solutions. *Materialy, tekhnologii, konstruktii: sbornik nauchnykh trudov* [Materials, Technologies, Designs: Collection of Scientific Papers]. Krasnoyarsk, 1995, pp. 144–146 (in Russian).
3. Fedorov V. A., Belozеров V. V., Velikoselskaya N. D. The formation of hardened surface layers by the method of micro-arc oxidation in various electrolytes and when current conditions change. *Fizika i khimiya obrabotki materialov = Physics and Chemistry of Materials Treatment*, 1991, no. 1, pp. 87–93 (in Russian).
4. Chigrinova N. M. *Intensification of Processes of Microplasma Spark Hardening and Restoration of Metal Products of High Accuracy by Electromechanical Impact*. Minsk, 2010. 310 sheets (in Russian).
5. Chigrinova N. M., Vorob'eva E. I. The effect of quasicathodes on the formation of equal-thickness layers during micro-arc oxidation of valve metals. *Nauka – obrazovaniyu, proizvodstvu, ekonomike: materialy 16-i Mezhdunarodnoi nauchno-tekhnicheskoi konferentsii, Minsk, 25 yanvarya 2018 g.* [Science – Education, Production, Economics: Proceedings of the 16th International Scientific and Technical Conference, Minsk, January 25–27, 2018]. Minsk, Belarusian National Technical University, 2018, pp. 346–349 (in Russian).
6. Tabenkin A. N., Tarasov S. B., Stepanov S. N., Tabachnikova N. A. (ed.). *Roughness, Waviness, Profile. International Experience*. St. Petersburg, Polytechnic University Publ., 2007. 136 p. (in Russian).
7. Dagnall H. M. A. *Exploring Surface Texture*. Leicester, England, Rank Taylor Hobson, 1980. 170 p.

Информация об авторах

Чигринова Наталья Михайловна – доктор технических наук, профессор, доцент кафедры «Торговое и рекламное оборудование», Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 67, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: chygrynova@yandex.by

Воробьева Елена Игоревна – аспирант, преподаватель кафедры «Торговое и рекламное оборудование», Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 67, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: alena.vorobeo@yandex.by

Information about the authors

Natalia M. Chigrinova – D. Sc. (Engineering), Professor, Associate Professor of the Department “Trade and Advertising Equipment”, Belarusian National Technical University (67, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: chygrynova@yandex.by

Elena I. Vorobyova – Postgraduate, Lecturer of the Department “Trading and advertising equipment”, Belarusian National Technical University (67, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: alena.vorobeo@yandex.by

РАДИОЭЛЕКТРОНИКА, ПРИБОРОСТРОЕНИЕ
RADIO ELECTRONICS, INSTRUMENT MAKING

УДК 681.7.023.72
<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-429-437>

Поступила в редакцию 21.12.2018
Received 21.12.2018

**А. С. Козерук¹, Д. Л. Мальпика^{1,2}, А. А. Сухоцкий¹, В. И. Юринок¹, М. И. Филонова¹,
В. И. Шамкалович¹**

¹*Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь*

²*Университет Якамбу, Баркисимето, Венесуэла*

**АНАЛИЗ КИНЕМАТИКИ КОНТАКТА ИНСТРУМЕНТА И ЗАГОТОВКИ
ПРИ ОБРАБОТКЕ ЛИНЗ**

Аннотация. Используя первую аксиому статики для равновесия системы двух сил, приложенных к точкам твердого тела, обосновано, что давление в зоне контакта инструмента с линзой в процессе ее абразивной обработки по методу свободного притирания распределено неравномерно. С учетом этого графически представлен характер распределения эпюры давления, отображающий условие равновесия при повороте инструмента вокруг центра сферической поверхности линзы относительно ее оси симметрии, и записано усилие прижима притирающихся звеньев, на основе которого предложено выражение для определения текущего давления в произвольно выбранной точке на поверхности линзы. Получено выражение для определения непрерывно изменяющейся площади контакта инструмента и линзы в процессе ее обработки по методу свободного притирания. Выполнен расчет текущего давления в различных точках диаметального сечения зоны соприкосновения притирающихся поверхностей инструмента, совершающего колебательное движение, и линзы. В результате выявлена неравномерность распределения давления в исследуемой зоне, причем минимальное значение этого показателя имеет место в зоне контакта края инструмента с линзой, а максимальное – в зоне контакта края линзы с инструментом. Отмеченная неравномерность усиливается с увеличением угла отклонения инструмента от оси симметрии линзы. Проведены теоретические и экспериментальные исследования влияния диаметра инструмента на процесс полирования линзы в условиях свободного притирания, при котором исключается появление локальной погрешности в краевой зоне последней, обусловленное перепадом эпюры давления между притирающимися поверхностями в процессе переносного движения инструмента. При этом установлено, что во избежание «завала края» необходимо использовать инструмент диаметром не менее 0,8 от диаметра линзы (в случае, если она является нижним звеном). Полученные результаты позволяют назначить оптимальный диаметр инструмента в зависимости от размеров обрабатываемой линзы без проведения предварительных трудоемких экспериментов и могут быть использованы в оптическом и оптико-электронном приборостроении.

Ключевые слова: линза, свободное притирание, эпюра давления, зона сопряжения, возвратно-вращательное движение, угол наклона, локальная погрешность

Для цитирования: Анализ кинематики контакта инструмента и заготовки при обработке линз / А. С. Козерук [и др.] // Вест. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2019. – Т. 64, №4. – С. 429–437. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-429-437>

A. S. Kozeruk¹, Y. L. Malpica^{1,2}, A. A. Sukhotski¹, V. I. Yurinok¹, M. I. Filonova¹, V. I. Shamkalovich¹

¹*Belarusian National Technical University, Minsk, Belarus*

²*University Yacambu, Barquisimeto, Venezuela*

ANALYSIS OF KINEMATICS OF TOOL AND WORK PIECE CONTACT DURING LENS PROCESSING

Abstract. Using the first axiom of statics for equilibrium of a two forces system applied to points of a solid body, it was verified, that the pressure in the zone of contact of a tool with a lens during its abrasive processing by the grinding-free method is unevenly distributed. With this in mind, the nature of the distribution of the pressure profile has been presented

graphically, showing the equilibrium condition when the tool is rotated around the center of the spherical surface of the lens relative to its axis of symmetry and the clamping force of the unions that are grinded has been recorded. On that base an expression is proposed for determining the current pressure at an arbitrarily chosen point on the surface of the lens. An expression for determining the continuously changing contact area of the instrument and the lens during its processing by grinding-free method is obtained. The calculation of current pressure at different points of the diametrical cross-section of the contact zone of the lapping surfaces of the tool, performing oscillatory motion, and the lens is performed. As a result, the uneven distribution of pressure in the area under study was revealed, with the minimum value of this indicator taking place in the zone of contact of the tool edge with the lens, and the maximum in the zone of contact of the lens edge with the tool. The observed non-uniformity increases with an increase in the angle of deviation of the tool from the axis of symmetry of the lens. Theoretical and experimental studies of the influence of the tool diameter on the polishing process of the lens under conditions of free grinding, which prevents the occurrence of local error in the marginal zone of the latter due to the pressure drop between the grinding surfaces during the instrument movement, are carried out. At the same time it was found that in order to avoid a “blockage of the edge”, it is necessary to use a tool with diameter of at least 0.8 of the diameter of the lens (in case it is the lower link). The obtained results allow assigning the optimal diameter of the tool depending on the size of the processed lens without preliminary laborious experiments and can be used in optical and optoelectronic instrument making.

Keywords: lens, grinding-free method, pressure profile, interface zone, return-rotational movement, angle of inclination, local error

For citation: Kozeruk A. S., Malpica Y. L., Sukhotski A. A., Yurinok V. I., Filonova M. I., Shamkalovich V. I. Analysis of kinematics of tool and work piece contact during lens processing. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 429–437 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-429-437>

Введение. В оптическом приборостроении при изготовлении деталей из стекла наиболее часто используется метод свободного притирания инструмента и заготовки, позволяющий получить две точные поверхности одинаковой кривизны (одна выпуклая, другая вогнутая). Один из характерных признаков данного метода – непрерывное изменение площади контакта притирающихся тел, что приводит к непостоянству давления в пределах данной площади. И поскольку давление является существенным фактором, определяющим показатели качества и производительности процесса, то для математического моделирования закономерностей срабатывания инструмента и заготовки, что необходимо для инженерного управления процессом формообразования оптических деталей, требуется выявить функциональную связь рассматриваемого фактора с законом переносного (возвратно-вращательного) перемещении инструмента по поверхности линзы. Как показал анализ отечественных и зарубежных литературных источников, подобной функциональной связи в настоящее время не выявлено. Предлагаемая работа направлена на решение обозначенной актуальной проблемы.

Анализ эпюры давления. При обработке оптических деталей, в том числе линз, по методу свободного притирания интенсивность съема припуска с заготовки, согласно гипотезе Ф. Престона, можно представить в виде [1]

$$u = ckpv, \quad (1)$$

где c – коэффициент, зависящий от условий обработки; k – коэффициент износостойкости стекла; p – давление в зоне контакта; v – скорость скольжения инструмента относительно произвольно выбранной точки на обрабатываемой поверхности заготовки.

Для анализа влияния параметра p в приведенной формуле на процесс обработки по методу свободного притирания будем исходить из условия равновесия верхнего звена (в нашем случае инструмента), которое имеет вид [2]

$$Q - P = 0, \quad (2)$$

где Q – рабочее усилие прижима, P – равнодействующая давления.

Согласно первой аксиоме статики, для равновесия системы двух сил, приложенных к точкам твердого тела, необходимо и достаточно, чтобы эти силы были равны по модулю и действовали вдоль одной прямой, проходящей через точки их приложения, в противоположных направлениях [3]. Следовательно, равнодействующая давления приложена в центре рабочей поверхности верхнего звена и в процессе его колебательного движения смещена относительно центра тяжести зоны контакта. Последнее означает, что давление в зоне контакта распределено неравномерно, в противном случае его равнодействующая была бы приложена в центре тяжести.

На рис. 1 графически представлен характер распределения эпюры давления p , отображающий условие равновесия (2) при повороте инструмента I вокруг центра сферы радиусом R на угол φ относительно оси симметрии линзы 2. Текущую площадь контакта S_T инструмента с деталью на этом рисунке можно представить в виде двух площадей: $S_{AB_1KB_2}$ и $S_{CB_1KB_2}$. Тогда усилие прижима Q запишется:

$$Q = p_1 S_{AB_1KB_2} + p_2 S_{CB_1KB_2}, \quad (3)$$

где p_1 и p_2 – давление на площадях соответственно $S_{AB_1KB_2}$ и $S_{CB_1KB_2}$.

Поскольку в уравнении (3) слагаемые $p_1 S_{AB_1KB_2}$ и $p_2 S_{CB_1KB_2}$ представляют собой реакции R_1 и R_2 рассматриваемых участков линзы, а суммарный крутящий момент относительно точки K , расположенной на оси симметрии рабочей поверхности инструмента I , равняется нулю, то справедливо равенство

$$R_1 a_1 - R_2 a_2 = 0,$$

или

$$p_1 S_{CB_1KB_2} a_1 - p_2 S_{AB_1KB_2} a_2 = 0.$$

Отсюда

$$\frac{p_1}{p_2} = \frac{S_{AB_1KB_2} a_2}{S_{CB_1KB_2} a_1}, \quad (4)$$

где a_1 и a_2 – расстояния от оси симметрии инструмента I до центра площадей $S_{CB_1KB_2}$ и $S_{AB_1KB_2}$ соответственно, причем, как видно из рис. 1, $a_1 = \frac{d_{\text{л}}}{4}$, $a_2 = \frac{BT}{2}$, где $BT = K'C = R \cdot \sin \varphi'$, $\varphi = \varphi_{\text{л}} - \varphi$, $\varphi_{\text{л}} = \arcsin \frac{d_{\text{л}}}{2R}$ – угол раствора линзы диаметром $d_{\text{л}}$; $d_{\text{и}}$ – диаметр инструмента. Следовательно

$$a_2 = \frac{R \cdot \sin \left(\arcsin \frac{d_{\text{л}}}{2R} - \varphi \right)}{2}.$$

Определив тем или иным образом значение давления, например p_1 , из равенства (4) можно рассчитать величину давления p_2 .

Введем прямоугольную систему координат $O'x'y'$, расположенную, как показано на рис. 1, и совершающую колебательные движения вместе с инструментом I , при этом ось $O'y'$ постоянно параллельна оси симметрии инструмента. В данной системе координат через точки с координатами $(0, p_1)$ и (x'_2, p_2) проведем прямую, угол наклона α которой запишется следующим образом:

$$\text{tg} \alpha = \frac{p_2 - p_1}{x'_2}, \quad (5)$$

при этом текущее давление $p_{x'}$ определяется по формуле

$$P_{x'} = x' \text{tg} \alpha, \quad (6)$$

где x' – абсцисса произвольно выбранной точки на поверхности линзы в зоне ее контакта с инструментом, а x'_2 – абсцисса точки на краю линзы (в точке C на рис. 1).

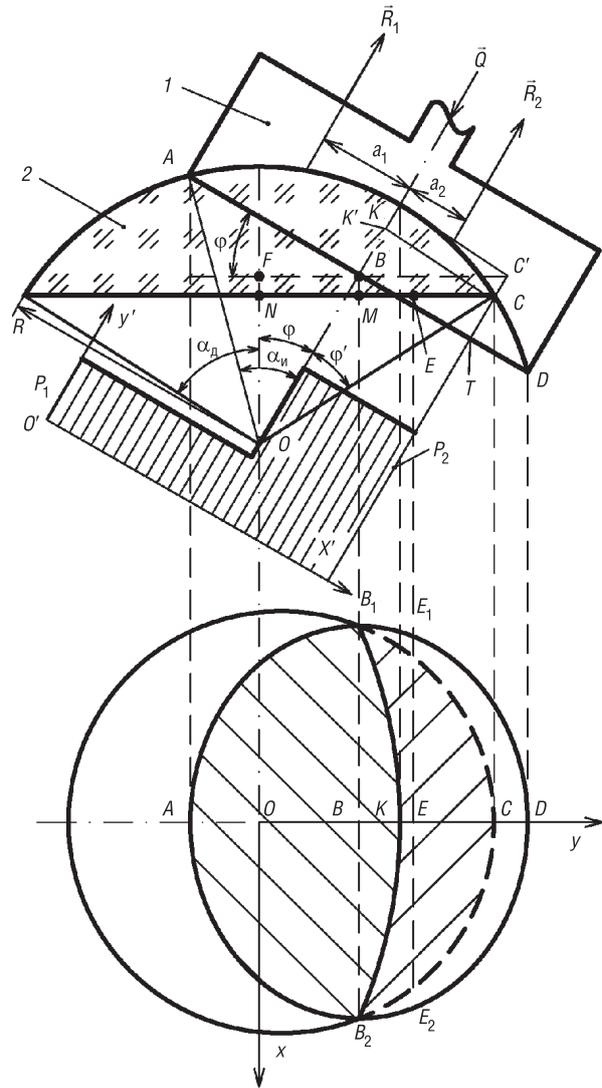


Рис. 1. Характер распределения эпюры давления в зоне сопряжения инструмента с линзой (вверху) и площадь их контакта (внизу)

Fig. 1. The nature of the distribution of the pressure profile in the interface of the tool with the lens (above) and the area of their contact (at the bottom)

Для определения параметра x'_2 обратимся к рис. 1, из которого видно, что $x'_2 = AB + BT$, где $AB = \frac{d_n}{2}$. Следовательно

$$x'_2 = \frac{d_n}{2} + R \sin \left(\arcsin \frac{d_n}{2R} - \varphi \right). \quad (7)$$

Используя равенства (4)–(7) и эмпирическое выражение для p_2

$$p_2 = p_0 + p_0 \frac{S_{\max} - S_T}{S_{\max}}, \quad (8)$$

по формуле (6) можно рассчитать давление в окрестности выбранной точки на обрабатываемой поверхности линзы.

Входящее в равенство (8) p_0 представляет собой значение давления в зоне сопряжения инструмента и линзы при их полном контакте, а S_{\max} – максимальную площадь соприкосновения инструмента и заготовки, которая равна площади рабочей поверхности инструмента и определяется из выражения

$$S_{\max} = 2\pi R \left(R - \sqrt{R^2 - \frac{d_n^2}{4}} \right). \quad (9)$$

При этом

$$S_{CB_1KB_2} = S_T - S_{AB_1KB_2}, \quad (10)$$

где $S_{AB_1KB_2} = \frac{S_{\max}}{2}$, то есть

$$S_{AB_1KB_2} = \pi R \left(R - \sqrt{R^2 - \frac{d_n^2}{4}} \right). \quad (11)$$

Определение площади контакта инструмента и линзы. Для определения площади S_T воспользуемся интегралом первого рода [4]

$$S_T(\varphi) = \iint_{S_{xy}} \sqrt{1 + \left(\frac{\partial z}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial z}{\partial y} \right)^2} dx dy, \quad (12)$$

где S_{xy} – проекция площади соприкосновения инструмента и линзы на плоскость Oxy прямоугольной системы координат, начало которой расположено в центре кривизны притирающихся звеньев (см. рис. 1); $z = \sqrt{R^2 - x^2 - y^2}$ – уравнение сферической поверхности линзы радиусом кривизны R .

Так как

$$\frac{\partial z}{\partial x} = -\frac{x}{\sqrt{R^2 - x^2 - y^2}}, \text{ а } \frac{\partial z}{\partial y} = -\frac{y}{\sqrt{R^2 - x^2 - y^2}},$$

то

$$\sqrt{1 + \left(\frac{\partial z}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial z}{\partial y} \right)^2} = \frac{R}{\sqrt{R^2 - x^2 - y^2}}. \quad (13)$$

Поскольку, как видно из рис. 1, площадь S_{xy} ограничена дугой E_1AE_2 в виде эллипса с большой BB_1 и малой AB полуосями и дугой E_1CE_2 в виде окружности радиусом $\frac{d_n}{2}$ и состоит из двух равных между собой площадей ACE_1 и ACE_2 , равенство (12) с учетом выражения (13) можно записать следующим образом:

$$S_T(\varphi) = 2R \int_{y_A}^{y_E} \left(\int_0^{b(\varphi)} \frac{dx}{\sqrt{R^2 - x^2 - y^2}} \right) dy + 2R \int_{y_E}^{d_n/2} \left(\int_0^{\sqrt{(d_n/2)^2 - y^2}} \frac{dx}{\sqrt{R^2 - x^2 - y^2}} \right) dy. \quad (14)$$

В (14) $b(\varphi)$ – часть дуги CE_1AE_2 в виде эллипса E_1AE_2 ; $y_A = \left(-\frac{d_n}{2}\right)\cos\varphi + OB\sin\varphi$; $y_E = FB + MB\operatorname{ctg}\varphi$, где, как видно из рис. 1, $FB = OB\sin\varphi$, $MB = OF - ON$, $OF = OB\cos\varphi$, $ON = \sqrt{R^2 - \left(\frac{d_n}{2}\right)^2}$, то есть

$$y_E = OB\sin\varphi + \left(OB\cos\varphi - \sqrt{R^2 - \left(\frac{d_n}{2}\right)^2} \right)\operatorname{ctg}\varphi,$$

где φ – угол между осями симметрии инструмента и линзы (угол отклонения инструмента).

Для получения уравнения рассматриваемого эллипса воспользуемся уравнением плоскости ABE верхнего звена (в нашем случае линзы), повернутой на угол φ и проходящей через точку B с координатами $(0, OB\sin\varphi, OB\cos\varphi)$ в направлении нормального вектора с координатами $(0, \sin\varphi, \cos\varphi)$. В результате запишем

$$0(x - 0) + \sin\varphi(y - OB \cdot \sin\varphi) + \cos\varphi(z - OB \cdot \cos\varphi) = 0,$$

откуда

$$y\sin\varphi + z\cos\varphi = OB.$$

Следовательно, искомое выражение эллипса получим из решения системы уравнений

$$\begin{cases} x^2 + y^2 + z^2 = R^2, \\ y\sin\varphi + z\cos\varphi = OB. \end{cases}$$

С учетом того, что $R^2 - (OB)^2 = \left(\frac{d_n}{2}\right)^2$, после соответствующих преобразований уравнение эллипса принимает вид

$$\frac{x^2}{\left(\frac{d_n}{2}\right)^2} + \frac{(y - OB\sin\varphi)^2}{\left(\frac{d_n}{2}\cos\varphi\right)^2} = 1.$$

Отсюда

$$b(\varphi) = x = \frac{d_n}{2} \sqrt{1 - \frac{(y - OB\sin\varphi)^2}{\left(\frac{d_n}{2}\cos\varphi\right)^2}}. \tag{15}$$

Поскольку дуга E_1CE_2 является частью окружности

$$x^2 + y^2 = \left(\frac{d_n}{2}\right)^2, \tag{16}$$

выражение (14) с учетом равенств (15) и (16) в итоге запишется следующим образом:

$$S_T(\varphi) = 2R \int_{y_A}^{y_E} \arcsin \frac{\frac{d_n}{2} \sqrt{1 - \frac{(y - OB\sin\varphi)^2}{\left(\frac{d_n}{2}\cos\varphi\right)^2}}}{\sqrt{R^2 - y^2}} dy + 2R \int_{y_E}^{\frac{d_n}{2}} \arcsin \frac{\sqrt{\left(\frac{d_n}{2}\right)^2 - y^2}}{\sqrt{R^2 - y^2}} dy. \tag{17}$$

Для получения выражения, позволяющего определить максимально допустимую величину амплитуды возвратно-вращательного движения инструмента по обрабатываемой поверхности заготовки L_{\max} , при которой $S_{CB_1KB_2}$ составляет половину площади инструмента, рассмотрим рис. 3. На этом рисунке показано крайнее положение инструмента I (точки диаметрального сечения инструмента B_1 и B_2 не выходят за край заготовки 2), обеспечивающее выполнение предъявленных требований к площади $S_{AB_1KB_2}$.

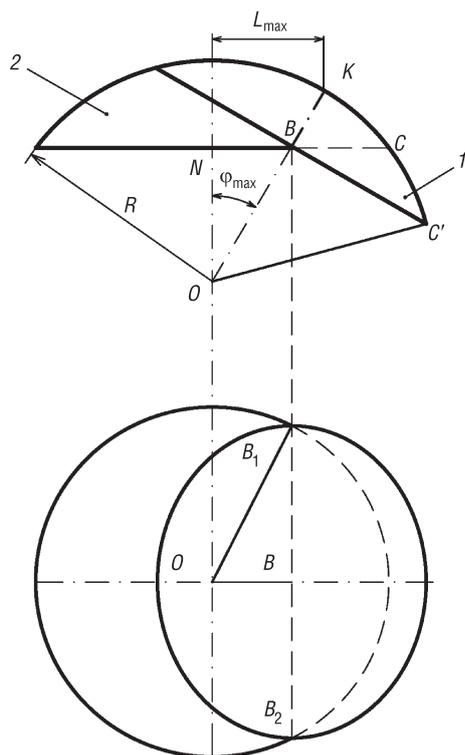


Рис. 2. К определению максимального угла отклонения инструмента на поверхности линзы (вверху) и площадь их контакта (внизу)
Fig. 2. To the definition of the maximum deflection angle of the tool on the lens surface (above) and the area of their contact (at the bottom)

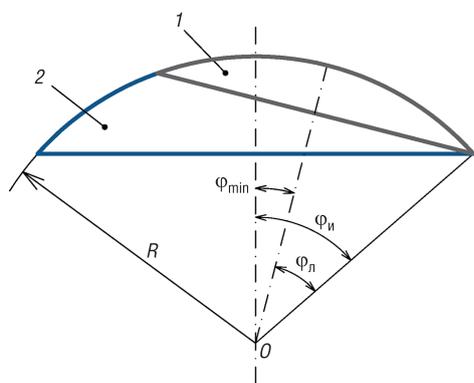


Рис. 3. К определению минимального угла отклонения инструмента на поверхности линзы

Fig. 3. To determine the minimum angle of deflection of the tool on the surface of the lens

с радиусом сферической поверхности до 100 мм возрастает, что свидетельствует о существенной неравномерности распределения давления в зоне обработки линз с малым радиусом кривизны. Однако с увеличением R зависимость $\alpha(R)$ стабилизируется, что указывает на более равномерное распределение давления по обрабатываемой поверхности.

Авторами настоящей статьи проведен расчет $\alpha(R)$ для линз, близких к полусфере, в случае их обработки прежним инструментом. Результаты такого расчета для $R = 51\div 59$ мм представлены

Из треугольника ONB на рис. 2 видно, что максимально допустимый угол отклонения инструмента φ_{\max} равен

$$\varphi_{\max} = \arcsin \frac{NB}{OB},$$

где $NB = \sqrt{OB_1^2 - BB_1^2} = \frac{\sqrt{d_{\text{л}}^2 - d_{\text{и}}^2}}{2}$ (из треугольника OOB_1 на рис. 2), а $OB = R - BK = \sqrt{R^2 - \frac{d_{\text{и}}^2}{4}}$ (из треугольника OBC' на рис. 3). Следовательно,

$$\varphi_{\max} = \arcsin \frac{\sqrt{d_{\text{л}}^2 - d_{\text{и}}^2}}{\sqrt{4R^2 - d_{\text{и}}^2}}, \quad (18)$$

а минимальное значение φ , как видно из рис. 3, определяется из соотношения

$$\varphi_{\min} = \varphi_{\text{л}} - \varphi_{\text{и}}, \quad (19)$$

где $\varphi_{\text{и}} = \arcsin \frac{d_{\text{и}}}{2R}$ – угол раствора инструмента.

Исследование давления в зоне контакта инструмента и линзы. Используя изложенное, выполнили расчет текущего давления p'_x в различных точках x' диаметрального сечения зоны соприкосновения притирающихся поверхностей линзы и инструмента при колебательном движении последнего. Результаты расчета представлены на рис. 4 для линзы диаметром и радиусом кривизны сферической поверхности по 100 мм, диаметр инструмента был равен 70 мм. Расчет проводился для четырех положений инструмента: $\varphi_1 = 65^\circ$, $\varphi_2 = 70^\circ$, $\varphi_3 = 75^\circ$ и $\varphi_4 = 80^\circ$. Анализ результатов свидетельствует о неравномерности распределения давления в исследуемой зоне: минимальное значение p'_x имеет место в зоне контакта края инструмента с линзой (начальные точки зависимостей на рис. 4), а максимальное – в зоне контакта края линзы с инструментом (конечные точки зависимостей $p'_x(x')$ на рис. 4). Отмеченная неравномерность усиливается с увеличением угла отклонения инструмента от оси симметрии линзы и отображается увеличением угла наклона α зависимостей на рис. 4.

На рис. 5 приведены закономерности изменения угла α в зависимости от радиусов кривизны сферической поверхности линз в пределах от 60 до 400 мм для принятых положений инструмента. Эти изменения имеют нелинейный характер, причем их наклон с увеличением угла наклона инструмента в случае использования линз

на рис. 6. Анализ этих результатов показывает, что при углах наклона инструмента до $\varphi_1 = 65^\circ$ происходит, в отличие от данных на рис. 5, постепенное увеличение $\alpha(R)$ (кривая 1), что указывает на более высокое давление в краевой зоне линзы при обработке ее инструментом диаметром 70 мм и приводит к так называемому завалу края. При наклоне инструмента до $\varphi_2 = 70^\circ$ такое явление имеет место, как видно из рис. 6, только для радиуса кривизны линзы до 56 мм (кривая 2). При дальнейшем увеличении угла φ зависимость $\alpha(R)$ стабилизируется – с возрастанием R угол α постепенно уменьшается (кривые 3 и 4).

Для выяснения условий, при которых кривые $\alpha(R)$ не имеют точек перегиба, то есть происходит плавное их уменьшение для любого радиуса кривизны линзы, выполнен расчет α для R линз в пределах от 51 до 80 мм диаметром 100 мм при их обработке инструментами диаметром от 65 до 90 мм. Результаты расчета представлены в таблице. Ее анализ показывает, что для достижения плавного изменения α , что требуется для линз с любым радиусом кривизны, начиная с полусферы, во избежание «завала края» необходимо использовать инструмент диаметром не менее 0,8, а не $0,7d_{л}$ (в случае, если линза является нижним звеном), как это принято считать в производственной практике [5].

С целью проверки полученных результатов расчета проводилась финишная обработка (полирование) выпуклой поверхности линзы радиусом кривизны 120,85 мм и диаметром 90 мм по методу свободного притирания на рычажном полировально-доводочном станке модели 6ПД-200.

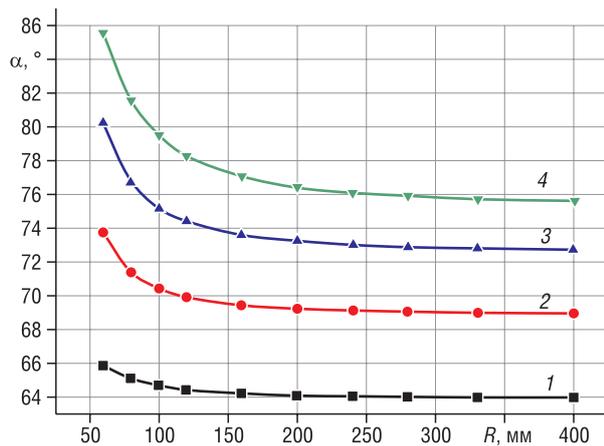


Рис. 5. Закономерности изменения угла наклона α зависимостей $p_x(x')$ для линз диаметром 100 мм радиусами кривизны от 60 до 400 мм при углах отклонения инструмента $\varphi_1 = 65^\circ$ (1), $\varphi_2 = 70^\circ$ (2), $\varphi_3 = 75^\circ$ (3) и $\varphi_4 = 80^\circ$ (4). Диаметр инструмента 70 мм

Fig. 5. Patterns of change in the angle of inclination of α dependencies $p_x(x')$ for lenses with a diameter of 100 mm and radius of curvature from 60 to 400 mm at the tool deflection angles $\varphi_1 = 65^\circ$ (1), $\varphi_2 = 70^\circ$ (2), $\varphi_3 = 75^\circ$ (3) и $\varphi_4 = 80^\circ$ (4). Tool diameter 70 mm

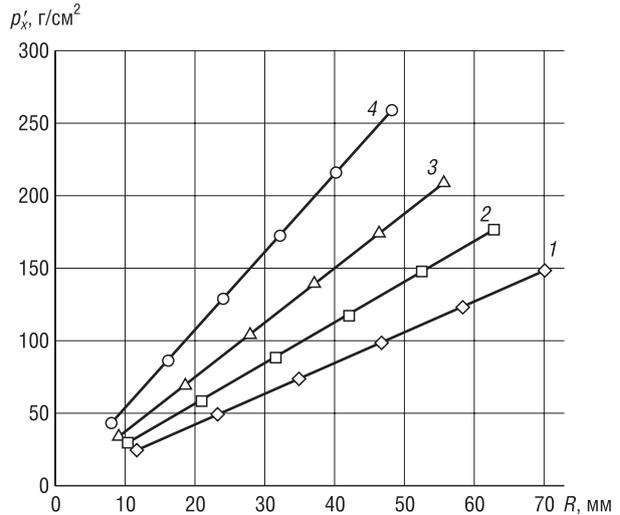


Рис. 4. Распределение текущего давления в различных точках диаметрального сечения зоны соприкосновения инструмента диаметром 70 мм и линзы диаметром 100 мм при углах отклонения инструмента $\varphi_1 = 65^\circ$ (1), $\varphi_2 = 70^\circ$ (2), $\varphi_3 = 75^\circ$ (3) и $\varphi_4 = 80^\circ$ (4)

Fig. 4. Distribution of the current pressure at various points of the diametrical cross section of the contact area of the tool with a diameter of 70 mm and a lens with a diameter of 100 mm at the tool deflection angles $\varphi_1 = 65^\circ$ (1), $\varphi_2 = 70^\circ$ (2), $\varphi_3 = 75^\circ$ (3) и $\varphi_4 = 80^\circ$ (4)

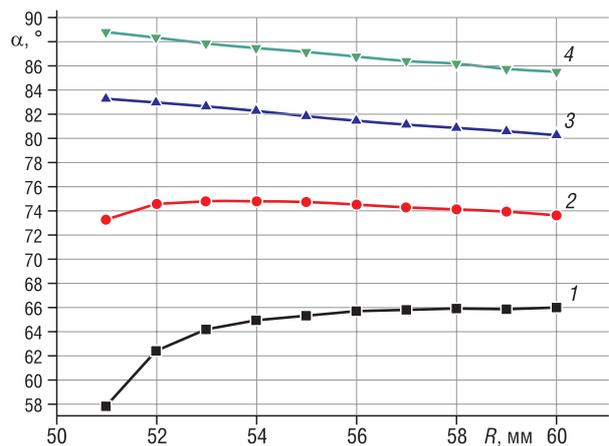


Рис. 6. Закономерности изменения угла наклона α зависимостей $p_x(x')$ для линз диаметром 100 мм радиусами кривизны от 51 до 59 мм при углах отклонения инструмента $\varphi_1 = 65^\circ$ (1), $\varphi_2 = 70^\circ$ (2), $\varphi_3 = 75^\circ$ (3) и $\varphi_4 = 80^\circ$ (4). Диаметр инструмента 70 мм

Fig. 6. Patterns of change in the angle of inclination of α dependencies $p_x(x')$ for lenses with a diameter of 100 mm and radius of curvature from 51 to 59 mm at the tool deflection angles $\varphi_1 = 65^\circ$ (1), $\varphi_2 = 70^\circ$ (2), $\varphi_3 = 75^\circ$ (3) и $\varphi_4 = 80^\circ$ (4). Tool diameter 70 mm

Значения угла наклона α зависимостей $p'_x(x')$ для линз радиусами кривизны от 51 до 80 мм диаметром 100 мм при обработке их инструментами диаметром от 65 до 90 мм

The values of angle of inclination of α dependencies $p'_x(x')$ for lenses with radiuses of curvature from 51 to 80 mm with a diameter of 100 mm when processing them with tools with a diameter from 65 to 90 mm

Угол наклона α , град	Диаметр инструмента d_n , мм											
	65			75			80			90		
	Радиус кривизны линзы R , мм			Радиус кривизны линзы R , мм			Радиус кривизны линзы R , мм			Радиус кривизны линзы R , мм		
	51	60	80	51	60	80	51	60	80	51	60	80
α_1	25,43	65,61	67,37	62,81	63,73	62,25	62,87	60,72	58,99	57,06	53,09	51,89
α_2	64,53	75,71	74,32	73,93	70,75	67,80	72,30	66,80	63,67	63,47	56,18	54,36
α_3	81,90	82,25	79,75	82,67	77,26	72,78	81,03	73,03	67,97	72,37	59,12	56,45
α_4	88,96	86,97	84,30	88,42	83,77	77,53	87,71	79,39	72,06	82,39	63,79	57,88

Обработка выполнялась водной суспензией полирита (двуокиси церия) в соотношении Т : Ж = 1 : 10 (Т и Ж – количество соответственно полирита – твердая фаза и воды – жидкая фаза). В качестве инструментов использовались полиуретановые полировальники диаметром рабочей поверхности от 60 до 80 мм. Толщина пенополиуретановой пленки составляла 1 мм. Радиус сферической поверхности полировальников поддерживался постоянным с помощью алмазного правильного. Полирование выполнялось при следующих режимах: рабочее усилие на линзу – $0,4H$, частота вращения линзы – 6 с^{-1} , амплитуда и частота колебательных движений инструмента – соответственно 40 мм и $2,7 \text{ с}^{-1}$. Продолжительность полирования каждым инструментом составляла 40 мин. При этом макропогрешность (отклонение радиуса кривизны от заданного значения) находилась на уровне четырех интерференционных колец Ньютона. Перед началом полирования каждым инструментом линзу шлифовали алмазным шлифовальником на медной связке с фракцией алмазных зерен 14/10 марки АСМ концентрации 10 %. С помощью наладочного инструмента по специальной методике [6] радиус шлифовальника поддерживался постоянным.

Оценка результатов полирования проводилась по величине локальной погрешности (микропогрешности) ΔN (величина отклонения интерференционного кольца Ньютона от правильной окружности, деленная на ширину между соседними интерференционными кольцами) в краевой зоне полированной поверхности линзы. Погрешность ΔN определяли с помощью интерферометра КУИ-35/RME-500. Результаты измерений приведены на рис. 7, из которого следует, что минимальных значений погрешность ΔN достигает при использовании инструмента диаметром в диапазоне 70–75 мм, что составляет $(0,76–0,83)d_n$, то есть удовлетворительно согласуется с результатами теоретических исследований.

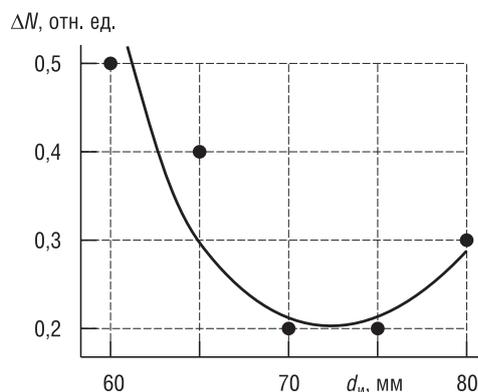


Рис. 7. Закономерности изменения локальной погрешности ΔN в краевой зоне линзы при полировании ее инструментами различного диаметра

Fig. 7. Patterns of changes in the local error ΔN in the marginal zone of the lens when polishing it with tools of different diameters

Заключение. Выполненное математическое моделирование позволяет определить динамическую эпюру давления в непрерывно изменяющейся по величине зоне контакта инструмента и заготовки при обработке сферических поверхностей по методу свободного притирания. Зная закономерность изменения этого давления, представляется возможным, используя гипотезу Ф. Престона, более точно рассчитать интенсивность съема припуска с заготовки в процессе формообразования высокоточных линз.

Проведенные теоретические и экспериментальные исследования влияния диаметра инструмента на процесс полирования сферической поверхности в условиях свободного притирания позволили определить минимально допустимый диаметр полировальника для конкретного диаметра линзы, при котором исключается появление локальной погрешности в краевой зоне последней, обусловленное перепадом эпюры давления между притирающимися поверхностями в процессе переносного движения инструмента. Полученные результаты позволя-

ют назначить оптимальный диаметр инструмента в зависимости от размеров обрабатываемой линзы без проведения предварительных трудоемких экспериментов и могут быть использованы в оптическом и оптико-электронном приборостроении.

Список использованных источников

1. Preston, E. W. The Theory and Design of Plate Glass Polishing Machines / E. W. Preston // *Journal of the Society of Glass Technology*. – 1927. – № 11. – P. 214–256.
2. Артоболевский, И. И. Теория механизмов и машин / И. И. Артоболевский. – М.: Наука, 1988. – 639 с.
3. Абрамов, Ю. Т. Влияние «выхода за край» на распределение контактных давлений между инструментом и изделием дисковой формы / Ю. Т. Абрамов, М. И. Перец // *Вопросы механики и машиностроения*. – Рига, 1973. – Вып. 4. – С. 42–52.
4. Математика для инженеров: в 2 т. / С. А. Минюк [и др.]; под общ. ред. Н. А. Микулика. – Минск: ООО «Элайда», 2006. – Т. 2. – 496 с.
5. Зубаков, В. Г. Технология оптических деталей / В. Г. Зубаков, М. Н. Семибратов, С. К. Штандель; под ред. М. Н. Семибратова. – М.: Машиностроение, 1985. – 368 с.
6. Козерук, А. С. Управление формообразованием прецизионных поверхностей деталей машин и приборов на основе математического моделирования: дис. ... д-ра техн. наук: 05.03.01, 05.02.08 / А. С. Козерук. – Минск, 1997. – 317 л.

References

1. Preston E. W. The Theory and Design of Plate Glass Polishing Machines. *Journal of the Society of Glass Technology*, 1927, no. 11, pp. 214–256.
2. Artobolevskii I. I. *Theory of Mechanisms and Machines*. Moscow, Nauka Publ., 1988. 640 p. (in Russian).
3. Abramov Yu. T., Perets M. I. Influence of the “overrun” on the distribution of contact pressure between the tool and the disk-shaped product. *Voprosy mekhaniki i mashinostroeniya* [Questions of Mechanics and Mechanical Engineering]. Riga, 1973, vol. 4, pp. 42–52 (in Russian).
4. Minyuk S. A., Berezkina N. S., Goncharova M. N., Metel'skii A. V., Mikulik N. A. (ed.). *Mathematics for Engineers*. Vol. 2. Minsk, Elaida Publ., 2006. 496 p. (in Russian).
5. Zubakov V. G., Semibratov M. N., Shtandel S. K., Semibratov M. N. (ed.). *Optical Parts Technology*. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1985. 368 p. (in Russian).
6. Kozeruk A. S. *Controlling the Formation of Precision Surfaces of Machine Parts and Devices Based on Mathematical Modeling*. Minsk, 1997. 317 sheets (in Russian).

Информация об авторах

Козерук Альбин Степанович – доктор технических наук, профессор, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: akozeryk@tut.by. <https://orcid.org/0000-0001-5484-9294>

Джейсонт Луис Мальника – аспирант, Университет Якамбу (Жилой парк La Mora, ул. 1А между пр. 3 и 4, Кабударе 3023, Лара, Венесуэла). E-mail: yeisonthl@gmail.com

Сухоцкий Александр Анатольевич – старший преподаватель, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: sukhotsky&list.ru

Юринок Виктор Иванович – кандидат технических наук, доцент, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: vyurinok@tut.by

Филонова Марина Игоревна – кандидат технических наук, доцент, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: filonovami@mail.ru

Шамкалович Виктор Иванович – кандидат технических наук, доцент, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: shamkalovich@bntu.by

Information about the authors

Albin S. Kozeruk – D. Sc. (Engineering), Professor, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: akozeryk@tut.by. <https://orcid.org/0000-0001-5484-9294>

Yeisonth Louis Malpica – Graduate Student, Yacambu University (Residencial Park La Mora, street 1A between avenues 3 and 4, Cabudare 3023, Lara, Venezuela). E-mail: yeisonthl@gmail.com

Alexander A. Sukhotski – Senior Lecturer, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: sukhotsky-&list.ru

Viktar I. Yurynok – Ph. D. (Engineering), Associate Professor, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: vyurinok@tut.by

Marina I. Filonova – Ph. D. (Engineering), Associate Professor, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: filonovami@mail.ru

Viktar I. Shamkalovich – Ph. D. (Engineering), Associate Professor, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: shamkalovich@bntu.by

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

УДК 621.311
<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-438-446>

Поступила в редакцию 12.07.2019
Received 12.07.2019

А. С. Мельников¹, Б. И. Попов²

¹*Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук
Беларуси, Минск, Беларусь*

²*Институт энергетики Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь*

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ КОНДЕНСАЦИОННЫХ
И ТЕПЛОФИКАЦИОННЫХ ТУРБОАГРЕГАТОВ НА ОСНОВЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ
ХАРАКТЕРИСТИК ТУРБИН**

Аннотация. Решалась задача расчета коэффициентов полезного действия турбоагрегатов различного типа, входящих в состав оборудования источников электрической и тепловой энергии. В упрощенных подходах к представлению турбоагрегатов, часто используемых в алгоритмах программ оптимизации энергосистем, в целях сокращения расчетного времени игнорируется зависимость эффективности установки от текущей мощности, не учитывается влияние величины давления в отборах пара теплофикационных турбин для покрытия тепловой нагрузки и наличие холостого хода турбин. Указанные подходы просты в использовании и реализации, однако могут вносить заметные погрешности в результаты оптимизации ввиду отсутствия учета параметров и зависимостей, имеющих место в реальных режимах работы оборудования и значительно влияющих на количество используемого оптимизируемой системой топлива. В отличие от упрощенного подхода, в работе для определения коэффициентов полезного действия, характеризующих эффективность турбоагрегатов, использованы энергетические характеристики. Это позволяет давать более точную оценку эффективности в различных режимах работы без существенного усложнения алгоритма с незначительным увеличением расчетного времени. Использование предлагаемого подхода показало наличие заметного уточнения эффективности по сравнению с простыми моделями и, следовательно, целесообразность представления турбоагрегатов с использованием энергетических характеристик в алгоритмах программ, предназначенных для оптимизации энергосистем.

Ключевые слова: коэффициент полезного действия, турбоагрегат, эффективность, энергетические характеристики, алгоритм, программа, оптимизация, энергосистема

Для цитирования: Мельников, А. С. Определение эффективности конденсационных и теплофикационных турбоагрегатов на основе энергетических характеристик турбин / А. С. Мельников, Б. И. Попов // Вест. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2019. – Т. 64, № 4. – С. 438–446. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-438-446>

A. S. Melnikov¹, B. I. Popov²

¹*Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus*

²*Institute of Energy of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus*

**DETERMINATION OF EFFICIENCY OF CONDENSATION AND HEAT TEFLIFICATION TURBO UNITS
ON THE BASIS OF TURBINE ENERGY CHARACTERISTICS**

Abstract. In this work, the problem of calculating the efficiency of turbo-units of various types that are part of the equipment of electric and thermal energy sources was solved. In simplified approaches to the representation of turbine units, often used in algorithms of power system optimization programs, in order to reduce the estimated time, the dependence of the plant efficiency on the current power is ignored, the influence of the pressure in the steam extraction of cogeneration turbines to cover the heat load and the idle speed of the turbines are not taken into account. These approaches are easy to use and implement, however, they can introduce noticeable errors in the optimization results due to the lack of consideration of parameters and dependencies that occur in real equipment operation modes and significantly affect the amount of fuel used by the optimized system. In contrast to the simplified approach, energy characteristics were used in the work to determine the efficiency factors character-

izing the efficiency of turbine units. This allows providing a more accurate assessment of the effectiveness in various operating modes without significantly complicating the algorithm with a slight increase in the estimated time. Using the proposed approach showed the presence of a noticeable refinement of efficiency compared to simple models and, therefore, the feasibility of representing turbine units using energy characteristics in program algorithms designed to optimize energy systems.

Keywords: efficiency, turbine unit, efficiency, energy characteristics, algorithm, program, optimization, power system

For citation: Melnikov A. S., Popov B. I. Determination of efficiency of condensation and heat teflification turbo units on the basis of turbine energy characteristics. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 438–446 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-438-446>

Введение. Инструменты оптимизации энергетических систем нуждаются в простых алгоритмах расчета эффективности турбоагрегатов различного типа для производства электрической и тепловой энергии.

В алгоритмах оптимизационных программ (см., например, [1]) эффективность работы турбины обычно характеризуется коэффициентом полезного действия (КПД), который определяется при номинальной мощности и не зависит от ее текущего значения. Простота таких алгоритмов позволяет использовать их без больших затрат машинного времени. Однако такой подход имеет ряд недостатков, самым принципиальным из которых является игнорирование зависимости эффективности работы турбин от уровня мощности, хотя в действительности эта зависимость может быть весьма существенной. На эффективность работы теплофикационных турбин оказывает также влияние величина давления в отборах пара потребителю тепла. Наконец, такие алгоритмы не учитывают наличие холостого хода турбин.

Указанные недостатки могут быть в значительной степени устранены без большого увеличения сложности расчетного алгоритма использованием для определения эффективности турбоагрегатов энергетических характеристик.

Энергетическая характеристика представляет собой зависимость расхода тепла на турбину от электрической мощности турбоагрегата и мощности регулируемых отборов пара [2, 3]. Энергетические характеристики могут быть представлены в различном виде, в частности как типовые, носящие нормативный характер и включающие диаграммы режимов с поправками для оценок показателей турбоагрегатов [3]. Однако, имея в виду дальнейшую разработку алгоритмов оптимизационных программ, значительно удобнее иметь аналитические выражения для энергетических характеристик. Поэтому далее используем аналитические выражения энергетических характеристик для ряда турбин, взятые из [2].

Турбоагрегат с конденсационной турбиной. Эффективность работы турбоагрегата с конденсационной турбиной можно охарактеризовать коэффициентом полезного действия (КПД) η_{tu} :

$$\eta_{tu} = \frac{N}{Q_0}, \quad (1)$$

где N – электрическая мощность генератора, МВт; Q_0 – энергетическая характеристика турбоагрегата, которая дает расход тепла на турбину, обеспечивающий данную мощность, МВт.

Энергетическая характеристика турбоагрегата с конденсационной турбиной Q_0 рассчитывается по формуле [2]

$$Q_0 = Q_{id} + rN, \quad (2)$$

где Q_{id} – расход тепла на холостой ход турбины (при нулевой нагрузке), МВт; r – относительный прирост количества тепла.

Подставляя (2) в (1), получаем

$$\eta_{tu} = \frac{N}{Q_{id} + rN} = \frac{1}{\frac{Q_{id}}{N} + r}. \quad (3)$$

Таким образом, выражение (3) определяет зависимость КПД от мощности.

Чтобы оценить, насколько велика может быть погрешность представления турбоагрегата единственным значением КПД на номинальной мощности, рассмотрим в качестве примера энергетическую характеристику турбоагрегата К-300-240, которая рассчитывается следующим образом [2]:

$$Q_0 = 50 + 1,967N.$$

Зависимости рассчитанных по выражениям (2) и (3) энергетической характеристики и КПД турбоагрегата К-300-240 от мощности показаны на рис. 1.

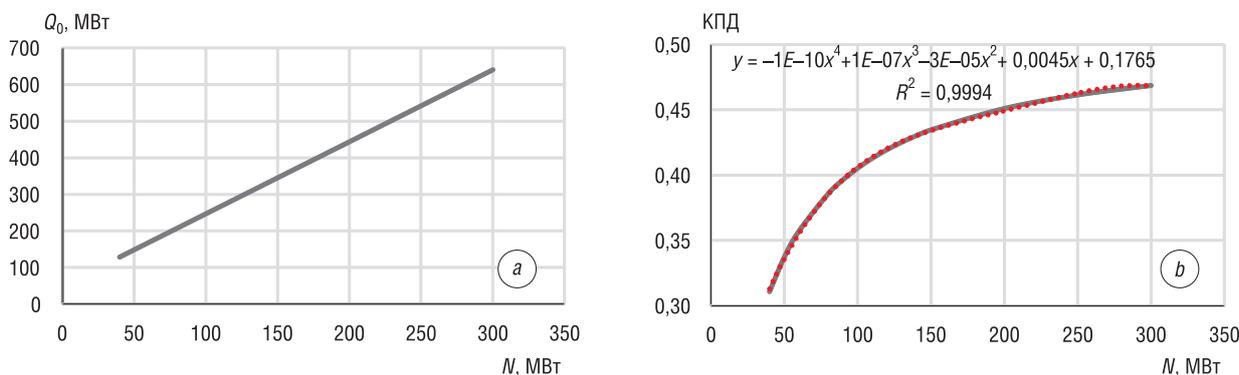


Рис. 1. Зависимости энергетической характеристики и КПД турбоагрегата К-300-240 от мощности
Fig. 1. Dependences of the energy characteristics and efficiency of the К-300-240 turbine unit on power

КПД турбоагрегата, как видно из выражения на рис. 1, *b*, с высокой степенью достоверности представляется полиномом 4-го порядка, что подтверждается близостью к единице статистического параметра R^2 , характеризующего качество представления. В этом выражении x – значение мощности, y – значение КПД. В алгоритме оптимизационной программы, таким образом, можно с одинаковым успехом использовать как прямой расчет КПД по выражению (3), так и аппроксимацию, показанную красными точками на рис. 1, *b*.

Как видно из рис. 1, *b*, КПД имеет ярко выраженную нелинейность при мощности, меньшей 50 % от номинальной. При мощности 50 % от номинальной, значения КПД меньше более чем на 7 % относительных (по отношению к КПД на номинальной мощности), а при мощности 30 % от номинала – на 13,5 %. Такая существенная зависимость КПД от мощности требует учета при проведении оптимизационных расчетов или, по крайней мере, анализа необходимости такого учета.

Турбоагрегаты с теплофикационными турбинами. В общем виде энергетическая характеристика турбоагрегата с производственным и отопительным отборами пара представляется в виде [2]

$$Q_0 = Q_{id} + r_k N - (r_k - r_t) N_t + \sum Q_h, \quad (4)$$

$$N_t = W_{in}^p Q_h^p + W_{in}^h Q_h^h - \Delta N_{id}, \quad (5)$$

где r_k , r_t – удельный расход тепла для конденсационного и теплофикационного потоков пара соответственно; $\sum Q_h = Q_h^p + Q_h^h$ – полная тепловая нагрузка производственного и отопительного отборов, МВт; W_{in}^p , W_{in}^h – удельная выработка электроэнергии на тепловом потреблении для производственного и отопительного отборов соответственно; ΔN_{id} – условная мощность холостого хода, МВт; N_t – мощность на тепловом потреблении, МВт.

Используем (4) и (5) для определения эффективности турбины в частных случаях – для турбины противодавления типа Р и теплофикационной типа Т.

Турбоагрегат с теплофикационной турбиной типа Р. Для турбоагрегата этого типа $Q_h^h = 0$ и $N = N_t$, поэтому выражения (4) и (5) приобретают вид:

$$Q_0 = Q_{id} + r_t N_t + Q_h^p, \quad (6)$$

$$N_t = W_{in}^p Q_h^p - \Delta N_{id}, \quad (7)$$

$$W_{in}^p = a \left(\frac{P_n}{P_p} \right)^c, \quad (8)$$

$$\Delta N_{id} = ab \left(\frac{P_n}{P_p} \right)^c, \quad (9)$$

где мощность холостого хода Q_{id} зависит только от типа турбины; a , b и показатель степени C – известные величины, также зависящие от типа турбины; p_n и p_p – соответственно номинальное и текущее значения давления в производственном отборе турбины.

Из (6) видно, что поток тепла, поступающего в турбину, можно условно разделить на потоки холостого хода, производства электроэнергии (на тепловом потреблении) и производства тепла (для внешнего потребителя). Поэтому в соответствии с таким разделением эффективность работы турбоагрегата можно охарактеризовать следующими условными составляющими КПД:

КПД по производству электроэнергии η_e :

$$\eta_e = \frac{N_t}{Q_0}, \quad (10)$$

КПД по производству тепла η_h :

$$\eta_h = \frac{Q_h^p}{Q_0} \quad (11)$$

полный КПД η :

$$\eta = \eta_e + \eta_h. \quad (12)$$

В отличие от простого подхода, при котором турбина характеризуется номинальными значениями КПД по производству электроэнергии и тепла во всем диапазоне мощностей, использование энергетической характеристики позволит учитывать зависимость составляющих КПД от таких параметров, как уровень электрической и тепловой мощности и противодавление.

В качестве численного примера рассмотрим модификацию турбины P-50-130/13 [4], основные показатели которой приведены в табл. 1.

Т а б л и ц а 1. Исходные данные по турбине P-50-130/13

Table 1. Initial data for the turbine R-50-130/13

Параметр	Значение
Электрическая мощность номинальная/максимальная, МВт	52,7/60
Номинальное противодавление, МПа	1,275
Номинальная тепловая мощность*, МВт	224
Удельный расход тепла для теплофикационного потока пара, МВт/МВт	1,01
Расход тепла на холостой ход, МВт	1,164
Коэффициент a	0,3
Величина b , МВт	48,3
Показатель степени C	0,55

*Рассчитана по выражению (6) при номинальной электрической мощности и номинальном противодавлении.

В табл. 1 приведены также коэффициенты для расчета энергетической характеристики, входящие в формулы (6)–(9).

Электрическая мощность на тепловом потреблении N_t , как видно из выражений (7)–(9), зависит от величины противодавления p_T . Характер этой зависимости при номинальной тепловой мощности показан на рис. 2.

Как видно из формулы на рисунке, зависимость хорошо описывается полиномиальной зависимостью 3-й степени. В формуле x – значение противодавления, y – значение электрической мощности. В области номинального значения противодавления уменьшение его значения на 14 % приводит к увеличению электрической мощности примерно на 8 %. Такая достаточно сильная зависимость требует учета при проведении оптимизационных расчетов.

На рис. 3 показана зависимость электрической мощности от тепловой, полученная с помощью формул (6)–(12). Из выражения (7) понятно, что электрическая и тепловая мощности турбоагрегата связаны линейной зависимостью. Учет холостого хода турбины приводит к тому, что электрическая мощность равна 0 до определенного значения тепловой мощности, равного 48,3 МВт для турбины типа P.

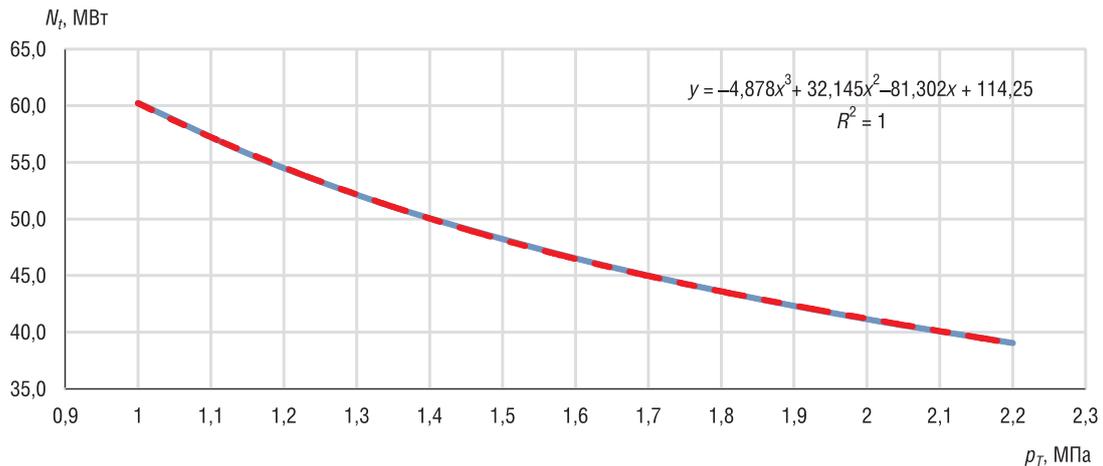


Рис. 2. Зависимость электрической мощности от противодействия при номинальной тепловой мощности
 Fig. 2. Dependence of electric power on backpressure at rated thermal power

На этом же рисунке показана зависимость, используемая при простом подходе [1]. Поскольку в данном подходе не учитывается наличие холостого хода турбины, линейная зависимость связывает нулевые и номинальные значения электрической и тепловой мощности.

Как видно, простой подход завышает величину электрической мощности, которую можно получить при определенной тепловой мощности. При тепловой мощности около 40 % от номинальной превышение составит около 50 % от более корректного значения, полученного с использованием энергетической характеристики. Такая погрешность может оказать существенное влияние на результаты оптимизационных расчетов.

На рис. 4 представлены составляющие и полный КПД, рассчитанные по формулам (10)–(12), также в зависимости от тепловой мощности.

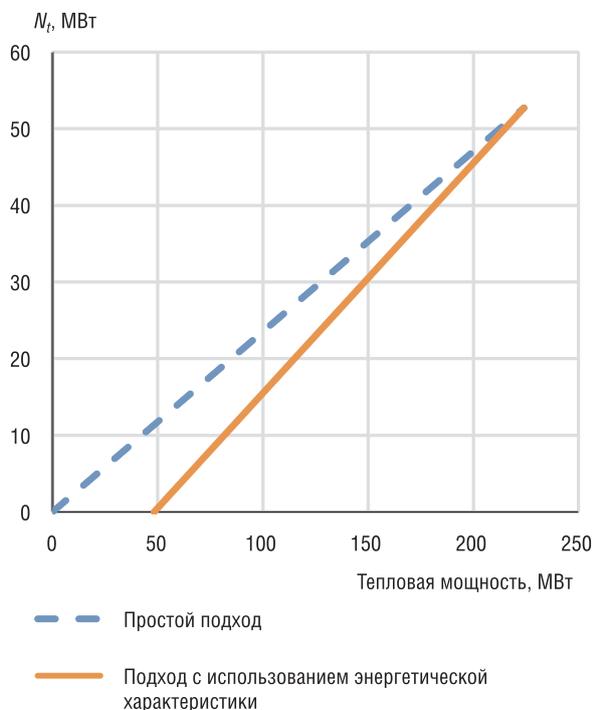


Рис. 3. Соотношения тепловой и электрической мощности, полученные при простом подходе и с использованием энергетической характеристики
 Fig. 3. Ratios of thermal and electric power obtained with a simple approach and using of the energy characteristics

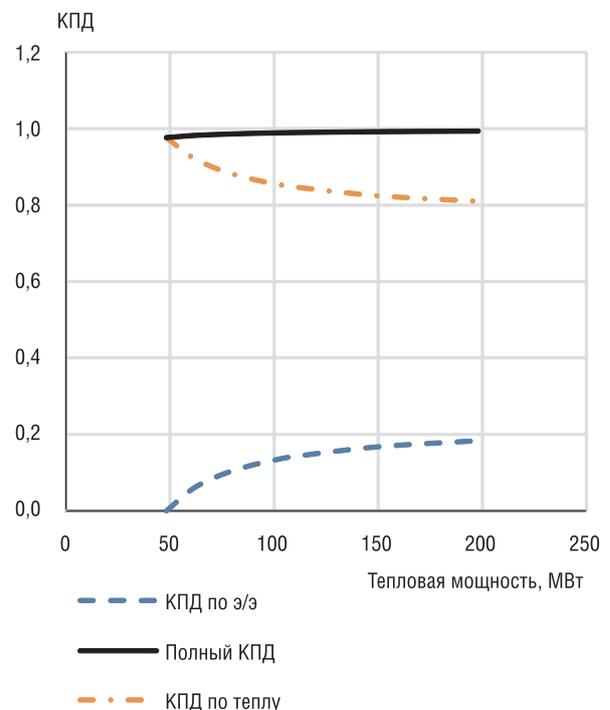


Рис. 4. Зависимость КПД турбины Р-50-130/13 от тепловой мощности
 Fig. 4. The dependence of the efficiency of the turbine R-50-130/13 on thermal power

Полный КПД, как видно из рис. 4, изменяется незначительно, отражая противоположный ход зависимостей его составляющих по электроэнергии и по теплу. Однако составляющая по электроэнергии меняется весьма существенно. Так, при мощности в 40 % от номинальной КПД по электроэнергии составляет менее 60 % от его номинального значения. Это также может сказываться на результатах оптимизационных расчетов и говорит о целесообразности оценки эффективности турбоагрегатов с применением энергетических характеристик.

Турбоагрегат с теплофикационной турбиной типа Т. Поскольку турбины этого типа имеют только отопительные отборы пара, выражения (4) и (5) преобразуются:

$$Q_0 = Q_{id} + r_k N - (r_k - r_t) N_t + Q_h^h = Q_{id} + r_k N_k + r_t N_t + Q_h^h, \quad (13)$$

$$N_t = W_{in}^h Q_h^h - \Delta N_{id}, \quad (14)$$

$$W_{in}^h = e Q_h^h p_T^{-F}, \quad (15)$$

$$\Delta N_{id} = g p_T^{-F}, \quad (16)$$

где $Q_{id} = dp_T$; $N_k = N - N_t$ – конденсационная мощность турбоагрегата; d, e, g и показатель степени F – величины, зависящие от типа турбины.

Для турбоагрегатов данного типа можно ввести понятия следующих условных составляющих КПД:

КПД по производству электроэнергии конденсационным потоком пара:

$$\eta_e^K = \frac{N_k}{Q_0}, \quad (17)$$

КПД по производству электроэнергии теплофикационным потоком пара:

$$\eta_e^T = \frac{N_t}{Q_0}, \quad (18)$$

КПД по производству тепла:

$$\eta_h = \frac{Q_h^h}{Q_0}, \quad (19)$$

полный КПД турбоагрегата:

$$\eta = \eta_e^K + \eta_e^T + \eta_h. \quad (20)$$

В качестве численного примера рассмотрим турбину Т-175/210-130 [3]. Основные характеристики турбины приведены в табл. 2.

В табл. 3 приведены значения коэффициентов, рассчитанные по формулам (14)–(16).

Используя зависимости (13)–(16), определим, что номинальное значение электрической мощности 175 МВт при максимальной тепловой нагрузке 325 МВт реализуется при давлении в верхнем отборе турбины 0,124 МПа. Это значение давления примем за номинальное и для него проведем дальнейшие выкладки. По формуле (13) можно также подсчитать максимальную электрическую мощность турбины, реализуемую в конденсационном режиме работы. Эта мощность оказывается равной 206 МВт и отличается от значения 210 МВт, приведенного в табл. 2, менее чем на 2 %. Таким образом, выражение для энергетической характеристики адекватно воспроизводит основные характеристики турбины.

Т а б л и ц а 2. Характеристики турбины Т-175/210-130

Table 2. Characteristics of the turbine Т-175/210-130

Наименование характеристики	Значение
Мощность, МВт	
номинальная	175
максимальная	210
Максимальная тепловая нагрузка, МВт	325
Диапазон давления в верхнем отборе, МПа	0,05–0,29

Т а б л и ц а 3. Коэффициенты для расчета энергетической характеристики турбины Т-175/210-130

Table 3. The coefficients for calculation of energy characteristic for the turbine Т-175/210-130

Наименование коэффициента	Значение
r_k	2,316
r_t	1,016
d	198,9
e	0,433
F	–0,140
g	10,576

С учетом выражений (13)–(16), построены границы области работы турбины типа Т (рис. 5), внутри которой возможны произвольные соотношения электрической и тепловой мощности.

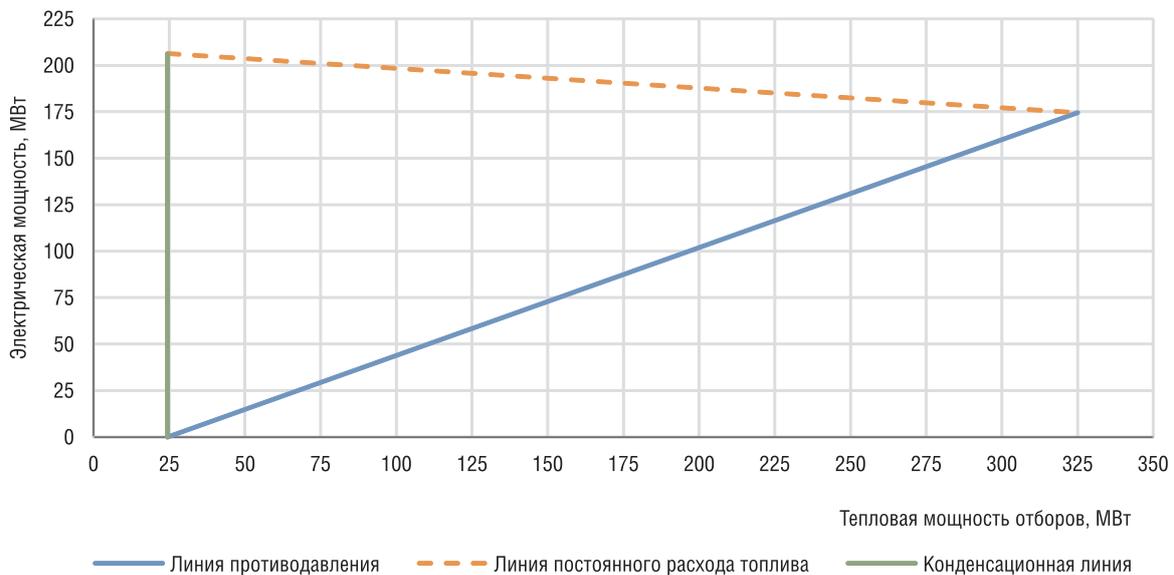


Рис. 5. Область работы турбины Т-175/210-130
 Fig. 5. Area of operation of the turbine T-175/210-130

Область работы турбины, построенная с использованием энергетической характеристики, аналогична таковой для подхода, используемого в [1]. Отличие состоит в сдвиге линии работы в конденсационном режиме вправо, который вызван учетом холостого хода турбины. Существенным уточнением является также возможность учета зависимости эффективности работы турбины от ее мощности в отличие от методологии [1], где используется только номинальная эффективность. На рис. 6 показаны полные КПД работы турбины на так называемой линии

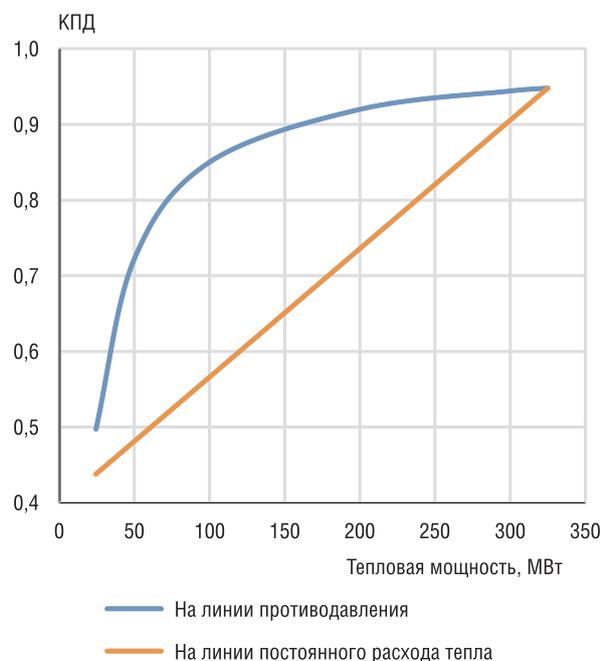


Рис. 6. Полный КПД на границах области работы турбины
 Fig. 6. Total efficiency at the boundaries of the turbine work area

противодействия (нижняя граница области работы на рис. 5) и линии постоянного расхода тепла (пунктирная линия на рис. 5).

Как видно, режим противодействия является наиболее выгодным, что соответствует физическому смыслу и лишний раз подтверждает адекватность аналитических выражений для энергетической характеристики турбины типа Т.

Зависимость КПД от электрической мощности в конденсационном режиме работы отражена на рис. 7. Можно видеть, что данная зависимость является довольно сильной. При 40%-ной нагрузке эффективность снижается по отношению к номинальной примерно на 23 %, что является достаточным основанием для учета зависимости при оптимизационных расчетах.

На рис. 8 показаны рассчитанные с использованием энергетической характеристики составляющие КПД турбины Т-175/210-130 на линии $N = 0,333Q_h^h + 66,667$, лежащей между линиями противодействия и постоянного расхода тепла.

Из рисунка видно, что хотя зависимости составляющих эффективности для рассмотренной линии соотношения тепловой и электрической мощности не столь сильны, как на линии противодавления, однако они достаточно велики для того, чтобы утверждать о необходимости их учета при оптимизационных расчетах энергосистем.

Аналогичным образом могут быть получены с учетом зависимости от уровня мощности и давления в отборах пара модели КПД турбоагрегатов с турбинами производственно-отопительного типа ПТ. Энергетические характеристики для ряда турбин этого типа приведены в [2].

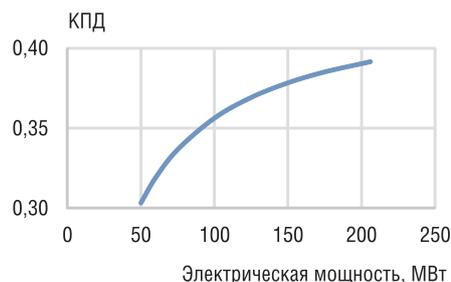


Рис. 7. Зависимость КПД от мощности в конденсационном режиме

Fig. 7. Efficiency versus power in condensation mode

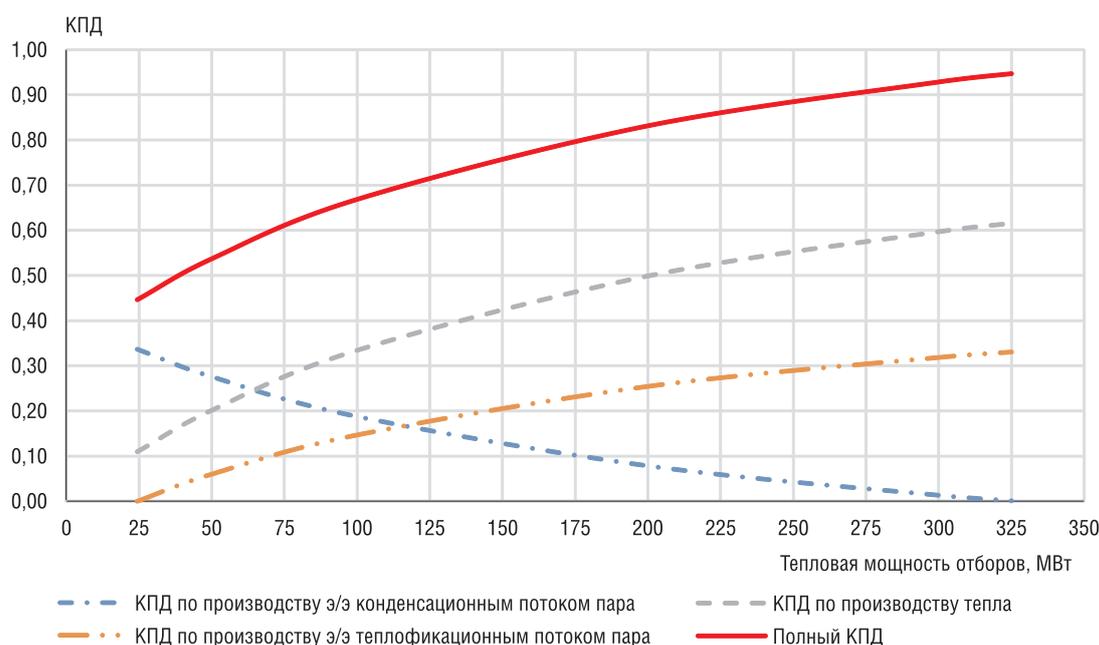


Рис. 8. Составляющие КПД турбины Т-175/210-130

Fig. 8. The components of the efficiency of the turbine T-175/210-130

Заклучение. Для определения и оценки зависимости эффективности работы ряда турбоагрегатов конденсационного и теплофикационного типа от таких переменных параметров, как электрическая, тепловая мощность и давление пара в отборах турбины, использованы аналитические выражения энергетических характеристик.

Установлено, что для больших конденсационных турбин типа К-300-240 при мощности 50 % от номинальной КПД меньше номинального более чем на 7 % относительных (по отношению к КПД на номинальной мощности), а при мощности 30 % от номинала – на 13,5 %.

Для турбин противодавления типа Р-50-130/13 уменьшение противодавления на 14 % в области номинального значения приводит к увеличению электрической мощности примерно на 8 %. Отсутствие учета наличия холостого хода приводит для данной турбины к значительному завышению электрической мощности, которую можно получить при определенной тепловой мощности. При тепловой мощности около 40 % от номинальной превышение составит величину около 50 % от более корректного значения, полученного с использованием энергетической характеристики.

Для теплофикационных турбин типа Т-175/210-130 при 40%-ной нагрузке в конденсационном режиме работы эффективность снижается по отношению к номинальной примерно на 23 %.

Перечисленные обстоятельства дают основание сделать вывод о целесообразности использования достаточно простого алгоритма расчета энергетических характеристик для определения эффективности работы турбоагрегатов в программах, предназначенных для оптимизации энергетических систем.

Список использованных источников

1. MESSAGE. Model for Energy Supply Strategy Alternatives and their General Environmental Impacts. User Manual. (DRAFT). International Atomic Energy Agency, 2007.
2. Качан, А. Д. Режимы работы и эксплуатации тепловых электрических станций / А. Д. Качан. – Минск: Выш. шк., 1978. – 146 с.
3. Рыжкин, В. Я. Тепловые электрические станции: учеб. для вузов / В. Я. Рыжкин. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 328 с.
4. Трухний, А. Д. Теплофикационные паровые турбины и турбоустановки: учеб. пособие для вузов / А. Д. Трухний, Б. В. Ломакин. – М.: МЭИ, 2002. – 540 с.

References

1. International Atomic Energy Agency. *MESSAGE. Model for Energy Supply Strategy Alternatives and their General Environmental Impacts*. User Manual. Vienna, 2007.
2. Kachan A. D. *Modes of Operation and Operation of Thermal Power Plants*. Minsk, Vysheishaya shkola Publ., 1978. 146 p. (in Russian).
3. Ryzhkin V. Ya. *Thermal Power Stations*. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1987. 328 p. (in Russian).
4. Trukhnii A. D., Lomakin B. V. *Heating Steam Turbines and Turbine Units*. Moscow, Moscow Energy Institute, 2002. 540 p. (in Russian).

Информация об авторах

Мельников Алексей Сергеевич – аспирант, младший научный сотрудник, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Беларуси (а/я 119, 220109, Минск, Республика Беларусь). E-mail: melnikov1991@bk.ru

Попов Борис Игоревич – кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник, Институт энергетики Национальной академии наук Беларуси (ул. Академическая, 15, корп. 2, 220072, Минск, Республика Беларусь). E-mail: bipopovby@gmail.com

Information about the authors

Alexey S. Melnikov – Ph. D. Student, Junior Researcher, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Science of Belarus (P.O. box 119, 220109, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: melnikov1991@bk.ru

Boris I. Popov – Ph. D. (Engineering), Leading Researcher, Institute of Energy of the National Academy of Sciences of Belarus (b. 2, 15, Akademicheskaya Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: bipopovby@gmail.com

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

УДК 628.165

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-447-457>

Поступила в редакцию 18.07.2019

Received 18.07.2019

А. С. Жданок, А. Г. Червяк, Е. А. Матвейчик, С. В. Шушков*ООО «Перспективные исследования и технологии», Минск, Беларусь*

ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ РАБОТЫ ОПРЕСНИТЕЛЯ НА ПРИНЦИПЕ ЕМКОСТНОЙ ДЕИОНИЗАЦИИ

Аннотация. Изучены основные электрофизические и технологические параметры разработанного для долгосрочной работы CDI-опреснителя, работающего на принципе деионизации раствора соли на электродах с развитой поверхностью. В предложенном оборудовании для деминерализации воды применена упрощенная конструкция с прокачкой раствора сквозь электроды («flow through electrodes»), что позволяет обходиться без относительно дорогих ионообменных мембран. В качестве электродного материала применялся войлок нетканый «Карбопон-В-Актив-200-65А», оценочное значение удельной поверхности материала которого по результатам проведенных измерений по методике с осаждением ацетона составило ~ 1000 м²/г и более. Также преимуществами предложенного CDI-опреснителя являются отсутствие высоконагруженных силовых элементов, использование коррозионностойких материалов и надежность схемы укладки электродов, что позволяет рассчитывать на его долговременную и надежную работу. Продемонстрированы различные возможности эксплуатационной настройки режимов опреснителя – сокращение разрядного периода за счет приложения импульсов напряжения обратной полярности, повышение эффективности путем организации процедуры учета реального напряжения на рабочих электродах внутри CDI-ячейки. Высокая энергетическая эффективность деминерализации определяется относительно низким рабочим напряжением ~ 1 В. Установлено, что с увеличением силы тока удаление соли проходит эффективнее, соответственно степень опреснения выше при большем токе: рабочему периоду 30 мин соответствует величина степени опреснения ~ 20 % при напряжении 1,4 В и ~ 30 % в режиме 1,6 В. Отмечена возможность повышения производительности обессоливания до ~ 100 г соли за получасовой период. Определены возможные пути дальнейшего повышения эффективности работы представленного в статье оборудования.

Ключевые слова: опреснение, солевой раствор, объемная деионизация, пористый электрод, сорбция ионов, степень опреснения, энергетическая эффективность

Для цитирования: Электрофизические характеристики работы опреснителя на принципе емкостной деионизации / А. С. Жданок [и др.] // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2019. – Т. 64, №4. – С. 447–457. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-447-457>

A. S. Zhdanok, A. G. Charviak, Ya. A. Matveichyk, S. V. Shushkov*Advanced Research and Technologies LLC, Minsk, Belarus*

ELECTROPHYSICAL CHARACTERISTICS OF THE DESALINATION PLANT BASED ON THE PRINCIPLE OF CAPACITIVE DEIONIZATION

Abstract. The basic electrophysical and technological parameters of a CDI desalination plant designed for long-term operation, based on the principle of salt solution deionization on electrodes with a developed surface, have been studied. The proposed equipment for water demineralization uses a simplified design with pumping the solution through electrodes (“flow through electrodes”), which allows bypassing without relatively expensive ion-exchange membranes. Non-woven felt “Karbopon-V-Aktiv-200-65A” was used as the electrode material, the estimated value of the specific surface of the material of which, according to the results of measurements by the method with the deposition of acetone, amounted to ~ 1000 м²/g or more. Also, the advantages of the proposed CDI desalination plant are the absence of highly loaded power elements, the use of corrosion-resistant materials and the reliability of the electrode stacking scheme, which makes it possible to count on its long-term and reliable operation. Various possibilities of operational adjustment of the desalination plant modes are demonstrated – reduction of the discharge period due to the application of voltage pulses of reverse polarity, increasing efficiency by organizing a procedure for taking into account the real voltage at the working electrodes inside the CDI cell. The high-energy efficiency of demineralization is determined by the relatively low operating voltage of ~ 1 V. It is established that with increasing amperage, salt removal is more efficient, respectively, the degree of desalination is higher at a higher current: the working period of 30 minutes corresponds to the degree of desalination of ~ 20 % at a voltage of 1.4 V and ~ 30 % in the 1.6 V mode. The possibility of increasing the desalination capacity to ~ 100 g of salt over a half-hour period was noted. Possible ways to further improvement of the performance of the equipment presented in the article are identified.

Keywords: desalination, saline solution, volume deionization, porous electrode, ion sorption, degree of desalination, energy efficiency

For citation: Zhdanok A. S., Charviak A. G., Matveichyk Ya. A., Shushkov S. V. Electrophysical characteristics of the desalination plant based on the principle of capacitive deionization. *Vestsi Natsyyanal' nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 447–457 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-447-457>

Введение. Установка для опреснения воды разработана на принципе проточного конденсатора Capacitive DeIonization (CDI) [1–4]. Данный способ деминерализации является относительно новым, его техническая реализация началась после промышленного освоения углеродных наноматериалов с развитой сорбирующей поверхностью, например расширенного графита [5–8].

Перспективность метода заключается в его высокой энергетической эффективности, поскольку процесс удаления ионов соли происходит при относительно низких напряжениях. Так, при деминерализации способом обратного осмоса воды объемом $V = 1$ л затраты энергии для характерного перепада давления на мембране $P \sim 10$ бар оцениваются величиной $W = P \cdot V \sim 1000$ Дж. В случае CDI-опреснителя для удаления количества соли G необходимо в соответствии с законом Фарадея пропустить через раствор заряд $Q = G \cdot (e \cdot N_A) / \mu$, где e – заряд электрона, N_A – число Авогадро, μ – молекулярный вес соли. Для 1 г соли NaCl ($\mu = 58,5$) величина перенесенного заряда составит $Q \sim 1650$ Кл. Чтобы избежать электролиза воды, величину рабочего напряжения выбирают менее 1,2 В. При этом для напряжения ~ 1 В энергозатраты составят $W = Q \cdot U / 2 \sim 825$ Дж. Это значение может быть дополнительно снижено почти вдвое за счет рекуперации энергии разряжаемого конденсатора для зарядки следующего. Таким образом, при опреснении водных растворов с концентрацией соли ~ 1 г/л эффективность CDI-деминерализации оказывается сравнимой с технологиями обратного осмоса.

В настоящее время продолжается поиск перспективных технических подходов для реализации CDI-технологии [6–15].

Целью работы являлось изучение основных электрофизических и технологических параметров разработанного для долгосрочной работы CDI-опреснителя и определение возможных путей дальнейшего повышения эффективности.

Схема и принцип работы устройства. В предложенном оборудовании для деминерализации воды применена конструкция с прокачкой раствора сквозь электроды (рис. 1, а). Помимо упрощения конструкции, схема «flow through electrodes» позволяет обходиться без относительно дорогих ионообменных мембран [2–4].

В корпусе 1 опреснителя размещены пористые электроды с основой из наноструктурированного углерода (рис. 1, б). Водонепроницаемый сепаратор 3 предохраняет электроды от короткого



Рис. 1. Опреснительная установка (а), и схема прокачки соленой воды через ячейку (б): 1 – корпус опреснителя, 2 – пористый электрод, 3 – водонепроницаемый сепаратор, 4 – источник питания, 5 – управляющий компьютер, 6 – соленая вода, 7 – опресненная вода

Fig. 1. Desalination plant, containing a pair of CDI cells (a) and a circuit for pumping salt water through the cell (b): 1 – desalination unit, 2 – electrode, 3 – porous separator, 4 – power supply, 5 – control computer, 6 – salt water, 7 – desalinated water

замыкания. К электродам подключен источник питания 4 постоянного тока. Режимы работы гидроаппаратуры и источника питания задаются управляющим компьютером 5.

В цикле опреснения порция соленой воды 6 закачивается в корпус 1, на электроды 2 подается напряжение от источника питания 4. Ионы соли накапливаются на электродах в течение сорбционного периода. В цикле конденсации опресненная вода 7 вытесняется следующей порцией исходной воды 6. Электроды 2 разряжаются, например, путем короткого замыкания, при этом ионы соли десорбируются. Конденсат удаляется следующей порцией исходной воды 6. Затем рабочий цикл повторяется.

Схема электропитания опреснителя может быть оптимизирована за счет применения режимов рекуперации энергии, наложения импульсов обратной полярности и другими способами [11–14].

Конструкция опреснителя. В конструкции использованы коррозионностойкие материалы (рис. 2, а): корпус, трубопроводы изготовлены из полипропилена; токопроводящие элементы – из графитовой (графлексовой) фольги; шаровые краны, детали насосов и прочее – из нержавеющей стали.

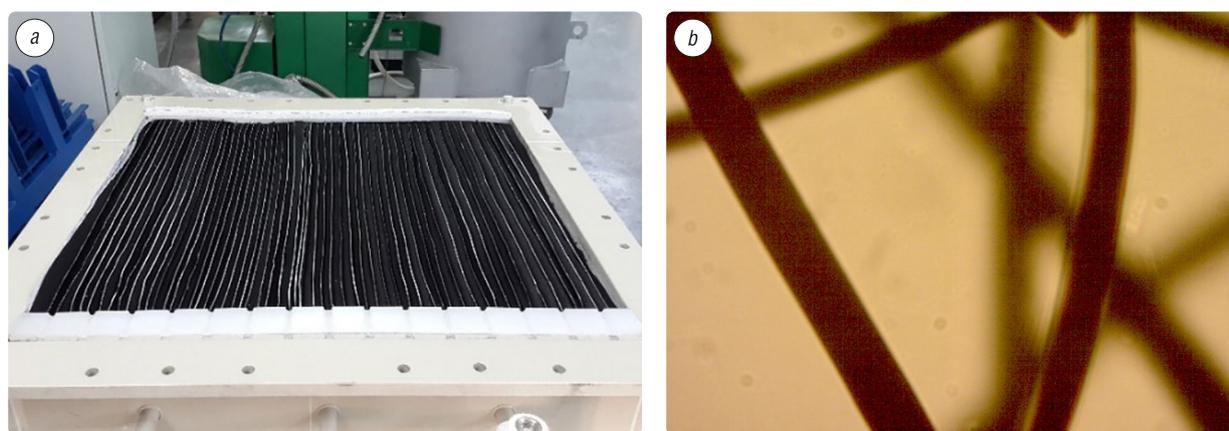


Рис. 2. Корпус CDI-опреснителя с углевойлочным электродом в форме гармошки и графитовыми токопроводами (а); волокна углевойлока «Карбопон-В-Актив-200-65А», $\times 1000$ (b)

Fig. 2. CDI-watermaker body with an accordion-shaped carbon electrode and graphite current leads (a) and Carbochon-V-Aktiv-200-65A, $\times 1000$ (b)

В качестве электродного материала применяется войлок нетканый «Карбопон-В-Актив-200-65А» (ТУ ВУ 400 031 289.104-2013) производства Светлогорского ПО «Химволокно» (рис. 2, б). В результате наших измерений по методике с осаждением ацетона было получено оценочное значение удельной поверхности материала $\sim 1000 \text{ м}^2/\text{г}$ и более.

Корпус 1 опреснителя выполнен из полипропилена, внутренним объемом ~ 100 л (рис. 3). Электрод 2 уложен в корпус в виде гармошки. Для изготовления составного электрода используются пара лент войлока по 20 м шириной 0,6 м. Войлочные ленты разделяются между собой водопроницаемым сепаратором. Сепаратор изготавливается из полимерной ткани (синтетика полиэфир ПЭ-100 %, ГОСТ 23 432-89) длиной 21 м и шириной 0,7 м.

С обеих сторон электрода в складках гармошки располагаются токопроводящие вставки 3 размером $62 \times 16,5$ см из графлексовой фольги ГФ-Г (ТУ 5728-001-171 724-78-97). Количество вставок составляет соответственно 100–110 шт. Сквозь стенку крышки 4 проходит контакт 5 к токосъемной пластине 6. Штуцера 7 служат для прокачки жидкости снизу-вверх с целью вытеснения возможных пузырьков воздуха.

Преимуществами разработанного авторами данной статьи CDI-опреснителя можно считать относительную простоту конструкции, относительную дешевизну используемых материалов, отсутствие высоконагруженных силовых элементов. Использование коррозионностойких материалов и надежность схемы укладки электродов позволяют рассчитывать на долговременную надежную работу данного оборудования.

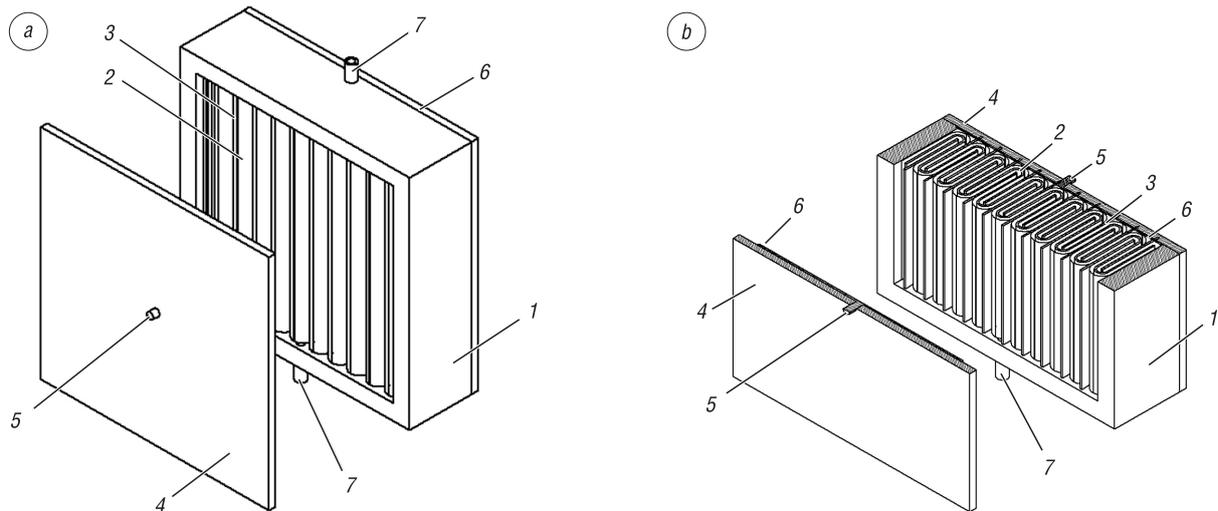


Рис. 3. CDI-опреснитель с отстыкованной крышкой (а) и схема укладки электродов в корпусе опреснителя (b): 1 – корпус, 2 – составной электрод, 3 – токопроводящие вставки, 4 – крышка, 5 – контакт, 6 – токосъемная пластина, 7 – штуцер

Fig. 3. CDI desalination unit with lid undocked (a) and layout of electrodes in the desalination unit (b): 1 – case, 2 – electrode laying, 3 – conductive inserts, 4 – cover, 5 – contact, 6 – current collector plate, 7 – fitting

Характеристики установки в режимах зарядки и разряда. В экспериментах с помощью управляющего компьютера на источнике питания задавались значения рабочего напряжения 1,4 В или 1,6 В. При этом напряжение на электродных контактах 5 (рис. 4, а) не являлось фиксированным, а изменялось по мере зарядки ввиду нелинейной нагрузочной характеристики источника питания.

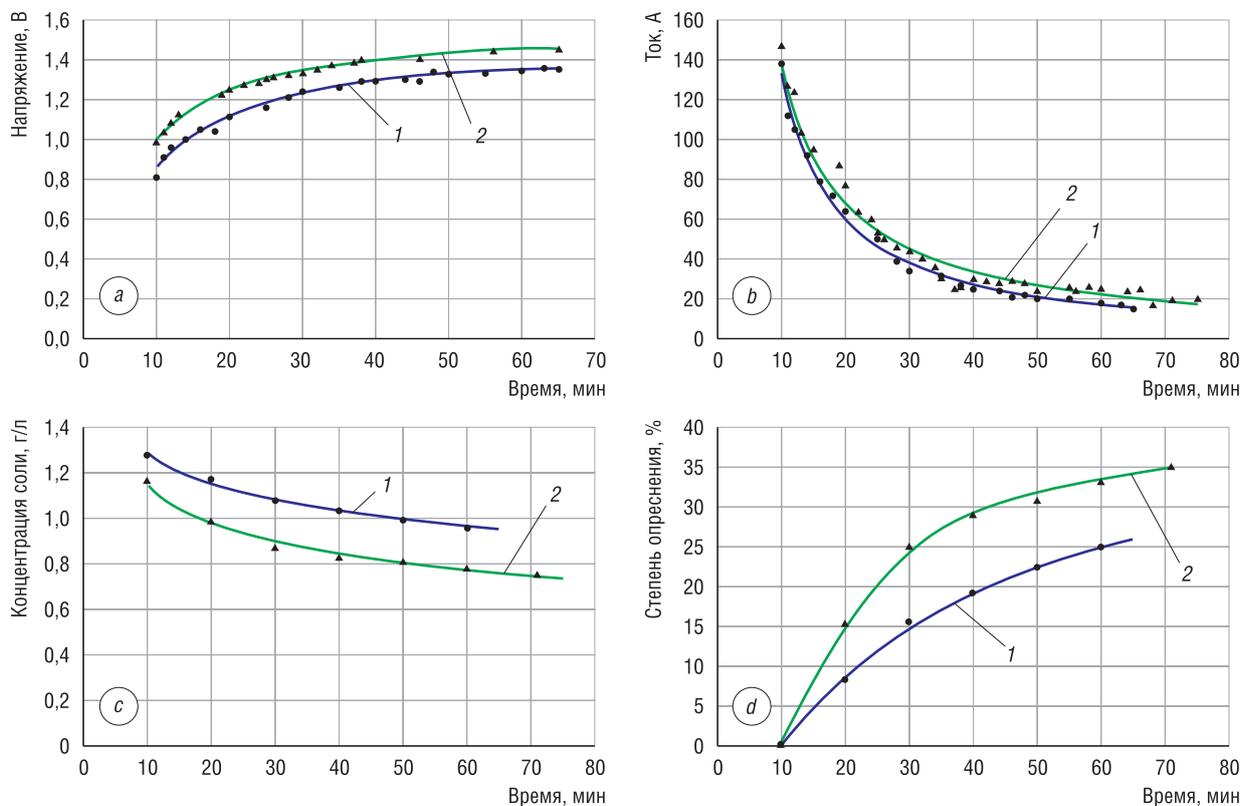


Рис. 4. Зарядные процессы в CDI-опреснителе. Напряжение (а) и ток (b) на наружных электродах от времени; солесность раствора (с) и степень опреснения (d) от времени; установленное напряжение зарядки: 1 – 1,4 В, 2 – 1,6 В

Fig. 4. Charge characteristics. Voltage (a) and current (b) on the outer electrodes of time; salinity of the solution (c) and the degree of desalination (d) versus time; set charging voltage: 1 – 1.4 V, 2 – 1.6 V

Известно, что режим зарядки существенно влияет на величину тока (рис. 4, *b*) и, следовательно, на величину перенесенного за цикл заряда. Ограничение на работоспособность CDI-опреснителя накладывает величина накопленного на электродах заряда, при превышении которого кулоновские силы снижают возможности дрейфового перемещения ионов в растворе. Так, при среднем токе ~ 50 А в течение получасового цикла работы на электродах произойдет осаждение массы соли $G = Q \cdot \mu / (e \cdot N_A) \sim 50$ г. При величине удельной поверхности углеродного материала «Карбопон-В-Актив-200-65А» ~ 1000 м²/г и общей массе смонтированных в ячейку опреснителя электродов ~ 3 кг имеем в среднем на поверхности углеродного материала площадью 1 см² осадок массой $\sim 1,7 \cdot 10^{-9}$ г. Это соответствует осаждению $1,7 \cdot 10^{11}$ штук Na- и Cl-атомов, или, при типичной оценке диаметра атомов величиной $\sim 10^{-8}$ см, толщине менее одного атомарного слоя.

Концентрация соли в наших экспериментах определялась измерителем-плотномером Anton Paar DMA 5000M. Проводимость раствора контролировалась кондуктометром Orion ThermoScientific A321.

На рис. 4, *c* видно, что удаление соли с ростом величины тока проходит эффективнее. Степень опреснения, рассчитываемая как отношение количества извлеченной соли к исходной, содержащейся в растворе, также демонстрирует лучшие результаты при большем токе (рис. 4, *d*). Например, рабочему периоду 30 мин соответствует величина степени опреснения ~ 20 % при напряжении 1,4 В и ~ 30 % в режиме 1,6 В.

На разрядные характеристики CDI-опреснителя влияет абсолютная величина накопленного заряда, которая зависит не только от предыстории режимов зарядного тока и напряжения, но и от продолжительности цикла зарядки.

При коротком замыкании электродов зависимость для тока от времени имеет характерный вид обратной экспоненты (рис. 5, *b*).

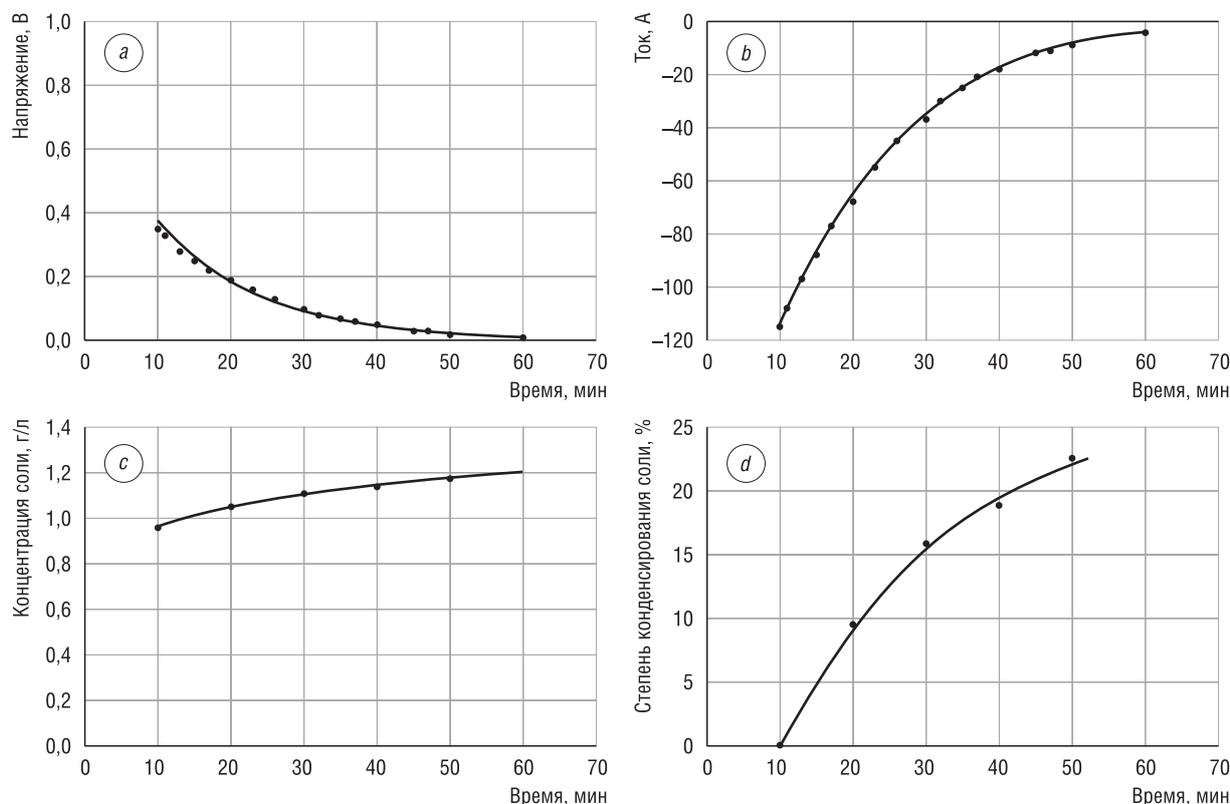


Рис. 5. Разрядные характеристики CDI-опреснителя: зависимость напряжения на наружных электродах (*a*) и тока разряда в режиме короткого замыкания электродов (*b*) от времени; содержание соли (*c*) и степень ее концентрации в удаляемом растворе (*d*)

Fig. 5. Discharge characteristics of a CDI desalination plant: time dependence of the voltage on the external electrodes (*a*) and the discharge current in the short circuit mode of the electrodes (*b*); salt content (*c*) and its concentration in the solution to be removed (*d*)

Ввиду наличия в цепи разряда реле, имеющего малое, но конечное значение электрического сопротивления, напряжение на внешних электродах опреснителя отлично от нуля и постепенно спадает по абсолютной величине по мере разряда (рис. 5, *a*).

В процессе десалинизации происходит изменение солёности. Концентрация соли в отбираемых пробах конденсата по мере опреснения увеличивается (рис. 5, *c*). Степень концентрирования соли в конденсате, рассчитываемая как отношение количества добавленной соли к исходной соли в растворе, соответственно растёт (рис. 5, *d*). В течение периода 30 мин достигается величина $\sim 15\%$ от начального значения и более.

Как видно, степень концентрирования при разряде (рис. 5, *d*) достаточно хорошо соответствует степени опреснения в цикле зарядки (см. рис. 4, *d*).

Саморазряд CDI-опреснителя. На эффективность опреснителя влияют процессы саморазрядки за счёт частичной рекомбинации ионов соли в течение периода выдержки. Как можно видеть на рис. 6, CDI-опреснитель с выбранным материалом сепаратора демонстрирует достаточно высокую устойчивость к саморазряду в течение характерных значений времени циклирования: падение напряжения за 30 мин составило $\sim 0,15$ В.

Перестроение графика $U(t)$ в полулогарифмические координаты показывает практически линейную зависимость по закону $\ln U = -0,004 \cdot t + 1,3043$. Тем самым характерное время снижения напряжения в e раз (e – основание натурального логарифма) за счёт саморазряда составит величину $\Delta t = 1/0,004 \sim 250$ мин, что существенно превышает выбранную получасовую продолжительность периода циклирования и обеспечивает высокую эффективность опреснения.

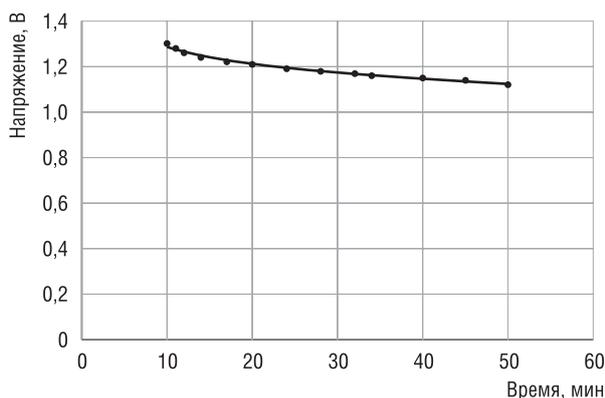


Рис. 6. Зависимость напряжения на электродах в процессе саморазряда от времени выдержки

Fig. 6. Dependence of the voltage on the electrodes in the process of self-discharge from the exposure time

Коррекция рабочего напряжения опреснителя за счёт измерения потенциала на внутренних электродах. В ходе проведенных исследований установлено, что зависимость силы тока через CDI-ячейку от продолжительности десалинизации спадающая (рис. 7, *a*). Напряжение на наружных контактах ячейки оказывается не строго постоянным (рис. 7, *b*, кривая 1) в силу, в частности, нелинейной характеристики источника питания. Электрическое сопротивление токоподводов, проходящих сквозь крышки, составляет 0,01 Ом и более. Поэтому, несмотря на относительно высокое напряжение на источнике 1,4 В, в рабочей зоне электродов потенциал оказывается гораздо ниже и изменяется во времени.

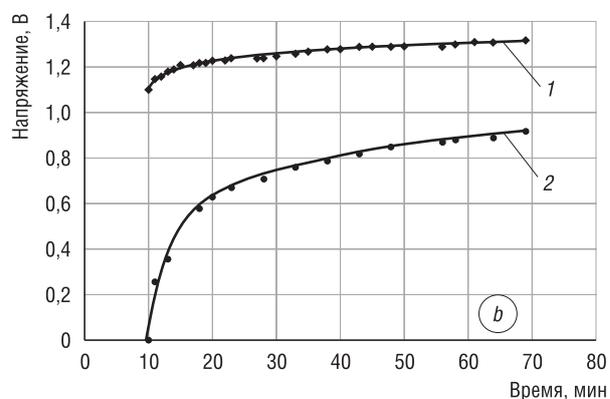
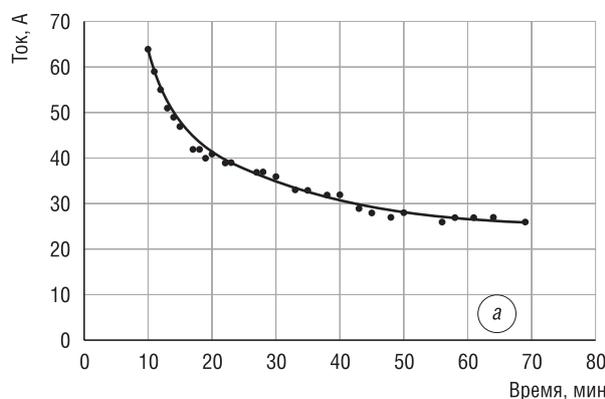


Рис. 7. Ток через CDI-опреснитель в период проведения измерений напряжения (*a*) и напряжение на контактах (*b*): 1 – снаружи корпуса CDI-опреснителя, 2 – на внутренних рабочих электродах

Fig. 7. Current through the CDI-desalination plant during the voltage measurement period (*a*) and voltage at the contacts (*b*): 1 – contacts outside the desalination plant body, 2 – contacts at the internal working electrodes

Известно, что измерение реального напряжения на рабочих электродах возможно в момент кратковременного отключения электропитания [15], что реализовано на рассматриваемом в данной работе опреснителе. При режиме на источнике питания 1,4 В зарегистрированное данным способом напряжение на электродах, находящихся внутри корпуса опреснителя в контакте с электролитом, не превышало 1 В, и тем более границу электролиза 1,2 В (рис. 7, *b*, кривая 2).

Описанная процедура позволяет при необходимости корректировать напряжение на электродах в рабочей зоне, а в итоге сократить время цикла зарядки, например, до ~10 мин, что существенно повышает производительность.

Режим разряда с наложением импульсов напряжения обратной полярности на электроды. Применение данного режима позволяет эффективно сократить время разряда. Разряд в режиме короткого замыкания (КЗ) происходит по зависимости обратной экспоненты (рис. 8, штриховая линия). Как видно, для рассматриваемой CDI-ячейки снижение величины тока на порядок происходит за 30–35 мин.

В случае наложения импульсов обратного напряжения величина остаточного тока уменьшается практически по линейной зависимости (рис. 10, штрихпунктирная линия). Время десятикратного снижения величины тока составляет ~ 15 мин, то есть уменьшается вдвое по сравнению с режимом КЗ.

Более подробно представленный механизм сокращения времени цикла разряда описан в [11].

Энергетические потери при зарядке CDI-опреснителя. Зависимость тока от времени $I(t)$ из рис. 5 при разряде опреснителя подчиняется экспоненциальному закону и после переключения в полулогарифмические координаты « $\ln I - t$ » вырождается в прямую линию 2 (рис. 9). В то же время для зарядной зависимости $I(t)$ по рис. 4 видно, что на графике в полулогарифмических координатах линия 1 существенно отличается от прямой (рис. 9).

Тем самым за характерный период циклирования не удается полностью осуществить зарядку электрической емкости CDI-опреснителя. Отмеченная техническая особенность может иметь принципиальный неустранимый характер для зарядных процессов.

Физической причиной непрекращающегося при зарядке тока может являться размывание образующегося у поверхности электродов двойного электрического слоя (ДЭС) тепловым движением ионов [2–4].

Действительно, при осаждении из раствора электролита при концентрации соли NaCl 1 г/л из объема 100 л в цикле 30 мин проходит перенос заряда $Q = 165$ кКл средним током ~ 60 А (см. рис. 4, *b*). Накопленный заряд Q оказывается преимущественно сосредоточенным в пределах адсорбционного подслоя ДЭС (слоя Гельмгольца) толщиной δ , равной радиусу потенциалопределяющих ионов

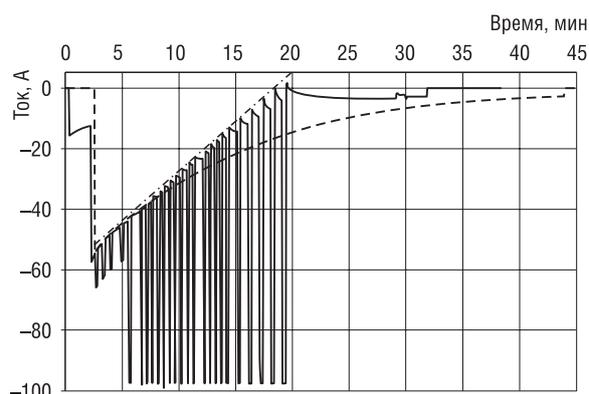


Рис. 8. Зависимость тока разряда CDI-опреснителя от времени: штриховая линия – режим разряда при коротком замыкании; сплошная линия – разряд при наложении импульсов обратного напряжения; штрихпунктирная линия – остаточный разрядный ток через ячейку

Fig. 8. Dependence of the discharge current of the CDI-desalination plant on time: the dashed line is the short circuit discharge mode, the solid line is a discharge when imposing reverse voltage pulses; dash-dotted line – residual discharge current through the cell

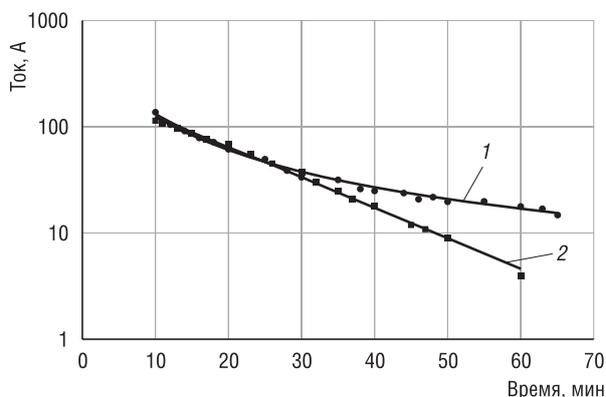


Рис. 9. Зависимость тока зарядки (1) и разряда (2) CDI-опреснителя от времени в полулогарифмических координатах

Fig. 9. Dependence of the charging current (1) and discharge (2) of the CDI desalination plant in semi-logarithmic coordinates

в несольватированном состоянии. Приняв радиус ионов и соответственно равную ему по порядку величины толщину слоя $\delta \sim 10^{-8}$ см, можно оценить плотность заряда в слое площадью S как пропорциональную $Q/(\delta \cdot S)$.

В то же время радиус Дебая, соответствующий глубине подвижного диффузионного подслоя ДЭС (слой Гуи), для наших условий с концентрацией соли $C = 1$ г/л (0,017 моль/л) составит величину $r_D = 3 \cdot 10^{-8} \cdot C^{0,5} = 0,23 \cdot 10^{-6}$ м. При условии падения потенциала и концентрации ионов в диффузионном слое на расстоянии r_D в e раз можно оценить величину заряда в диффузионном слое как $Q_D \sim Q \cdot (r_D \cdot S)/(\delta \cdot S)$. Тогда для тока I_D , требуемого для поддержания распадающегося диффузионного слоя, можно получить оценку $I_D \sim Q/T \cdot r_D/\delta \cdot 1/e$, где T – продолжительность цикла зарядки. Для примененного получасового цикла величина $I_D \sim 12$ А. Это значение совпадает по порядку величины с наблюдаемым в эксперименте остаточным током, что подтверждает распад диффузионного подслоя в качестве физической причины явления, и обуславливает необходимость подвода энергии для стационарного поддержания ДЭС.

Критерий электрохимического подобия при CDI-процессах. Параметром, обобщающим действие геометрических и электрохимических факторов на распределение тока для различных электрохимических устройств, в частности гальванического назначения, как известно, является критерий электрохимического подобия $\Xi = \chi(\partial E/\partial i)L$, где χ – удельная электропроводность электролита, $\partial E/\partial i$ – поляризуемость, L – определяющий геометрический размер системы.

При определении критерия Ξ в случае CDI-опреснителя в качестве геометрического размера системы приемлемо взять зазор между электродами. Величина промежутка в конструкции опреснителя «flow through electrodes» определяется в основном толщиной сепаратора L , равной 0,1–1,0 мм, в то время как для типичных установок гальванического назначения $L \sim 1$ –100 см. Высокое значение параметра Ξ для геометрии CDI-опреснителя свидетельствует об удовлетворительной однородности межэлектродных процессов, например, для распределения тока вдоль поверхности электродов.

Энергетические характеристики CDI-опреснителя. При анализе работы опреснительной ячейки возможно построить вольт-кулоновскую характеристику (рис. 10, *b*), для которой значения заряда Q получаются интегрированием тока по времени из токовой зависимости (рис. 10, *a*).

Площадь внутри замкнутой кривой V – Q имеет физический смысл энергопотребления за цикл работы.

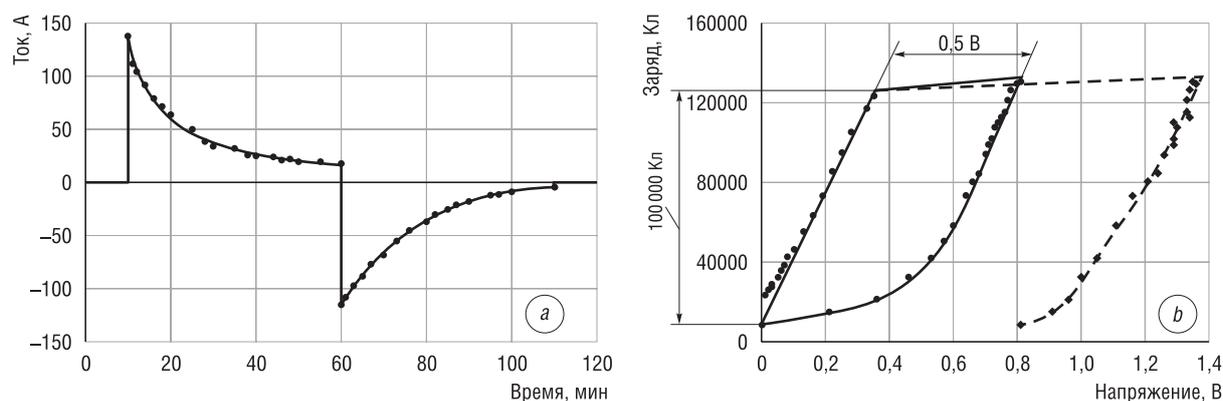


Рис. 10. Ток через CDI-ячейку в опреснительном цикле зарядка–разряд (*a*) и вольт-кулоновские V – Q характеристики (*b*) для случаев напряжения на рабочих электродах (сплошная линия) и на внешних контактах (штриховая)

Fig. 10. Current through the CDI cell in the desalination charge-discharge cycle (*a*) and Volt-Coulomb V – Q characteristics (*b*) for cases of voltage on the working electrodes (solid line) and on external contacts (dashed)

Как видно, энергозатраты в соответствии с напряжением на внутренних рабочих электродах (рис. 7, *b*, кривая 2) образует практически замкнутую кривую. Площадь внутри кривой соответствует энергозатратам за цикл ($0,5 \text{ В} \cdot 100 \text{ кКл}$) ~ 50 кДж.

При этом кривая напряжения на внешних контактах указывает на сравнимые по величине потери на токопроводах CDI-ячейки, для снижения которых требуется минимизировать электрическое сопротивление проводников.

Энергетические характеристики при работе опреснителя можно оценить из экспериментально полученных данных. По площади под кривой разрядного тока (см. рис. 5, *b*) определялась величина перенесенного в цикле заряда.

В прокачиваемом солевом растворе объемом 90 л с концентрацией 1,3 г/л содержится ~ 120 г соли. Среднее значение разрядного тока за цикл 30 мин равно ~ 50 А. Перенесенный заряд составил $Q = I \cdot t \sim 90$ кКл. Этому заряду соответствует масса сорбированной на электродах соли $G = Q \cdot \mu / (e \cdot N_A) \sim 50$ г, или ~ 40 % от общего содержавшегося в CDI-ячейке количества.

Исходя из величины заряда Q (~ 90 кКл) и напряжения U (~ 1 В) в конце зарядки оценивалась емкость CDI-ячейки как $C = Q/U \sim 90\,000$ Ф. Для площади листов электродов «Карбопон-В-Актив-200-65А» $S = 24$ м² и объема ячейки $V \sim 100$ дм³ удельная емкость составила соответственно $C_S \sim 3700$ Ф/м² и $C_V \sim 900$ Ф/дм³, что свидетельствует о достаточно оптимальном выборе компоновки электродов.

Эффективность схемы обессоливания определяется сравнением с реально измеренной соленостью раствора. Содержание соли за получасовой цикл при задаваемом напряжении 1,4 В снизилось с 1,3 до 1,0 г/л (см. рис. 5, *c*). Тем самым количество реально удаленной соли из прокачанного объема 90 л составило ~ 25 г (см. рис. 5, *d*).

Разницу в количестве соли, сорбированной на электродах и удаленной потоком, можно объяснить относительно продолжительным временем (10–20 мин) выдавливания опресненной жидкости подаваемой исходной водой, что приводило к диффузионному перемешиванию границы между вытесняемой и вытесняющей порциями.

При получасовых циклах зарядки и разряда и напряжении на рабочих электродах до 1 В (см. рис. 7) энергозатраты при среднем токе 50 А составили ~ 25 Вт·ч. Тем самым удельное энергопотребление в течение часа равнялось ~ 1 Вт·ч на 1 г удаленной соли. За счет режима рекуперации энергии этот параметр может быть дополнительно уменьшен.

При производственной эксплуатации реального CDI-опреснителя нужно учесть затраты энергии на работу перекачивающих насосов, потери в коммуникационных устройствах и электропроводах и т. д., при этом полное энергопотребление оказывается близким к серийному процессу обессоливания. Например, на заводе фирмы ESTPURE при 75 % степени обессоливания от уровня начальной концентрации солей 1 г/л затраты энергии составляют ~ 1 кВт·ч на 1 т исходного раствора, или около 1,3 Вт·ч на 1 г удаленной соли [16].

Эффективность разработанной конструкции опреснителя подтверждена следующими патентами: патент РБ №22003 «Опреснитель» (авторы – И. В. Рязанов, А. С. Жданок, С. В. Шушков); патент РБ №22006 «Опреснитель соленой воды» (авторы – С. А. Жданок, А. С. Жданок); патент РБ №22007 «Опреснитель соленой воды» (авторы – С. А. Жданок, А. С. Жданок, И. В. Рязанов, С. В. Шушков); патент РБ №22637 «Способ опреснения воды посредством опреснителя с емкостными пористыми электродами» (авторы – С. А. Жданок, А. Г. Червяк, С. В. Шушков, Заид С. Альотаиби, Ясин Г. Альхарби).

Заключение. В результате проведенных исследований установлены основные электрофизические характеристики разработанного CDI-опреснителя. Сформулированы возможные технологические пути дальнейшего повышения эффективности при долгосрочной эксплуатации установки. Реализованы различные режимы работы опреснителя на принципе проходного суперконденсатора, направленные на повышение его производительности.

Путем учета реального напряжения на рабочих электродах внутри CDI-ячейки увеличена величина заряда, переносимого в цикле. Разрядный период при циклировании удается сократить в несколько раз методом приложения к электродам опреснителя импульсов напряжения обратной полярности.

Инженерное применение указанных режимов позволяет увеличить количество удаляемой соли в несколько раз. В предложенной конструкции разработанный CDI-опреснитель воды показал возможность удаления за час 20–30 г соли из 100 л порции воды с начальной концентрацией 1–5 г соли типа NaCl на 1 л.

Энергетические параметры опреснителя близки к промышленному уровню, и составляют около 1 Вт·ч на 1 г извлеченной соли.

Опреснитель рассчитан на надежную и продолжительную производственную эксплуатацию ввиду использования при его изготовлении серийно выпускаемых и коррозионностойких материалов, а также отсутствия высоконагруженных силовых элементов и надежности схемы укладки электродов.

Список использованных источников

1. Уразаев, В. Обзор методов очистки воды / В. Уразаев // Технологии в электронной промышленности. – 2007. – №2. – С. 72–79.
2. Capacitive Deionization – defining a class of desalination technologies [Electronic resource] / P.M. Biesheuvel [et al.]. – Mode of access: <https://arxiv.org/abs/1709.05925> – Date of access: 10.08.2019.
3. Review on the science and technology of water desalination by capacitive deionization / S. Porada [et al.] // Progress Mater. Sci. – 2013. – Vol. 58, iss. 8. – P. 1388–1442. <https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2013.03.005>
4. Water desalination *via* capacitive deionization: what is it and what can we expect from it? / M. E. Suss [et al.] // Energy Environ. Sci. – 2015. – Vol. 8, iss. 8. – P. 2296–2319. <http://dx.doi.org/10.1039/C5EE00519A>
5. Елецкий, А. В. Нанокarbonные материалы: физико-химические и эксплуатационные свойства, методы синтеза, энергетические применения / А. В. Елецкий, В. Ю. Цицерман, Г. А. Кобзев // Теплофизика высоких температур. – 2015. – Т. 53, №1. – С. 117–140. <https://doi.org/10.1134/S0018151X15010034>
6. Nanostructured carbon for energy storage and conversion / S.L. Candelaria [et al.] // Nano Energy. – 2012. – Vol. 1, iss. 2. – P. 195–220. <https://doi.org/10.1016/j.nanoen.2011.11.006>
7. Михалин, А. А. Исследование емкостных и электрокинетических свойств электродов на основе высокодисперсного углерода применительно к их использованию в суперконденсаторах и для емкостной деионизации воды: дис. ... канд. хим. наук / А. А. Михалин. – М., 2013. – 164 л.
8. Перспективные углеродные материалы для суперконденсаторов / А. Ю. Рычагов [и др.] // Электрохимическая энергетика. – 2012. – Т. 12, №4. – С. 167–180.
9. Kim, T. Low Energy Desalination Using Battery Electrode Deionization / T. Kim, C.A. Gorski, B.E. Logan // Environ. Sci. Technol. Lett. – 2017. – Vol. 4, iss. 10. – P. 444–449. <https://doi.org/10.1021/acs.estlett.7b00392>
10. Desalination of brackish water using capacitive deionization (CDI) technology / F. Ahmada [et al.] // Desalination and Water Treatment. – 2015. – Vol. 57, iss. 17. <https://doi.org/10.1080/19443994.2015.1037357>
11. Метод сокращения времени десалинизации в проточном CDI-опреснителе / А. С. Жданок [и др.] // Вест. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2018. – Т. 63, №4. – С. 444–454. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2018-63-4-444-454>
12. Resistance identification and rational process design in Capacitive Deionization / J.E. Dykstra [et al.] // Water Research. – 2016. – Vol. 88. – P. 358–370. <https://doi.org/10.1016/j.watres.2015.10.006>
13. Characterization of Resistances of a Capacitive Deionization System / Yatian Qu [et al.] // Environ. Sci. Technol. – 2015. – Vol. 49, iss. 16. – P. 9699–9706. <https://doi.org/10.1021/acs.est.5b02542>
14. Optimum Peak Current Hysteresis Control for Energy Recovering Converter in CDI Desalination / A.M. Pernia [et al.] // Energies. – 2014. – Vol. 7, iss. 6. – P. 3823–3839. <https://doi.org/10.3390/en7063823>
15. Астафьев, Е. А. Производство и поставка приборов для электрохимических исследований [Электронный ресурс] / Е. А. Астафьев. – Режим доступа: <https://docplayer.ru/31816395-Chto-takoe-potenciostat-i-kak-im-pravilno-polzovatsya.html> – Дата доступа: 06.11.2019.
16. Estpure: Water is the source of life [Electronic resource]. – Mode of access: <http://www.estpure.com/index.php/zbtz.html> – Date of access: 10.08.2019.

References

1. Urazaev V. Review of water purification methods. *Tekhnologii v elektronnoi promyshlennosti = Technologies in the Electronics Industry*, 2007, no. 2, pp. 72–79 (in Russian).
2. Biesheuvel P. M., Bazant M. Z., Cusick R. D., Hatton T. A., Hatzell K. B., Hatzell M. C., Liang P., Lin S., Porada S., Santiago J. G., Smith K. C., Stadermann M., Su X., Sun X., Waite T. D., Van der Wal A., Yoon J., Zhao R., Zou L., Suss M. E. *Capacitive Deionization – defining a class of desalination technologies*. 2017. Available at: <https://arxiv.org/abs/1709.05925> (accessed 10 August 2019).
3. Porada S., Zhao R., Wal A. van der, Presser V., Biesheuvel P. M. Review on the science and technology of water desalination by capacitive deionization. *Progress in Materials Science*, 2013, vol. 58, iss. 8, pp. 1388–1442. <https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2013.03.005>
4. Suss M. E., Porada S., Sun X., Biesheuvel P. M., Yoon J., Presser V. Water desalination *via* capacitive deionization: what is it and what can we expect from it? *Energy & Environmental Science*, 2015, vol. 8, iss. 8, pp. 2296–2319. <http://dx.doi.org/10.1039/C5EE00519A>
5. Eletskiy A. V., Zitserman V. Y., Kobzev G. A. Nanocarbon materials: Physical-chemical and performance properties, synthesis methods, and energy applications. *High Temperature*, 2015, vol. 53, no. 1, pp. 130–150 (in Russian). <https://doi.org/10.1134/S0018151X15010034>

6. Candelaria S. L., Yuyan Shaob, Zhouc Wei, Lib Xiaolin, Xiao Jie, Zhangb Ji-Guang, Wang Yong, Li Jun, Lic Jinghong, Cao Guozhong. Nanostructured carbon for energy storage and conversion. *Nano Energy*, 2012, vol. 1, no. 2, pp. 195–220. <https://doi.org/10.1016/j.nanoen.2011.11.006>
7. Mikhailin A. A. *Research of Capacitive and Electrokinetic Properties of Electrodes Based on Highly Dispersed Carbon as Applied to Their Use in Supercapacitors and for Capacitive Deionization of Water*. Moscow, 2013. 164 p. (in Russian).
8. Rychagov A. Yu., Wolfkovich Yu. M., Vorotyntsev M.A., Kvacheva L. D., Konev D. V., Krestinin A. V., Kryazhev Yu. G., Kuznetsov V. L., Kukushkina Yu A., Mukhin V. M., Sokolov V. V., Chervonobrodov S. P. Promising carbon materials for supercapacitors. *Elektrokhimicheskaya energetika = Electrochemical Energetics*, 2012, vol. 12, no. 4, pp. 167–180 (in Russian).
9. Kim T., Gorski C. A., Logan B. E. Low Energy Desalination Using Battery Electrode Deionization. *Environmental Science & Technology Letters*, 2017, vol. 4, iss. 10, pp. 444–449. <https://doi.org/10.1021/acs.estlett.7b00392>
10. Ahmada F., Khana S. J., Jamala Y., Kamrana H., Ahsana A., Ahmada M., Kha A. Desalination of brackish water using capacitive deionization (CDI) technology. *Desalination and Water Treatment*, 2015, vol. 57, iss. 17. <https://doi.org/10.1080/19443994.2015.1037357>
11. Zhdanok A. S., Chervyak A. G., Shushkov S. V., Alotaibi Zaid S., Alharbi Yaseen G. Method for reducing the desalination time in a “flow-through” CDI-water clearance equipment. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2018, vol. 63, no. 4, pp. 444–454 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2018-63-4-444-454>.
12. Dykstra J. E., Zhao R., Biesheuvel P. M., Wal A. van der. Resistance identification and rational process design in Capacitive Deionization. *Water Research*, 2016, vol. 88, pp. 358–370. <https://doi.org/10.1016/j.watres.2015.10.006>
13. Qu Yatian, Baumann T. F., Santiago J. G., Stadermann M. Characterization of Resistances of a Capacitive Deionization System. *Environmental Science & Technology*, 2015, vol. 49, iss. 16, pp. 9699–9706. <https://doi.org/10.1021/acs.est.5b02542>
14. Pernía A. M., Álvarez-González F. J., Díaz J., Villegas P. J., Nuño F. Optimum Peak Current Hysteresis Control for Energy Recovering Converter in CDI Desalination. *Energies*, 2014, vol. 7, no. 6, pp. 3823–3839. <https://doi.org/10.3390/en7063823>
15. Astafiev E. A. *Production and supply of devices for electrochemical research*. Available at: <https://docplayer.ru/31816395-Chto-takoe-potenciostat-i-kak-im-pravilno-polzovatsya.html> (accessed 06 November 2019) (in Russian).
16. *Estpure: Water is the source of life*. Available at: <http://www.estpure.com/index.php/zbtz.html> (accessed 10 September 2019).

Информация об авторах

Жданок Артем Сергеевич – ведущий инженер, заведующий лабораторией применения углеродных материалов, ООО «Перспективные исследования и технологии» (ул. Толбухина, 2а, а/я 166, 220012, Минск, Республика Беларусь).

Червяк Алексей Геннадьевич – научный сотрудник, ООО «Перспективные исследования и технологии» (ул. Толбухина, 2а, а/я 166, 220012, Минск, Республика Беларусь).

Матвейчик Евгений Альфредович – научный сотрудник, ООО «Перспективные исследования и технологии» (ул. Толбухина, 2а, а/я 166, 220012, Минск, Республика Беларусь).

Шушков Сергей Васильевич – научный сотрудник, ООО «Перспективные исследования и технологии» (ул. Толбухина, 2а, а/я 166, 220012, Минск, Республика Беларусь).

Information about the authors

Artem S. Zhdanok – Leading Engineer, Head of the Laboratory of Carbon Materials Application, “Advanced Research and Technology” LLC (P.O. box 166, 2a, Tolbukhin Str., 220012, Minsk, Republic of Belarus).

Aliaksei G. Charviak – Researcher, “Advanced Research and Technology” LLC (P.O. box 166, 2a, Tolbukhin Str., 220012, Minsk, Republic of Belarus).

Yauheni A. Matveichyk – Researcher, “Advanced Research and Technology” LLC (P.O. box 166, 2a, Tolbukhin Str., 220012, Minsk, Republic of Belarus).

Sergey V. Shushkov – Researcher, “Advanced Research and Technology” LLC (P.O. box 166, 2a, Tolbukhin Str., 220012, Minsk, Republic of Belarus).

ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ

INFORMATION TECHNOLOGIES AND SYSTEMS

УДК 539.375:621.77

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-458-466>

Поступила в редакцию 16.07.2019

Received 16.07.2019

А. А. Абрамов

Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь

АВТОМАТИЗАЦИЯ ПОДГОТОВКИ ДАННЫХ ДЛЯ КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА ПОПЕРЕЧНО-КЛИНОВОЙ ПРОКАТКИ

Аннотация. В статье рассматривается вопрос подготовки исходных данных для компьютерного моделирования процесса пластического формообразования изделий при поперечно-клиновой прокатке (ПКП) на базе системы конечно-элементного анализа ANSYS/LS-DYNA. Для автоматизации процесса построения моделей ПКП и проведения расчетов было разработано специализированное программное обеспечение (ПО ПСПД), которое обеспечивает формирование конечно-элементной (КЭ) и расчетной модели процесса прокатки с учетом специфики технологического процесса ПКП и с учетом различных аспектов применения метода конечных-элементов (МКЭ) в области обработки металлов давлением (ОМД). Данное ПО взаимодействует с базовой системой через APDL-скрипты – сценарии, которые описывают отдельные последовательности действий по подготовке КЭ модели и выбору параметров решателя для запуска задачи. ПСПД обеспечивает графический интерфейс, благодаря которому пользователь вводит данные необходимые для генерации APDL-скриптов, построение же модели выполняется автоматически в ANSYS в скрытом режиме при их запуске. Кроме того, ПСПД обеспечивает подготовку расчетной модели для самого решателя и обеспечивает управление процессом расчета. Помимо описания функциональных возможностей программы и ее графического интерфейса в статье приводится методика подготовки КЭ и расчетных моделей на базе ПСПД, а также рассматриваются основные этапы создания компьютерной модели ПКП в ANSYS/LS-DYNA, которые автоматизированы в ПСПД. Разработанная программа позволяет существенно снизить требования к знаниям в области компьютерного моделирования у инженеров, занимающихся разработкой инструмента и техпроцессов для прокатки, дает возможность оперативно создавать и изменять КЭ модели, проводить исследования поперечно-клиновой прокатки для различных исходных данных техпроцесса и параметров решателя.

Ключевые слова: компьютерное моделирование, пластическое деформирование, поперечно-клиновая прокатка, напряженно-деформированное состояние, пластичность, КЭ модели

Для цитирования: Абрамов, А. А. Автоматизация подготовки данных для компьютерного моделирования процесса поперечно-клиновой прокатки / А. А. Абрамов // Вест. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2019. – Т. 64, №4. – С. 458–466. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-458-466>

A. A. Abramov

Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus

DATA PREPARATION AUTOMATION FOR COMPUTER SIMULATION OF CROSS-WEDGE ROLLING

Abstract. Data preparation for computer simulation of cross-wedge rolling (CWR) process based on ANSYS/LS-DYNA finite element code is considered in the article. In order to automate the process of developing CWR models and performing their finite element analysis, specialized software (PSPD) was developed. This software provides creation of a finite element (FE) model of the rolling process considering the specifics of CWR technological processes and different aspects of the application of the finite element methods (FEM) in the metal-forming processing. PSPD interacts with the base system through APDL scripts, that describe individual sequences of actions for preparing the FE model and choosing solver parameters to run the task. PSPD provides a graphical user interface (GUI) which allows users to enter necessary data for generating APDL

scripts, the model builds automatically in ANSYS in batch mode when scripts are run. Also, PSPD provides preparation of the FE model for solver and provides managing the calculation process. In addition to describing the functionality and features of the program and its GUI, the article provides techniques and methods of FE model preparation for computer analysis using the developed software as well as the main steps of creating FE model in ANSYS/LS-DYNA, which are automated in PSPD. PSPD can significantly reduce the demand for knowledge in the field of computer simulation to the engineers engaged in the development of tools and technical processes for rolling, it allows quickly creating and modifying FE models, performing CWR research for a variety of input data of process technology and solver parameters.

Keywords: computer simulation, plastic straining, cross-wedge rolling, stress-strain state, plasticity, FE models

For citation: Abramov A. A. Data preparation automation for computer simulation of cross-wedge rolling. *Vestsi Natsyyanal'naï akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 458–466 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-458-466>

Введение. Наибольшее распространение при компьютерном моделировании процессов обработки металлов давлением, к которым относится поперечно-клиновое прокатание (ПКП), получил метод конечных элементов (МКЭ). Данный метод позволяет провести всестороннее исследование процесса пластического формоизменения заготовки, определить напряженно-деформированное состояние, рассмотреть и сопоставить большое количество различных вариантов технологического процесса прокатки, не прибегая непосредственно к натурным экспериментам.

В качестве программной среды для проведения компьютерного моделирования процессов прокатки с использованием МКЭ выбрано решение на базе ANSYS/LS-DYNA. ANSYS/LS-DYNA – это специализированный модуль универсальной среды инженерного анализа ANSYS [1] с полностью интегрированным решателем LS-DYNA [2], который предназначен для расчета высоконелинейных динамических процессов.

Вместе ANSYS и LS-DYNA образуют программный комплекс, имеющий специальные средства (пре- и пост процессоры), которые позволяют как создавать КЭ модели процессов пластического деформирования металла, так и читать, редактировать и обрабатывать результаты моделирования. Однако из-за своей универсальности в ANSYS/LS-DYNA нет специальных средств для моделирования конкретно процессов ПКП, поэтому для построения адекватной компьютерной модели прокатки требуются знания не только в предметной области, но и метода конечных элементов, интерфейса программной среды инженерного анализа, а также правил и методик создания КЭ моделей. Это является одной из причин, почему конструктора и технологи, которые занимаются проектированием инструмента и разработкой технологических процессов ПКП, не используют данный инструмент. Хотя выгода от компьютерного моделирования для оценки выбранных решений очевидна.

Кроме того, при моделировании в процессе изучения прокатки конкретной детали зачастую требуется проведение серии экспериментов, в которых может меняться несколько параметров (геометрия инструмента, температура, скорость прокатки и т. д.) [3–5].

Открывать и перестраивать модель внутренними средствами ANSYS/LS-DYNA не всегда является целесообразным, так как может потребоваться много времени, чтобы подготовить модель с нужными параметрами, а в случае изменения геометрии инструмента – также и полное перестроение КЭ модели.

В связи с этим были разработаны специальные программные средства автоматизации подготовки исходных данных для компьютерного моделирования процесса поперечно-клинового прокатки на базе ANSYS/LS-DYNA (далее ПСПД).

В данной статье приведено описание методики подготовки моделей для проведения компьютерного моделирования напряженно-деформированного состояния процессов ПКП с помощью ПСПД. Рассмотрены основные этапы подготовки компьютерных моделей, описаны функциональные возможности и приемы работы с ПСПД, а также описан графический интерфейс программы.

Основные этапы решения задачи моделирования процесса ПКП. Решение задачи моделирования прокатки с использованием ПСПД можно условно разбить на несколько этапов:

1) подготовка расчетной геометрической модели объекта моделирования, или этап геометрического моделирования. На данном этапе средствами САД систем выполняется построение геометрической модели инструмента и заготовки. Хотя этот этап и не является обязательным для современных систем моделирования, которые имеют внутренние средства для построения САД моделей, однако он рекомендуется при использовании ПСПД, не имеющего такого функционала, а лишь импортирующего модели в унифицированных форматах;

2) подготовка расчетной КЭ модели, или этап препроцессорной подготовки. На данном этапе с помощью ПСПД задаются необходимые для решения задачи исходные данные, которые используются для построения сетки конечных элементов, задания граничных условий, определения модели поведения деформируемого материала, задания опций решателя и т. д.;

3) непосредственно решение задачи, или этап процессинга. По сути, на данном этапе осуществляется численное решение задачи. Для этих целей используется решатель LS-DYNA. ПСПД на данном этапе производит запуск задачи, остановку выполнения расчетов и контроль за ходом решения;

4) получение и анализ результатов расчета, или этап постпроцессорной обработки. На данном этапе с помощью специальных средств проводится обработка результатов решения и их интерпретация путем получения полей (эпюр) распределения напряжений и деформаций. Хотя ПСПД не обладает специальными средствами просмотра результатов выполненных расчетов, однако в нем присутствует функционал для получения табличных данных и вывода их в виде диаграмм и графиков, а также для сравнения данных по нескольким экспериментам.

Принципы работы ПСПД на этапе препроцессорной подготовки. Методика проведения компьютерного моделирования процессов ПКП, используя решатель LS-DYNA и сеточный генератор ANSYS, была представлена автором в предыдущих статьях [6, 7]. Поэтому в данной статье не рассматривались правила подготовки и особенности разработки КЭ и расчетных моделей для LS-DYNA. Ниже описаны общие подходы и принципы, которые легли в основу ПСПД.

Работа ПСПД основана на использовании ANSYS APDL – параметрического процедурного языка программирования для ANSYS, который можно использовать для автоматизации общих задач препроцессорной подготовки и построения любой КЭ модели с использованием специальных выражений и параметров без непосредственной работы с графическим интерфейсом [8].

Использование APDL в ПСПД сводится к автоматизации построения КЭ модели на базе импортированной в нейтральном формате геометрической модели и генерации сетки, используя пакет ANSYS в скрытом режиме. При создании сетки для соответствующих фрагментов геометрической модели элементам назначаются некоторые атрибуты: тип элемента, его размер и свойства применяемого материала. Этими параметрами можно управлять для различных конфигураций модели.

В основе построения КЭ модели с помощью ПСПД лежит подход, основанный на формализации процесса построения сетки КЭ в пакете ANSYS, подготовки и запуска скрипта в режиме пакетной обработки.

Скрипт содержит набор команд, которые описывают последовательность действий по созданию КЭ модели, при этом выполнение происходит автоматически без участия пользователя в этом процессе и без использования графического интерфейса пользователя ANSYS GUI. Такой подход позволяет более гибко подходить к процессу подготовки любой моделей ПКП, а сам процесс создания выполняется намного быстрее.

Алгоритм работы ПСПД и соответственно методика создания расчетных моделей в нем будет следующей:

1) выполняется настройка пакета ANSYS для работы со средой LS-DYNA, задаются опции для работы в скрытом режиме;

2) задаются глобальные параметры (переменные), которые будут управлять моделью. Такими параметрами являются: размер сетки, свойства материала, температура, скорость перемещения инструмента и т. д.;

3) задаются атрибуты для создаваемой конечно-элементной модели (тип конечных элементов, модель материала и т. д.);

4) выполняется импорт геометрической модели с использованием специального транслятора данных;

5) выполняется назначение атрибутов для геометрической модели, задаются размеры сетки для различных элементов геометрической модели (для линий, поверхностей или всего объема), выполняется группировка элементов геометрической модели по основным типам;

6) выполняется автоматическая генерация сеточной модели;

7) выполняется сохранение модели во внутренний формат LS-DYNA.

Если геометрическая модель представляет собой несколько твердых тел или является сборкой, то процедуры 3–6 выполняются для каждой отдельной части.

После выполнения указанного алгоритма будет сгенерирована КЭ модель, которая используется как основа для построения расчетной модели. Отличие их заключается в том, что в КЭ модели еще не заданы граничные условия (нагрузки и ограничения), а также специфические для решателя LS-DYNA опции контроля за ходом расчета (временные параметры, параметры подавления искажения элементов и т. д.).

Таким образом, на этапе препроцессорной подготовки данных для моделирования прокатки ПСПД решаются следующие задачи:

определяется размерность модели (положение конечных элементов). Если рассматривается плоская задача, то используются 2D конечные элементы, для трехмерной постановки соответственно 3D элементы;

определяются степени свободы элементов модели. Задание физических степеней свободы служит для описания геометрии элемента (положения его узлов) и задания числа неизвестных функций, которые в процессе решения вычисляются с целью получения перемещений для каждого узла. Степени свободы во многом определяют точность и длительность решения задачи моделирования. Программа позволяет создавать модели для предварительных расчетов с небольшим числом степеней и соответственно для получения точных численных значений увеличивать число степеней свободы, то есть менять густоту сетки;

задается геометрия конечных элементов. Геометрия элемента определяется расположением узловых точек в конечном элементе. Большинство элементов, используемых в расчетах, имеют простую геометрическую форму. В случае 2D постановки задачи элементы будут иметь трех- или четырехстороннюю форму, а в 3D задачах геометрические фигуры типа тетраэдр или гексаэдр;

задается тип разбиения сетки. Возможны два типа разбиения сетки: свободная и регулярная сетка конечных элементов. Свободная сетка не предъявляет никаких ограничений к форме и взаимному расположению элементов. По сравнению со свободным разбиением контролируемое разбиение (создание регулярной сетки) ограничивает форму элементов. Если необходимо получить данный тип сетки, то в ПСПД нужно импортировать геометрию как серию регулярных объемов или поверхностей. Хотя создание регулярной сетки для заготовки более сложное, однако она показывает более точные результаты при моделировании ПКП;

задаются модели материала. При проведении компьютерного моделирования высокотемпературных процессов ОМД, к которым относится ПКП, достаточно важным является правильное задание модели материала. Прежде всего это связано с тем, что процесс прокатки вызывает большие пластические деформации и смещения с малыми упругими деформациями в заготовке. Пластические деформации могут быть очень большими (до 50 % и более), поэтому требуются специальные модели материала, которые должны учитывать это. ПСПД позволяет задавать для заготовки модели материала, учитывающие данные особенности. Задание специальной модели материала для инструмента в большинстве случаев не требуется. Поэтому в ПСПД инструмент задается как абсолютно твердое тело;

определяются исходные данные для граничных условий. Для задания в КЭ модели граничных условий может понадобиться набор узлов или сегментов, для которых будет задаваться ограничение или нагрузка. Поэтому после генерации сеточной модели могут присутствовать дополнительные процедуры, обеспечивающие генерацию соответствующих наборов по указанным идентификаторам объектов или по координатам узлов;

задаются временные параметры: шаг времени расчета, интервал времени между записями выходных файлов и т. д.;

задаются параметры контроля решающей программы или параметры решателя. Данные параметры в основном связаны с методами решения уравнений в решателе. Поэтому в зависимости от выбранного метода может потребоваться указать тип решателя, параметры сходимости решения, параметры интегрирования по времени и др.

Для решения задачи моделирования процесса ПКП в термомеханической постановке ПСПД включает следующие возможности:

задание температурных параметров (теплоемкость, теплопроводность, конвективный теплообмен, начальная температура) для инструмента, заготовки и окружающей среды;

задание модели материала, в которой определена зависимость свойств материала заготовки от температуры;

использование специальных контактных алгоритмов, учитывающих перераспределение температур в контактных областях (заготовки – инструмента, воздуха – заготовки, воздуха – инструмента);

использование специальных методов решения связанных температурных и механических задач.

Функциональные возможности и интерфейс ПСПД. Помимо описанных выше функций ПСПД обеспечивает решение следующих задач:

- создание нового исследования (проекта) или открытие сохраненного;
- открытие и просмотр моделей в формате IGES, STEP или PARASOLID;
- построение КЭ модели с использованием ANSYS в скрытом режиме;
- задание кривых нагружений;
- выбор модели материала из библиотеки материалов;
- формирование расчетной модели;
- запуск расчета задачи на локальном компьютере;
- вывод результатов для выбранных узлов во внешние файлы;
- обработка результатов расчета;
- отображение результатов расчета в постпроцессоре LS-PREPOST.

Главное окно программы показано на рис. 1.

Для начала работы с программой необходимо нажать кнопку *Создать* в меню *Файл*, в результате будет сформирован новый проект. После его создания необходимо выбрать файл, для которого будет создаваться КЭ и расчетная модель.

ПСПД может работать как с одиночными файлами деталей, так и со сборочными конструкциями независимо от того в какой CAD-системе они были созданы, программа позволяет открывать любую геометрическую трехмерную модель в нейтральном формате IGES, STEP или PARASOLID.

Рабочая область программы имеет три вкладки:

Геометрическая модель, используется для отображения модели и выполнения различных операций с ней (вращение, перемещение и т. д.);

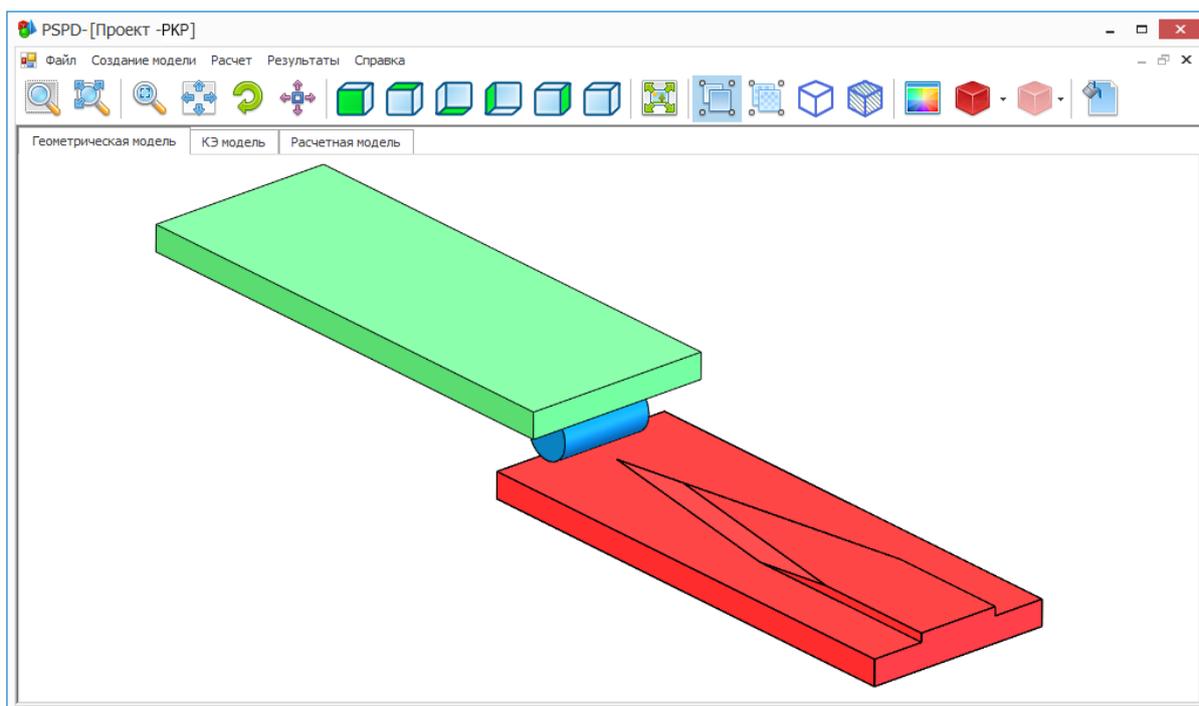


Рис. 1. Главное окно программы с открытой моделью
 Fig. 1. The main window of the program with an open model

КЭ модель, используется для задания параметров, необходимых для построения КЭ модели, а также для просмотра построенной модели;

Расчетная модель, используется для задания параметров для построения расчетной модели.

Вкладка *КЭ модель* (рис. 2) предназначена для построения и просмотра модели. Для построения сеточной модели очень важно правильно подобрать размер конечного элемента, для этого нужно знать размеры модели.

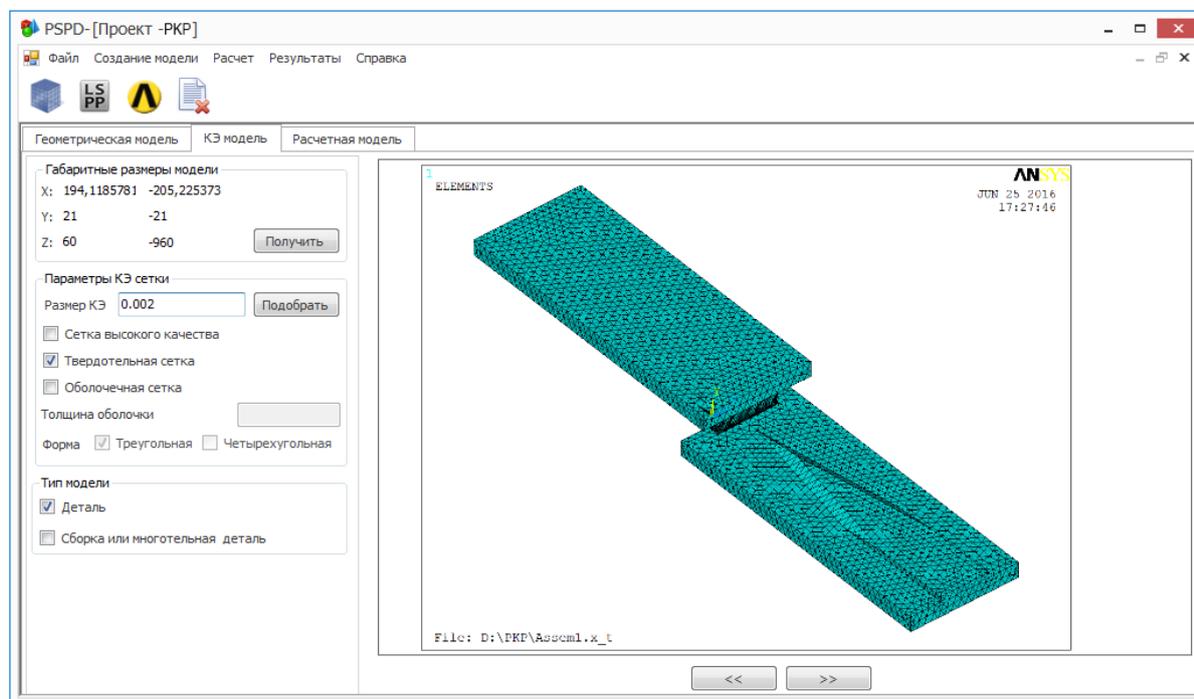


Рис. 2. Вкладка *КЭ модель*

Fig. 2. *FE model* tab

В связи с этим в программе на вкладке *КЭ модель* присутствует команда *Получить* в разделе *Габаритные размеры модели*, при ее нажатии программа рассчитывает размеры модели по трем осям. Используя эти данные, можно представить реальные размеры импортированного в программу объекта.

Чтобы автоматически рассчитать размер КЭ, используется команда *Подобрать* в разделе *Параметры КЭ сетки*. При необходимости можно изменить размер элемента вручную, введя нужное значение в соответствующее поле. В разделе *Параметры КЭ сетки* также можно задать следующие параметры:

Сетка высокого качества, позволяет построить КЭ модель, используя элементы высокого порядка, обычно данная опция используется для получения более точных результатов по сравнению со стандартной сеткой;

Твердотельная сетка, при выборе данного параметра создается твердотельная КЭ модель;

Оболочечная сетка, при выборе данного параметра создается тонкостенная оболочечная КЭ модель с использованием элементов типа Belytschko-Tsay. Данный тип модели обычно используется для моделей из листового металла или тонкостенных объектов, толщина стенки которых намного меньше, чем их габаритные размеры. При выборе параметра *Оболочечная сетка* станут доступны дополнительные параметры:

Толщина оболочки, где задается толщина оболочечной модели;

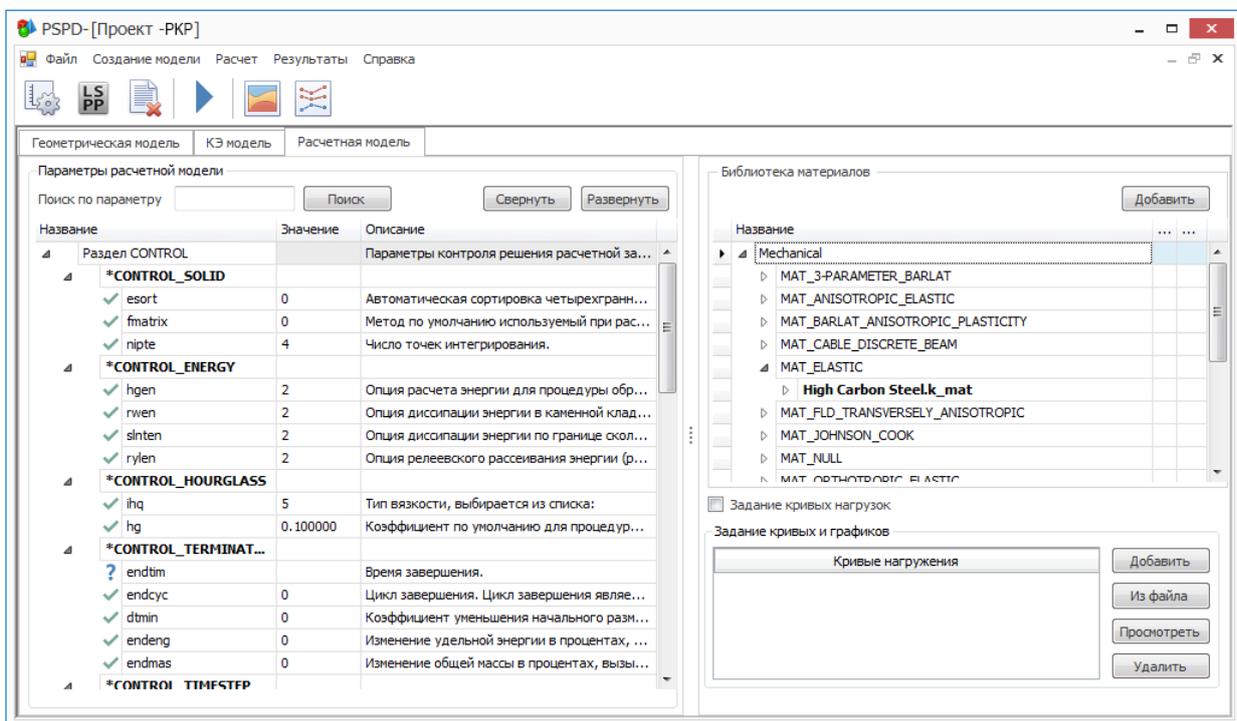
Форма элемента (треугольная или четырехугольная), позволяет указать форму КЭ для разбиения оболочечной модели.

В разделе *Тип модели* обязательно нужно указать, к какому типу относится открытый объект, к однотельной детали или сборочной конструкции из нескольких деталей или тел. Это необходимо для того, чтобы задать участвующие в расчете объекты.

Для построения КЭ модели и ее отображения в графической области на вкладке *КЭ модель* необходимо на панели инструментов или в меню *Создание модели* нажать на кнопку *Создание сетки*. После этого в скрытом режиме будет запущен ANSYS, который выполнит построение сеточной модели. Как показано на рис. 2, вид модели будет представлен в графическом окне, для перехода между различными видами модели можно использовать команды << и >>.

Для того чтобы открыть и просмотреть построенную модель в препроцессоре LS-PREPOST, нужно выбрать соответствующую команду на панели инструментов или в меню *Создание модели*. Аналогично можно открыть построенную модель в ANSYS.

После построения КЭ модели можно создать расчетную модель, для чего следует перейти на соответствующую вкладку (рис. 3). Программа автоматически генерирует необходимый перечень разделов и относящихся к ним блоков и параметров. Для большинства параметров заданы значения по умолчанию, об этом свидетельствует зеленый значок галочки около параметра. У параметров, для которых требуется ввести значение, стоит синий знак вопроса.

Рис. 3. Вкладка *Расчетная модель*Fig. 3. *Calculation model* tab

Используя команды *Свернуть/Развернуть* можно свернуть или развернуть все параметры в списке. Для поиска параметра используется поле *Поиск по параметру*, куда необходимо ввести имя параметра и нажать кнопку *Поиск*. Если такой параметр существует, он будет подсвечен в списке параметров. При необходимости ввода или изменения значения параметра следует выбрать ячейку рядом с ним и ввести нужное значение.

В правой части рабочей области на вкладке *Расчетная модель* располагается раздел *Библиотека материалов*, который содержит перечень файлов материалов. Эти файлы являются по сути заполненными моделями материала для различных типов моделей и их свойств по правилам решателя LS-DYNA. Чтобы добавить или удалить библиотечную модель, достаточно добавить файл модели материала в нужный каталог или удалить его.

Для добавления модели материала из *Библиотеки материалов* в расчетную модель необходимо выбрать его в списке и нажать кнопку *Добавить*, в результате он будет перенесен в раздел *Материалы* расчетной модели и добавлен в файл модели, который будет запущен на анализ.

Добавление в расчетную модель различных графиков нагрузок или кривых для параметров материала выполняется в разделе *Задание кривых и графиков*. После задания всех параметров

можно выполнить построение расчетной модели, для этого необходимо нажать на кнопку *Создать расчетную модель* на панели инструментов или в меню *Создание модели*.

Для проведения моделирования может быть недостаточно тех данных, которые программа сформировала для расчетной модели. Так, может потребоваться ручное задание нагрузок и ограничений, используя соответствующие команды и правила в пакете LS-PREPOST. Для этого можно открыть модель в препроцессоре, выбрав соответствующую команду *Открыть в LS-PREPOST*.

После выполнения всех действий по доработке модели средствами LS-PREPOST появляется возможность запуска на расчет, выбрав команду *Запустить на расчет* на панели инструментов или в меню *Расчеты*. Вслед за проведением расчета, на это укажет строка *Normal termination* в выполняемом файле, можно будет открыть результаты моделирования. Для этого нужно выбрать команду *Показать результаты*, после чего будет открыт файл результатов (3dplot) в постпроцессоре.

Для возможности вывода результатов расчета во внешние файлы используется команда *Вывести результаты*, после ее нажатия будет открыто окно, показанное на рис. 4. В данном окне следует указать файл результатов, из которого будут считаны данные (файл 3dplot), каталог, куда необходимо сохранить выходные файлы, ввести номера узлов, для которых данные будут выводиться численные значения, и выбрать тип результата для вывода в разделе *Вывод результатов*.

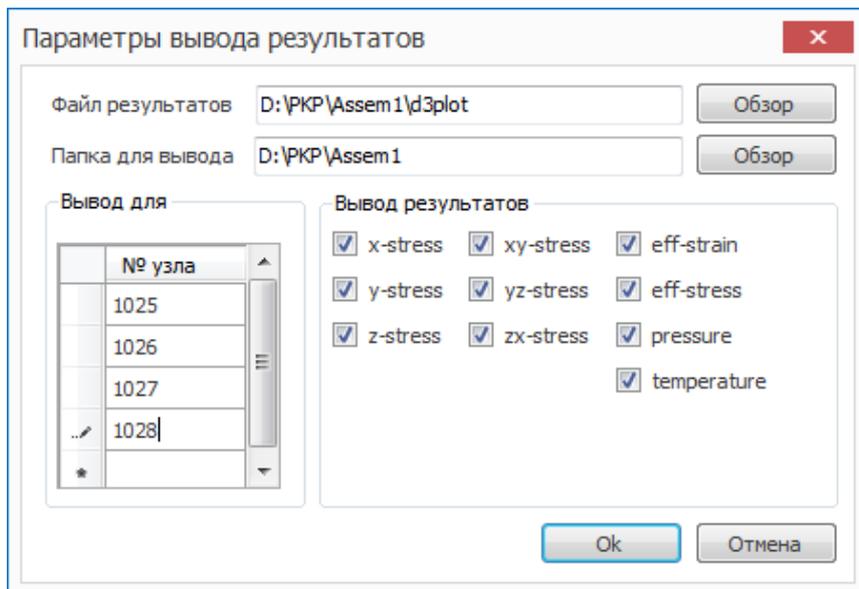


Рис. 4. Окно вывода результатов во внешние файлы

Fig. 4. Output window to external files

Для выбора доступны напряжения по трем осям X , Y и Z , касательные напряжения, эффективные напряжения и деформации, давление и температура. Вслед за нажатием кнопки *Ok* будет отработан скрипт, который запустит LS-PREPOST, откроет в нем модель и выполнит считывание всех данных, после этого они будут сохранены во внешний файл в формате XML.

Далее эти файлы возможно открыть в EXCEL и построить нужные графики. Не выходя из программы, можно создать новый проект. Для этого необходимо в меню *Файл* выбрать *Закрывать проект* и создать новый проект описанным выше способом.

Заключение. Разработано программное обеспечение для подготовки данных для компьютерного моделирования процесса ПКП на базе ANSYS/LS-DYNA. Программа позволяет существенно снизить требования к знаниям в области компьютерного моделирования у инженеров, занимающихся разработкой инструмента и техпроцессов для прокатки, оперативно создавать и изменять КЭ модели, проводить исследования ПКП для различных исходных данных техпроцесса и параметров решателя.

В статье предложена методика подготовки моделей для компьютерного анализа с помощью ПСПД. Рассмотрены основные этапы создания КЭ моделей в среде ANSYS/LS-DYNA, описаны функциональные возможности и приемы работы с ПСПД, а также приведен графический интерфейс программы.

Данное программное обеспечение использовалось как в научных целях, для исследования зависимости характера протекания процесса формоизменения при прокатке от технологических и геометрических параметров, так и для решения практических задач, в частности проведения экспериментальных расчетов для оптимизации реальных процессов ПКП.

Список использованных источников

1. Басов, К. А. ANSYS: справочник пользователя / К. А. Басов. – М.: ДМК Пресс, 2005. – 640 с.
2. Hallquist, J. LS-DYNA theory manual [Electronic resource]. – Livermore Software Technology Corporation, 1998. – Mode of access: <https://www.dynamore.se/en/resources/manuals/ls-dyna-manuals/ls-dyna-theory-manual>
3. Кожевникова, Г. В. Теория и практика поперечно-клиновой прокатки / Г. В. Кожевникова. – Минск: Беларуская навука, 2010. – 291 с.
4. Щукин, В. Я. Белорусская школа поперечно-клиновой прокатки / В. Я. Щукин, Г. В. Кожевникова // Вес. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2016. – № 1. – С. 43–50.
5. Кожевникова, Г. В. Самоустановление сил трения при поперечной прокатке / Г. В. Кожевникова // Трение и износ. – 2016. – Т. 37, № 4. – С. 421–426.
6. Абрамов, А. А. Использование пакета LS-DYNA для компьютерного моделирования процесса поперечно-клиновой прокатки / А. А. Абрамов, Г. В. Кожевникова // Вес. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2011. – № 2. – С. 41–50.
7. Абрамов, А. А. Компьютерное моделирование процесса формообразования осесимметричных ступенчатых деталей методом поперечно-клиновой прокатки / А. А. Абрамов // Инновации в машиностроении: сб. тр. VII Междунар. науч.-практ. конф. / под ред. В. Ю. Блюменштейна. – Кемерово: КузГТУ, 2015. – С. 424–428.
8. Introduction to the ANSYS Parametric Design Language: A Guide to the ANSYS Parametric Design Language / eds.: J. Strain, E. Miller. – PADT Inc., 2013. – 210 p.

References

1. Basov K. A. *ANSYS: User References*. Moscow, DMK Press Publ., 2005. 640 p. (in Russian).
2. Hallquist J. *LS-DYNA theory manual*. Livermore Software Technology Corporation, 1998. Available at: <https://www.dynamore.se/en/resources/manuals/ls-dyna-manuals/ls-dyna-theory-manual>
3. Kozhevnikova G. V. *Theory and Practice of Cross-Wedge Rolling*. Minsk, Belorusskaya nauka Publ., 2010. 291 p. (in Russian).
4. Shchukin V. Y., Kozhevnikova G. V. Belarusian Cross-Wedge Rolling School of Thought. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2016, no. 1, pp. 43–50 (in Russian).
5. Kozhevnikova G. V. Self-setting of forces of friction during cross rolling. *Journal of Friction and Wear*, 2016, vol. 37, iss. 4, pp. 324–329. <https://doi.org/10.3103/S1068366616040073>
6. Abramov A. A., Kozhevnikova G. V. Use of LS-DYNA for computer modeling of cross-wedge rolling process. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2011, no. 2, pp. 41–50 (in Russian).
7. Abramov A. A. Computer simulation of forming of axisymmetric multidiameter parts by cross-wedge rolling method. *Innovacii v mashinostroenii: sbornik trudov VII mezhdunarodnoj nauchno-prakticheskoy konferencii* [Innovations in mechanical engineering: a Collection of works of the VII International Scientific and Practical Conference]. Kemerovo, T. F. Gorbachev Kuzbass State Technical University, 2015, pp. 424–428 (in Russian).
8. Strain J., Miller E. (eds.). *Introduction to the ANSYS Parametric Design Language: A Guide to the ANSYS Parametric Design Language*. PADT Inc., 2013. 210 p.

Информация об авторе

Абрамов Андрей Андреевич – научный сотрудник, лаборатория предельной деформируемости и поперечно-клиновой прокатки, Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси (ул. Академика Купревича, 10, 220141, Минск, Республика Беларусь). E-mail: an-aj@ya.ru

Information about the author

Andrei A. Abramov – Researcher, Laboratory of Extreme Deformability and Cross-Wedge Rolling, Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus (10, Academician Kuprevich Str., 220141, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: an-aj@ya.ru

ДИАГНОСТИКА И БЕЗОПАСНОСТЬ ТЕХНИЧЕСКИХ И ПРИРОДНЫХ СИСТЕМ
DIAGNOSTICS AND SAFETY OF TECHNICAL AND ENVIRONMENT SYSTEMS

УДК 536.24:0242
<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-467-476>

Поступила в редакцию 24.06.2019
Received 24.06.2019

А. И. Ольшанский, Р. В. Окунев, А. М. Гусаров

Витебский государственный технологический университет, Витебск, Беларусь

ИССЛЕДОВАНИЕ НЕСТАЦИОНАРНОГО ТЕПЛООБМЕНА В КОМБИНИРОВАННЫХ ПАКЕТАХ ВОДОТЕРМОСТОЙКОЙ ЗАЩИТНОЙ ОДЕЖДЫ ПОЖАРНЫХ

Аннотация. Представлены результаты исследования нестационарного теплообмена в комбинированных пакетах, предназначенных для создания специальной водотермостойкой защитной одежды пожарных от опасных и вредных факторов при проведении аварийно-спасательных и других неотложных работ с участием нетоксичных веществ, растворов кислот, щелочей, нефти и нефтепродуктов, жидких токсичных веществ, а также при работе в воде с температурой от 0 до 70 °С. Устойчивость пакетов материалов одежды исследовалась как нестационарный процесс теплообмена в многослойной пластине с идеальным тепловым контактом на стыках слоев. Неограниченная пластина нагревается с обеих сторон при различных условиях теплообмена по закону Ньютона, с постоянным воздействием теплового источника на одну из поверхностей, контактирующей с горячей жидкостью через водонепроницаемую тонкую поверхность. Вторая поверхность пластины взаимодействует с внешней средой, температура которой изменяется по линейному закону. При решении уравнения нестационарной теплопроводности с нелинейными коэффициентами переноса использовались методы линеаризации, основанные на аппроксимации нелинейных коэффициентов, такими, при которых нелинейные уравнения становятся приблизительно линейными. Весь процесс теплопереноса разбивается на множество малых временных интервалов в пределах, которых коэффициенты переноса постоянны. Зональным методом исследования нестационарной теплопроводности в пакетах одежды установлены уравнения для расчета температуры, плотностей тепловых потоков, распределения температуры по толщине пакетов одежды. Показано, что при принятых упрощениях расчета значения параметров хорошо согласуются с экспериментом. Установлен состав пакета одежды, соответствующий техническим требованиям ТУ ВУ 101 114 857.082-2015 «Комплекты индивидуальной защиты».

Ключевые слова: коэффициент теплопроводности, коэффициент теплообмена, коэффициент температуропроводности, плотность теплового потока, теплоемкость, плотность, водотермостойкая одежда

Для цитирования: Ольшанский, А. И. Исследование нестационарного теплообмена в комбинированных пакетах водотермостойкой защитной одежды пожарных / А. И. Ольшанский, Р. В. Окунев, А. М. Гусаров // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2019. – Т. 64, №4. – С. 467–476. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-467-476>

A. I. Ol'shanskii, R. V. Okunev, A. M. Gusarov

Vitebsk State Technological University, Vitebsk, Belarus

STUDY ON NON-STATIONARY HEAT EXCHANGE IN COMBINED PACKAGES OF WATER-RESISTANT PROTECTIVE CLOTHING OF FIREFIGHTERS

Abstract. The results of research of non-stationary heat exchange in combined packages intended for creation of special water- and heat-resistant protective clothing of firefighters from dangerous and harmful factors during emergency rescue and other urgent works, with participation of non-toxic substances, acid solutions, alkalis, oil and petroleum products, liquid toxic substances, as well as during operation in water with temperature from 0 to 70 °C are presented. The stability of clothing material packs has been investigated as a transient heat exchange process in a multilayer plate with ideal thermal contact at the joints of the layers. The unlimited plate is heated on both sides under different heat exchange conditions according to Newton's Law,

with constant action of the heat source on one of the surfaces of the hot liquid contacting through the waterproof thin surface. Second surface of the plate interacts with external medium, temperature of which varies according to linear law. At solving the equation of non-stationary thermal conductivity with nonlinear transport coefficients, linearization methods are used based on the approximation of nonlinear coefficients, such that nonlinear equations become approximately linear. The entire heat transfer process is divided into a plurality of small-time intervals within which the transfer coefficients are constant. The zonal method of investigation of non-stationary thermal conductivity in clothing packages establishes equations for calculation of temperature, densities of thermal flows, distribution of temperature across thickness of clothing packages. It has been shown that under accepted calculation simplifications, parameter values are well consistent with the experiment. The composition of the clothing package is proposed, which meets the technical requirements of TY BY 10114857.082-2015 “Personal Protective Kits”.

Keywords: heat conductivity coefficient, heat exchange coefficient, thermal diffusivity coefficient, density of a heat flux, thermal capacity, density, water- and heat-resistant clothes

For citation: Ol’shanskii A. I., Okunev R. V., Gusarov A. M. Study on non-stationary heat exchange in combined packages of water-resistant protective clothing of firefighters. *Vestsi Natsyyanal’nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 467–476 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-467-476>

Введение. При решении задач, направленных на решение проблем ликвидации чрезвычайных ситуаций природного и техногенного характера, особое внимание уделяется проектированию специальной защитной одежды. Такие водотермостойкие костюмы наряду с другими видами индивидуальной защиты обеспечивают полный или частичный барьер между человеком и окружающей средой.

Задачи исследования. Для проектирования и создания специальной водотермостойкой защитной одежды пожарных необходимо изучение теплофизических свойств различных эластичных, гибких материалов, пригодных для создания одежды с требуемыми теплозащитными свойствами.

В соответствии с техническими требованиями ТУ BY 101 114 857.082-2015 «Комплекты индивидуальной защиты» при определении устойчивости пакетов материалов к воздействию горячей водой образцы подвергаются испытаниям по режимам: 70 ± 5 °C и 90 ± 5 °C; время воздействия составляет $\tau = 300$ с. Пакет материалов для одежды считается выдержавшим испытания, если на всех пробах не произошло: разрушения (оплавление, растрескивание); протекания воды внутрь пробы; отслоения покрытия от основы (для многослойных материалов); повышения температуры на внешней поверхности пакета не более 50 °C.

Нами эксперимент проводился в горячей воде по режиму 90 ± 5 °C, близкой к состоянию кипения, время воздействия для каждого режима испытаний $\tau = 300$ с. Для каждого режима испытаний были подготовлены не менее трех проб пакетов, включающие в себя материалы, которые входят в состав изделия. Для измерения температуры воды в емкости установки и температур поверхностей пакета материалов применялись термопары ТХА(К) с пределом допустимой погрешности $\pm 1,5$ °C.

Условия проведения исследований. Для осуществления исследований была создана экспериментальная установка, принципиальная схема которой изображена на рис. 1.

Исследуемый пакет материалов 5 в форме круга диаметром 70 мм помещался в рамку 3. Рамка с закрепленным образцом пакета материалов плотно устанавливалась во фланец теплоизолированной емкости 1, которую наполняли водой. После заполнения емкость закрывали теплоизолированной крышкой 2. Установив на термостате необходимую температуру, воду нагревали до заданной темпе-

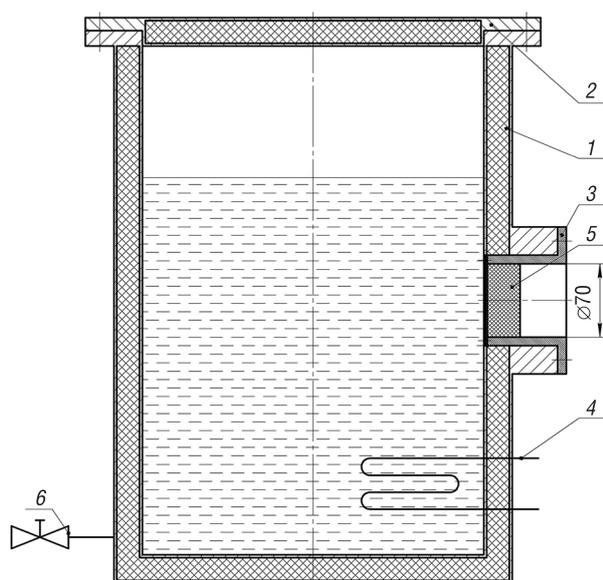


Рис. 1. Схема экспериментальной установки: 1 – теплоизолированная емкость, 2 – крышка, 3 – рамка, 4 – нагревательный элемент, 5 – пакет материалов, 6 – кран

Fig. 1. Scheme of experimental installation: 1 – heat-insulated capacity, 2 – cover, 3 – frame, 4 – heating element, 5 – package of materials, 6 – crane

ратуры (90 ± 5 °C). Слив воды из емкости производился через кран б. Измерение температуры фиксировалось с интервалом в 10 с. Длительность воздействия теплового источника $\tau = 300$ с.

В табл. 1 представлен состав подготовленных к эксперименту пакетов одежды.

Т а б л и ц а 1. Состав подготовленных пакетов материалов
T a b l e 1. Composition of the prepared packages of materials

Пакет №1	Пакет №2	Пакет №3
<i>Схема пакетов материалов</i>		
<i>Состав пакетов материалов</i>		
1. Винилискожа ТР специального назначения, ТУ ВУ 800 005 044.002-2008, $\delta_1 = 0,4 \cdot 10^{-3}$ м; $\lambda_0 = 0,11$ Вт/м°C; $\rho = 1300$ кг/м ³		
2. Полотно полиэфирное объемное термоскрепленное (синтепон), плотность 100 г/м ² , $\delta_2 = 26 \cdot 10^{-3}$ м; $\lambda_0 = 0,04$ Вт/м°C; $\rho = 25$ кг/м ³	2. Ватин холстопршивной полушерстяной, арт. 9С15-319, $\delta_2 = 24 \cdot 10^{-3}$ м; $\lambda_0 = 0,042$ Вт/м°C; $\rho = 50$ кг/м ³	2. Ватин холстопршивной полушерстяной, арт. 9С15-319, $\delta_2 = 6,0 \cdot 10^{-3}$ м; $\lambda_0 = 0,042$ Вт/м°C; $\rho = 50$ кг/м ³ . 3. Полотно полиэфирное объемное термоскрепленное (синтепон), плотность 100 г/м ² , $\delta_2 = 20 \cdot 10^{-3}$ м; $\lambda_0 = 0,04$ Вт/м°C; $\rho = 25$ кг/м ³

Экспериментальные кривые для температуры t_2 на внутренней поверхности пакетов за время воздействия теплового источника изображены на рис. 2, а. Видно, что по завершении стадии прогрева $\tau_{пр} \approx 25-35$ с они представляют собой линейные зависимости.

Анализ экспериментальных кривых $t_2 = f(\tau)$ показывает, что техническим требованиям ТУ ВУ 101 114 857.082-2015 по режиму нагревания пакетов соответствует пакет №1.

Теплозащитный слой одежды должен поглощать, возможно, больший поток тепла от воздействующего теплового источника с уменьшением до минимального стока тепла с внутренней поверхности пакетов при температуре $t_2 \leq 50$ °C, поэтому в пакетах одежды необходимо использовать материалы с низкими коэффициентами теплопроводности и высокими удельными теплоемкостями при минимальной плотности, обладающие также эластичными свойствами, пригодными для создания защитной одежды.

При выборе теплофизических констант для материалов пакетов и их зависимости от температуры были изучены литературные источники [1–5], на основе которых при обработке данных нами получены следующие приближенные зависимости $\lambda = f(t)$ в области температур $t = 20-80$ °C и удельной теплоемкости для материалов, составляющих пакеты одежды:

для винилискожи $\lambda = \lambda_0(1 + 13,2 \cdot 10^{-3}t)$, $\lambda_0 = 0,11$ Вт/м°C;

для ватина $\lambda = \lambda_0(1 + 3,68 \cdot 10^{-3}t)$, $\lambda_0 = 0,042$ Вт/м°C;

для синтепона $\lambda = \lambda_0(1 + 3,68 \cdot 10^{-3}t)$, $\lambda_0 = 0,040$ Вт/м°C.

Удельные теплоемкости при $t = 20-80$ °C соответственно:

для винилискожи $c = 440 + 8,75t$ Дж/кг°C;

ватина и синтепона $c = 1240 + 7,8t$ Дж/кг°C [1–3].

Теплообмен поверхностей пакетов с окружающей средой. Представим пакет материалов в виде многослойной пластины, где наружная сторона омывается горячей водой с $t_{ж} = 90$ °C = const, а внутренняя поверхность пакета контактирует с воздухом с $t_{в} = 20$ °C = const.

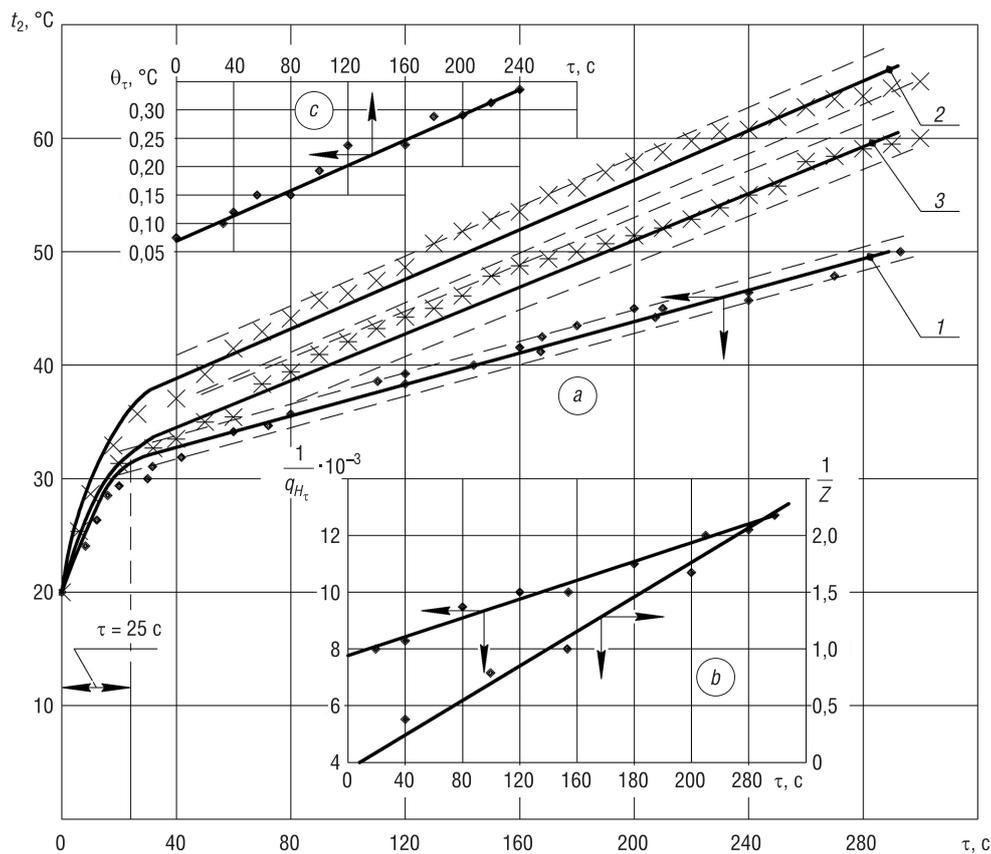


Рис. 2. Зависимость внутренней температуры $t_2 = f(\tau)$ (a) для пакетов № 1, 2, 3; зависимость $1/q_{H\tau} = f(\tau)$ (b); зависимость $\theta_\tau = f(\tau)$ (c)

Fig. 2. Dependence of the outside temperature $t_2 = f(\tau)$ (a) for packages no. 1, 2, 3; dependence $1/q_{H\tau} = f(\tau)$ (b); dependence $\theta_\tau = f(\tau)$ (c)

Критериальное уравнение теплообменного числа Нуссельта для наружной поверхности со стороны горячей воды имеет вид [6]:

$$Nu_{ж} = 0,15Ra^{0,33} \cdot \varepsilon_k,$$

где $Nu_{ж} = \alpha_1 \cdot l/\lambda_{ж}$ – критерий Нуссельта; ε_k – коэффициент конвекции, при $Ra > 10^9$ коэффициент конвекции $\varepsilon_k = 1$; α_1 – коэффициент теплообмена; $\lambda_{ж}$ – коэффициент теплопроводности горячей жидкости.

Число Рэлея определяется зависимостью

$$Ra = Gr \cdot Pr = \frac{g \cdot \beta_{ж} \cdot \Delta t \cdot l^3}{\nu_{ж} \cdot a},$$

где g – ускорение силы тяжести, $g = 9,81$ м/с²; $\beta_{ж}$ – коэффициент температурного расширения, 1/К; l – характерный размер стенки, $l = 0,07$ м; a – коэффициент температуропроводности, м²/с; Gr – критерий Грасгофа; Pr – критерий Прандтля; Δt – разность температур, $\Delta t = t_{ж} - t_{ст}$; $\nu_{ж}$ – коэффициент кинематической вязкости, м²/с.

Все физические константы для воды $\lambda_{ж}$, $\nu_{ж}$, $\beta_{ж}$, $Pr_{ж}$ при $t_{ж} = 90$ °С определялись по таблицам, приведенным в [4]. Средняя температура поверхности винилискожи для начального периода прогрева принималась $t_1 \approx 40$ °С при $\tau \approx 25$ с.

Коэффициент теплоотдачи от жидкости к поверхности определялся по критерию Нуссельта

$$\bar{\alpha}_1 = \frac{Nu \cdot \lambda_{ж}}{l} = \frac{188,6 \cdot 0,676}{0,07} \approx 1821 \text{ Вт/м}^2\text{°С}.$$

При температуре горячей воды $t_{\text{ж}} = 90^\circ\text{C}$ возле вертикальной поверхности пластины наблюдаются конвективные токи жидкости. Для их определения воспользуемся соотношением для определения общей скорости конвекции при допущениях Буссинеска [6]

$$W = \sqrt{g\beta l(t_{\text{ж}} - t_{\text{в}})} = \sqrt{9,81 \cdot 6,95 \cdot 10^{-4} \cdot 0,07 \cdot 70} \approx 0,18 \text{ м/с.}$$

Число Рейнольдса определяем по скорости конвективных токов, $W \approx 0,18 \text{ м/с}$,

$$\text{Re} = \frac{W \cdot l}{\nu_{\text{ж}}} = \frac{0,18 \cdot 0,07}{0,326 \cdot 10^{-6}} \approx 38650.$$

Для капельных жидкостей при значениях $\text{Re} < 4 \cdot 10^4$ критериальное уравнение имеет вид [6, 7]

$$\text{Nu}_{\text{ж}} = 0,76 \cdot \text{Re}^{0,5} \cdot \text{Pr}^{0,43}.$$

Коэффициент теплоотдачи от жидкости к поверхности равен

$$\bar{\alpha}_1 = \frac{\text{Nu} \cdot \lambda_{\text{ж}}}{l} = \frac{200 \cdot 0,676}{0,07} \approx 1930 \text{ Вт/м}^2\text{°C.}$$

Погрешность при вычислении $\bar{\alpha}_1$ составила около 5 % и находится в пределах точности проведения эксперимента. Сравнение коэффициентов теплоотдачи $\bar{\alpha}_1$, полученных по двум независимым формулам, показывает их удовлетворительное совпадение.

Определим коэффициент теплоотдачи $\bar{\alpha}_2$ от внутренней поверхности пакета к воздуху. Физические константы воздуха при $t_{\text{в}} = 20^\circ\text{C}$ [4]: $\text{Pr} = 0,7$; $\beta = 3,4 \cdot 10^{-3} \text{ 1/K}$; $\lambda = 0,025 \text{ Вт/м}^2\text{°C}$; $\nu = 15 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2\text{/с}$; $a = 21,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2\text{/с}$.

Внутренняя поверхность нагревается от начальной температуры стенки $t_0 = 20^\circ\text{C}$ до $t_2 = 50^\circ\text{C}$ за цикл воздействия источника продолжительностью $\tau = 300 \text{ с}$.

Число Рэлея при данных условиях рассчитывается следующим образом:

$$\text{Ra} = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta t \cdot l^3}{\nu \cdot a} = \frac{9,81 \cdot 3,4 \cdot 10^{-3} \cdot 30 \cdot 3,43 \cdot 10^{-4}}{15 \cdot 10^{-6} \cdot 21,4 \cdot 10^{-6}} \approx 1,1 \cdot 10^6.$$

Критериальное уравнение теплообмена имеет вид [6–8]

$$\text{Nu} = 0,135 \cdot \text{Ra}^{0,33} \cdot \varepsilon_k.$$

Коэффициент конвекции вычисляется по зависимости $\varepsilon_k = (1/\sqrt{\text{Pr}})^{-2} \approx 0,68$ [8].

Число Нуссельта равно

$$\text{Nu} = 0,135 \cdot (1,1 \cdot 10^6)^{0,33} \cdot 0,68 \approx 8,2.$$

Коэффициент теплоотдачи $\bar{\alpha}_2$ от внутренней поверхности пакета к воздуху определяется, как

$$\bar{\alpha}_2 = \frac{\text{Nu} \cdot \lambda}{l} = \frac{8,2 \cdot 0,025}{0,07} \approx 2,9 \text{ Вт/м}^2\text{°C.}$$

Плотность стока тепла с внутренней поверхности пакета в окружающую среду за время $\tau = 300 \text{ с}$ имеет следующее значение:

$$q = \bar{\alpha}_2(t_2 - t_0) \approx 86 \text{ Вт/м}^2.$$

Анализ термических сопротивлений переноса тепла. Термическое сопротивление слоя винилскожи ($\delta_1 = 0,4 \cdot 10^{-3} \text{ м}$) при температуре $t \approx 80^\circ\text{C}$ с коэффициентом теплопроводности $\lambda_1 = 0,22 \text{ Вт/м}^2\text{°C}$ равно

$$R_{\lambda_1} \approx \delta_1 / \lambda_1 \approx 0,4 \cdot 10^{-3} / 0,22 \approx 0,0018 \text{ м}^2\text{°C/Вт.}$$

Термическое сопротивление слоев ватина ($\delta_2 = 24,0 \cdot 10^{-3} \text{ м}$) и синтепона ($\delta_3 = 26,0 \cdot 10^{-3} \text{ м}$) при средней температуре $t \approx 70^\circ\text{C}$ составляет

$$R_{\lambda_2} \approx 24 \cdot 10^{-3} / 0,051 \approx 0,48 \text{ м}^2\text{°C/Вт}; R_{\lambda_3} \approx 26 \cdot 10^{-3} / 0,052 \approx 0,51 \text{ м}^2\text{°C/Вт.}$$

Для двухслойных и трехслойных пакетов эквивалентные коэффициенты теплопроводности [4] будут равны

$$\lambda_{\text{экв}}^{\text{пакет \#1}} = \frac{\delta_1 + \delta_2}{\frac{\delta_1}{\lambda_1} + \frac{\delta_2}{\lambda_2}} = \frac{0,4 \cdot 10^{-3} + 26 \cdot 10^{-3}}{\frac{0,4 \cdot 10^{-3}}{0,22} + \frac{26 \cdot 10^{-3}}{0,051}} \approx 0,050 \text{ Вт/м}^\circ\text{С};$$

$$\lambda_{\text{экв}}^{\text{пакет \#2}} = \frac{0,4 \cdot 10^{-3} + 24 \cdot 10^{-3}}{\frac{0,4 \cdot 10^{-3}}{0,22} + \frac{24 \cdot 10^{-3}}{0,051}} \approx 0,051 \text{ Вт/м}^\circ\text{С};$$

$$\lambda_{\text{экв}}^{\text{пакет \#3}} = \frac{0,4 \cdot 10^{-3} + 6 \cdot 10^{-3} + 20 \cdot 10^{-3}}{\frac{0,4 \cdot 10^{-3}}{0,22} + \frac{6 \cdot 10^{-3}}{0,051} + \frac{20 \cdot 10^{-3}}{0,052}} \approx 0,051 \text{ Вт/м}^\circ\text{С}.$$

Поскольку эквивалентные коэффициенты теплопроводности для всех пакетов имеют близкие значения, то, пренебрегая термическим сопротивлением слоя винилискожи, можно приближенно расчет распределения температуры по сечению проводить как для однослойной стенки, контактным теплообменом в случае соприкосновения пористых материалов можно пренебречь.

Обоснование упрощений при решении задач нестационарной теплопроводности. Решение задач нелинейного переноса тепла связано с большими трудностями, поскольку необходимо учитывать изменение коэффициентов переноса от температуры. Для упрощения задач нелинейного переноса тепла используются различные методы линеаризации, основанные на аппроксимации нелинейных коэффициентов переноса линейными, при которых можно использовать уравнение переноса при постоянных коэффициентах [5, 9, 10].

Для выбора шага по времени и минимизации погрешности по способу итерации производная по времени $\partial t / \partial \tau$ заменяется отношением «разности вперед» и «разности назад» ($t \pm \Delta t$) [10]. Для выбранного шага по времени Δt вычисляется параметр [9]

$$\eta = \delta / 2\sqrt{a \cdot \Delta \tau},$$

где δ – толщина стенки; $\Delta \tau$ – интервал времени; a – коэффициент температуропроводности, соответствующий значению температуры в момент времени τ .

Если для выбранного интервала времени параметр $\eta > 3$, то наблюдается стационарное состояние [9]. Для пакета № 1 имеем

$$\eta = 26 \cdot 10^{-3} / 2\sqrt{1,13 \cdot 10^{-6} \cdot 10} \approx 3,87,$$

где $a = \lambda_{\text{экв}} / c\rho = 0,051 / 1800 \cdot 25 \approx 1,13 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ при средней температуре в пакете $t \approx 70^\circ\text{С}$.

Замена производной по времени $\partial t / \partial \tau$ отношением «разности вперед» или «разности назад» позволяет с более высокой точностью определять температуру в узловых точках k в момент времени $\tau \pm \Delta \tau$ по значениям температур в точках $k, k + 1, k - 1$ в момент времени τ :

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\Delta t}{\Delta \tau} = \frac{t_{k,\tau} + \Delta t + t_{k,\tau}}{\Delta t}; \quad \frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\Delta t}{\Delta \tau} = \frac{t_{k,\tau} + \Delta t - t_{k,\tau}}{\Delta t}.$$

При этом значения теплофизических характеристик для узловых точек $k \pm 1$ корректируются для каждого шага по времени $\Delta \tau$ [10].

Условия эксперимента. При малом термическом сопротивлении слоя винилискожи градиент температуры по сечению винилискожи $\nabla t \rightarrow 0$, температура поверхности винилискожи t_1 , контактирующая с жидкостью, стремится к температуре $t_{\text{ж}}$, и в этих условиях определить плотность потока тепла q_1 от горячей воды к поверхности винилискожи по уравнению Ньютона при использовании техники измерения температуры термопарой представляет трудности.

Плотность потока тепла q_1 определяется из уравнения теплового баланса

$$q_1 = q_{H\tau} + q_2, \quad (1)$$

где $q_{H\tau}$ – переменный поток тепла на нагрев теплозащитного слоя пакета, q_2 – плотность стока тепла с внутренней поверхности в окружающую среду.

Зависимость $t_2 = f(\tau)$ для пакета № 1 (рис. 2, а) является линейной и приближенно описывается уравнением

$$t_2 \approx 0,070\tau + 30; \tau > 25 \text{ с.}$$

Плотность потока тепла на поверхности $q_1 = \text{const}$, температура поверхности винилискожи $t_1 = \text{const}$. Коэффициент теплообмена от жидкости к поверхности винилискожи $\alpha_1 \gg \alpha_2$, где α_2 – коэффициент теплоотдачи от внутренней поверхности пакета в окружающую среду.

Температура внутренней поверхности пакета линейно изменяется во времени. Решение задачи нестационарной теплопроводности через однослойную плоскую стенку, полученное А. И. Пеховичем с использованием упрощений методом суперпозиции с действующими источниками тепла [5], соответствует условиям нашего эксперимента.

Из условий теплообмена при линейном изменении во времени температуры t_2 на внутренней поверхности и плотности потока тепла от источника $q_1 = \text{const}$ и $t_1 = \text{const}$ для температурного параметра θ_τ можно записать [5] следующим образом:

$$\theta_\tau = (t_2 - t_0) / Z\tau, \quad (2)$$

где τ – время воздействия источника тепла на поверхность пакета со стороны жидкости при $q_1 = \text{const}$, с; Z – представляет приращение температуры в данной точке к изменению температуры на поверхности тела, за единицу времени, °C/с.

Температурный параметр θ_τ при $q_1 = \text{const}$, $t_1 = \text{const}$ и $\alpha_1 \gg \alpha_2$ и линейным характером изменения температуры t_2 на внутренней поверхности принимает вид [5]

$$\theta_\tau = \lambda(t_2 - t_b) / q_1 \cdot \delta_\Pi, \quad (3)$$

где δ_Π – толщина теплозащитного слоя пакета; t_b – температура окружающей среды, $t_b = 20$ °C; λ – коэффициент теплопроводности слоя пакета.

В случае если пакет материалов с наружной стороны контактирует с жидкостью $t_{ж} = \text{const}$ и $q_1 = \text{const}$, а температура среды $t_b = \text{const}$, то коэффициент Z при данных условиях теплообмена равен [5]

$$Z \approx \frac{q_1 \delta_\Pi}{\lambda \tau} \quad (4)$$

Температурный параметр θ_τ является линейной функцией времени. Зависимость $\theta_\tau = f(\tau)$, представленная на рис. 2, с, выражается эмпирической зависимостью

$$\theta_\tau = 10^{-3} \cdot \tau + 0,072. \quad (5)$$

Из решений уравнения (3) определяется температура t_2 :

$$t_2 \approx t_b + \frac{\theta_\tau \cdot q_1 \cdot \delta}{\lambda}. \quad (6)$$

В условиях теплообмена на обогреваемой поверхности пакета $q_1 = \text{const}$, $t_1 = \text{const}$, $\alpha_1 \gg \alpha_2$ и линейной зависимости $t_2 = \text{const}$ распределение температуры по толщине однослойной плоской стенки определяется уравнением [4–6] при $\eta > 3$:

$$t_{\delta x} \approx t_2 + \frac{q_{H\tau}}{\lambda_0(1 + bt)}(\delta_\Pi - \delta_x), \quad (7)$$

где λ_0 – коэффициент теплопроводности при $t = 0$ °C; b – коэффициент, зависящий от температуры, 1/°C

Тепловой поток на нагрев пакетов $q_{H\tau}$ определяется из условия, что для каждого малого промежутка $\Delta t = 10$ с $\eta > 3$ и при $t_1 = \text{const}$ имеет место стационарное состояние. В стационарных условиях тепловой поток $q_{H\tau}$ определяется по уравнению [4, 6, 7]

$$q_{H\tau} = \frac{\lambda(t)}{\delta_\Pi} \left[1 + b \frac{t_1 + t_{2cp}}{2} \right] (t_1 + t_{2cp}), \quad (8)$$

где t_{2cp} – средняя температура, определяется по «разности вперед» и «разности назад» [10].

Для всего периода воздействия источника тепла температура t_2 является переменной и отражает изменение потока тепла в нестационарных условиях с учетом изменения значений теплофизических характеристик в момент времени τ .

В табл. 2 даны значения температуры t_2 , вычисленные по уравнениям (6), (7), и значения тепловых потоков q_1 , q_2 и $q_{H\tau}$, полученные по формулам (1), (9) и (10).

Анализ значений плотности потока тепла на обогреваемой поверхности q_1 (табл. 2) показывает, что в границах точности эксперимента с погрешностью $\Delta \approx 2-3\%$ тепловой поток $q_1 \approx \text{const}$. Температура поверхности винилискожи, контактирующая с жидкостью при $\tau > 25$ с, определяемая по уравнению Ньютона $q_1 = \bar{\alpha}_1(t_1 - t'_1)$, где t_1 – температура наружной поверхности винилискожи со стороны горячей воды

Температура поверхности винилискожи с ее обратной стороны

$$t'_1 = q_1 \frac{\delta_k}{\lambda_k} - t_1 \approx 89,915 \text{ } ^\circ\text{C},$$

где δ_k/λ_k – термическое сопротивление слоя винилискожи при средней температуре $t \approx 80$ °C. Перепад температуры по сечению винилискожи составляет $\Delta t \approx 0,1$ °C.

Плотность потока тепла q_1 принимает значение

$$q_1 \approx \bar{\alpha}_1(t_{\text{ж}} - t'_1) = 1821 \cdot 0,085 = 155,0 \text{ Вт/м}^2.$$

Несовпадение значений находится в границах допустимой погрешности.

Зависимость $1/q_{H\tau} = f(\tau)$, представленная на рис. 2, *b*, является линейной и приближенно аппроксимируется уравнением

$$q_{H\tau} \approx \frac{1000}{0,015\tau + 7,95}. \quad (9)$$

Коэффициент теплопередачи K для пакета № 1 определяется по формуле [4–10]

$$K = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta_1}{\lambda_1} + \frac{\delta_2}{\lambda_2} + \frac{1}{\alpha_2}}. \quad (10)$$

Т а б л и ц а 2. Значения температуры t_2 и тепловых потоков q_1 , q_2 и $q_{H\tau}$ в процессе воздействия теплового потока на обогреваемую поверхность с течением времени для пакета № 1

Table 2. Values of temperature of t_2 and heat fluxes q_1 , q_2 and $q_{H\tau}$ in the course of impact of a heat flux on the warmed surface eventually for package no. 1

τ , с	$t_{2\text{экс}}$, °C	t_2 , °C (6)	$q_2 = \bar{\alpha}_2 \Delta t$, Вт/м ²	$q_{H\tau}$, Вт/м ² (8)	$q_{H\tau}$, Вт/м ² (9)	q_1 , Вт/м ² (1) $q_{H\tau} + q_2$
30	30,0	30,1	30,6	122	121,0	152,6
40	33,0	30,9	36,2	119	119,5	155,2
60	34,0	34,2	39,4	115	116,0	154,4
80	35,0	35,6	44,4	111	109,0	155,4
100	38,0	37,2	50,8	109	106,0	159,8
120	39,0	38,4	54,2	100	102,0	154,2
140	40,0	39,8	58,6	97	100,0	155,6
160	42,0	41,6	64,4	91	95,0	155,4
180	43,0	42,8	67,0	88	91,0	155
200	44,0	44,1	70,5	86	89,0	156,5
240	47,0	45,8	77,7	80	84,0	157,7
260	49,0	48,2	80,9	74	73,0	154,9
280	49,0	49,6	84,7	72	76,0	156,7
300	50,0	50,9	87,3	70	74,0	157,3

П р и м е ч а н и е: среднее значение $q_1 \approx 155$ Вт/м² \approx const.

Термическое сопротивление теплоотдаче со стороны горячей жидкости к поверхности винилискожи и сопротивление теплопроводности слоя винилискожи соответственно равны:

$$R_{\alpha_1} = \frac{1}{\bar{\alpha}_1} = \frac{1}{1823} = 5,48 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2\text{ } ^\circ\text{C/Вт}$$

$$\text{и } R_{\lambda_1} = \frac{\delta_1}{\lambda_1} \approx 0,0018 \text{ м}^2\text{ } ^\circ\text{C/Вт}.$$

Пренебрегая термическими сопротивлениями, коэффициент теплопередачи K принимает значение

$$K = \frac{1}{\frac{\delta_2}{\lambda_2} + \frac{1}{\alpha_2}} \approx \frac{1}{0,5 + 0,345} \approx 1,18 \text{ Вт/м}^2\text{ } ^\circ\text{C},$$

где $R_{\alpha_2} = \frac{1}{\alpha_2} = \frac{1}{2,9} \approx 0,345$ м² °C/Вт – термическое сопротивление теплоотдаче со стороны внутренней поверхности пакета к воздуху.

Плотность потока тепла пакета № 1 равна

$$q_1 = K(t_{\text{ж}} - t_{\text{в}}) = 1,18 \cdot 70 = 82,6 \text{ Вт/м}^2.$$

Плотность стока тепла с внешней поверхности определяется по уравнению Ньютона

$q_1 \approx 86 \text{ Вт/м}^2$. Ошибка обработки эксперимента находится в допустимых пределах.

При $\tau > 25$ с нагрев пакетов происходит в условиях регулярного режима. Темп нагрева тела определяется экспериментально, путем измерения температуры для двух последовательных моментов времени [4, 6, 9]. При $\tau_1 = 30$ с $t_2 = 30$ °C; при $\tau_2 = 180$ с $t_2 = 43,2$ °C. Темп нагрева m_t зависит от физических свойств теплозащитного слоя пакетов одежды и условий теплообмена с окружающей средой и для пакета №1 рассчитывается следующим образом:

$$m_t = \frac{\ln\left(\frac{90 - 30}{90 - 43,2}\right)}{180 - 30} = 1,64 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}.$$

Регуляризация нагрева твердого тела происходит не только по температурам, но и тепловым потокам [7, 9], следовательно, плотность потока $q_{H\tau}$ является функцией $m_t\tau$ ($q_{H\tau} = f(m_t\tau)$). Зависимость оказалась линейной (рис. 3, b) и приближенно аппроксимируется уравнением

$$q_{H\tau} \approx 122 - 10^2 m_t\tau. \tag{11}$$

Распределение температуры по сечению пакета №1, определяемое по формуле (8), представлено на рис. 3, a. Сравнение расчетных значений температур с экспериментом для внутренней поверхности пакета дано в табл. 3.

Исследование теплообмена пакетов одежды, предназначенных для создания специальной водостойкой защитной одежды пожарных, на основе приближенного решения уравнения теплопроводности в условиях нестационарного теплообмена, показало достаточно хорошее совпадение расчетных значений параметров с экспериментом.

Т а б л и ц а 3. Сравнение расчетных значений температуры с экспериментом, при $q_1 = 155 \text{ Вт/м}^2$, $t_{ж} = 90$ °C для внутренней поверхности пакета №1
 T a b l e 3. Comparison of calculated values of temperature with an experiment, at $q_1 = 155 \text{ W/m}^2$, $t_{ж} = 90$ °C for an internal surface of package no. 1

$\tau, \text{ с}$	$\delta = 26 \cdot 10^{-3} \text{ м}$	
	$t_{2\text{экс}}, \text{ °C}$	$t_2, \text{ °C (6)}$
30	30,0	28,9
60	34,0	33,6
100	38,0	37,3
160	42,0	42,5
200	44,0	44,1
260	49,0	48,9
280	49,0	49,5
300	50,0	50,4

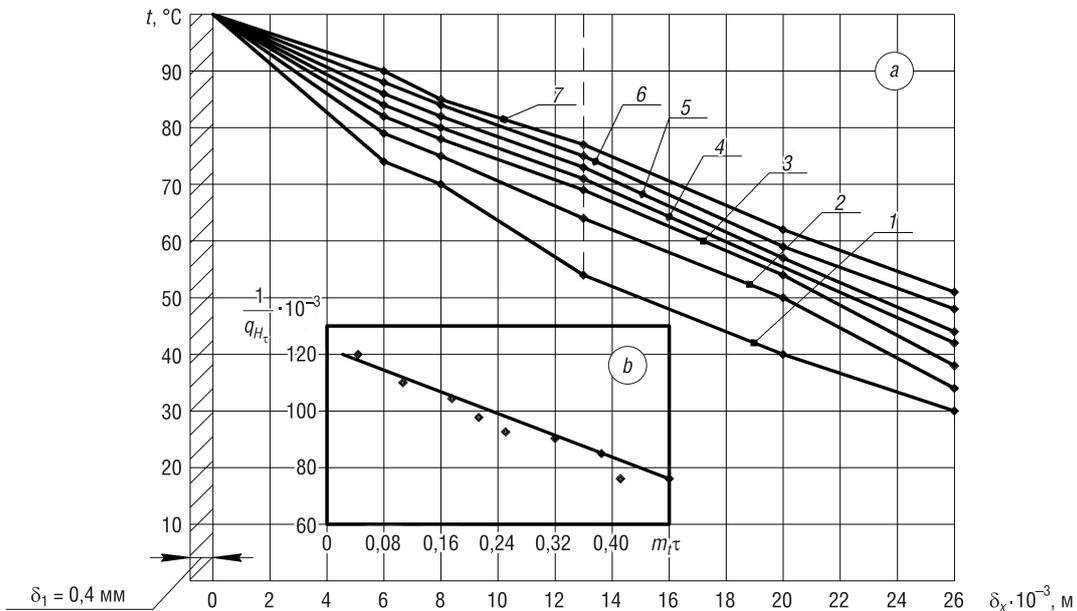


Рис. 3. Зависимость для распределения температуры по толщине пакета №1 (a) и зависимости для плотности теплового потока $q_{H\tau} = f(\tau)$ (b) пакета №1: 1 – $\tau = 30$ с; 2 – $\tau = 60$ с; 3 – $\tau = 100$ с; 4 – $\tau = 160$ с; 5 – $\tau = 200$ с; 6 – $\tau = 250$ с; 7 – $\tau = 300$ с

Fig. 3. Dependence for distribution of temperature on thickness of package №1 (a) and dependence for density of a heat flux $q_{H\tau} = f(\tau)$ (b) of package no. 1: 1 – $\tau = 30$ s; 2 – $\tau = 60$ s; 3 – $\tau = 100$ s; 4 – $\tau = 160$ s; 5 – $\tau = 200$ s; 6 – $\tau = 250$ s; 7 – $\tau = 300$ s

Заключение. В результате исследования нестационарного процесса теплопередачи в пакетах защитной одежды получены уравнения для определения температуры по сечению пакетов в зависимости от времени воздействия теплового источника.

Установлен состав материалов пакета одежды, соответствующий техническому требованию ТУ ВУ 101 114 857.082-2015 «Комплекты индивидуальной защиты», необходимый для создания специальной водотермостойкой защитной одежды пожарных.

Список использованных источников

1. Франчук, А. У. Таблицы теплотехнических показателей строительных материалов / А. У. Франчук. – М.: НИИ строительной физики, 1969. – 143 с.
2. Физические величины: справочник / под ред. И. С. Григорьева, Е. З. Меймехова. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 1232 с.
3. Блази, В. Строительная физика: справ. проектировщика / В. Блази. – М.: Техносфера, 2005. – 536 с.
4. Исаченко, В. П. Теплопередача / В. П. Исаченко, В. А. Осипова, А. С. Сукомел. – М.: Энергия, 1975. – 486 с.
5. Пехович, А. И. Расчеты теплового режима твердых тел / А. И. Пехович, В. М. Жидких. – Л.: Энергия, 1968. – 303 с.
6. Тепло- и массообмен: учеб. пособие: в 2 ч. / Б. М. Хрусталева [и др.]; под общ. ред. А. П. Несенчука – Минск: БНТУ, 2007. – Ч. 1. – 606 с.
7. Лыков, А. В. Теплообмен: справочник / А. В. Лыков. – М.: Энергия, 1972. – 560 с.
8. Рудобашта, С. П. Теплотехника: учеб. для вузов / С. П. Рудобашта. – М.: Колос, 2010. – 620 с.
9. Лыков, А. В. Теория теплопроводности / А. В. Лыков. – М.: Высш. шк., 1967. – 600 с.
10. Тепло- и массообмен: учеб. пособие: в 2 ч. / Б. М. Хрусталева [и др.]; под общ. ред. А. П. Несенчука – Минск: БНТУ, 2009. – Ч. 2. – 274 с.

References

1. Franchuk A. U. *Tables of Heat Engineering Indicators of Building Materials*. Moscow, Publishing House of Research Institute of Building Physics, 1969. 143 p. (in Russian).
2. Grigoriev I. S., Meymehov E. Z. (eds.) *Physical Quantities: Reference book*. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1991. 1232 p. (in Russian).
3. Blazy V. *Construction Physics: Handbook of the designer*. Moscow, Technosphere Publ., 2005. 536 p. (in Russian).
4. Isachenko V. P., Osipova V. A., Sukomel A. S. *Heat Transfer*. Moscow, Energiya Publ., 1975. 486 p. (in Russian).
5. Pekhovich A. I. *Calculations of the Thermal Regime of Solids*. Leningrad, Energiya Publ., 1968. 303 p. (in Russian).
6. Khrustalev B. M., Nesenchuk A. P., Timoshpolskii V. I., Akel'ev V. D., Sednin V. A., Kopko V. M., Nerezko A. V. *Heat and Mass Transfer. Part 1*. Minsk, Belarusian National Technical University, 2007. 606 p. (in Russian).
7. Lykov A. V. *Heat and Mass Transfer: Handbook*. Moscow, Energiya Publ., 1972. 560 p. (in Russian).
8. Rudobashta S. P. *Heat Engineering*. Moscow, Kolos Publ., 2010. 620 p. (in Russian).
9. Lykov A. V. *Heat Conductivity Theory*. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 1967. 600 p. (in Russian).
10. Khrustalev B. M., Nesenchuk A. P., Akel'ev V. D., Sednin V. A., Kopko V. M., Timoshpolskii V. I., Sednin A. V., Nerezko A. V. *Heat and Mass Transfer. Part 2*. Minsk, Belarusian National Technical University, 2009. 274 p. (in Russian).

Информация об авторах

Ольшанский Анатолий Иосифович – кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры технологии и оборудования машиностроительного производства, Витебский государственный технологический университет (Московский пр., 72, 210035, Витебск, Республика Беларусь). E-mail: tiomp@vstu.by

Окунев Роман Владимирович – старший преподаватель кафедры технологии и оборудования машиностроительного производства, Витебский государственный технологический университет (Московский пр., 72, 210035, Витебск, Республика Беларусь). E-mail: ramanokuneff@ya.ru

Гусаров Алексей Михайлович – кандидат технических наук, доцент кафедры технологии и оборудования машиностроительного производства, Витебский государственный технологический университет (Московский пр., 72, 210035, Витебск, Республика Беларусь). E-mail: tiomp@vstu.by

Information about the authors

Anatoli I. Ol'shanskii – Ph. D. (Engineering), Associate Professor, Associate Professor of the Department of Technology and Equipment of Machine-Building Production, Vitebsk State Technological University (72, Moskovsky Ave., 210035, Vitebsk, Republic of Belarus). E-mail: tiomp@vstu.by

Roman V. Okunev – Senior Lecturer of the Department of Technology and Equipment of Machine-Building Production, Vitebsk State Technological University (72, Moskovsky Ave., 210035, Vitebsk, Republic of Belarus). E-mail: ramanokuneff@ya.ru

Aleksei M. Gusarov – Ph. D. (Engineering), Associate Professor of the Department of Technology and Equipment of Machine-Building Production, Vitebsk State Technological University (72, Moskovsky Ave., 210035, Vitebsk, Republic of Belarus). E-mail: tiomp@vstu.by

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

УДК 544.58

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-477-484>

Поступила в редакцию 19.12.2018

Received 19.12.2018

А. Я. Малиборский¹, П. В. Тылец¹, Д. И. Бринкевич^{1,2}, С. Д. Бринкевич^{1,2}, В. В. Синайко¹¹Республиканский научно-практический центр онкологии и медицинской радиологии
имени Н. Н. Александрова, Минск, Беларусь²Белорусский государственный университет, Минск, БеларусьИДЕНТИФИКАЦИЯ РАДИОНУКЛИДОВ В ВОДЕ КОНТУРА ОХЛАЖДЕНИЯ
ЦИКЛОТРОНА CYCLON 18/9-НС

Аннотация. Изучены закономерности изменения мощности дозы фотонного излучения от системы водного охлаждения ускорителя Cyclone 18/9-НС при производстве позитрон-излучающих радионуклидов. Показано, что основной реакцией активации воды контура охлаждения циклотрона при производстве ^{18}F является реакция (n, p), в результате которой из ^{16}O образуется ^{16}N с периодом полураспада 7 с. В водных мишенях с большой накопленной дозой, когда пучок частично бьет в тело мишени, протекают ядерные реакции, индуцированные протонами: $^{16}\text{O}(p, \alpha)^{11}\text{C}$ и $^{18}\text{O}(p, n)^{18}\text{F}$. Анионы фторида $^{18}\text{F}^-$, карбоната $^{11}\text{CO}_3^{2-}$ и гидрокарбоната $\text{H}^{11}\text{CO}_3^-$, которые образуются в реакциях активации с участием протонов, в процессе циркуляции воды осаждаются на ионно-обменной смоле, что приводит к очистке контура охлаждения от указанных радионуклидов. При облучении газовой мишени не происходит активации воды контура охлаждения. Среднегодовая дозовая нагрузка оператора циклотрона от продуктов активации в контуре охлаждения эквивалентна менее 1 % от предельной годовой дозы персонала от техногенных источников излучения. Для снижения дозовой нагрузки на операторов рекомендуется максимально сокращать продолжительность пребывания персонала на расстоянии менее 1 м от теплообменника во время наработки ^{18}F . При эксплуатации водных мишеней с набранной дозой свыше 2500 мкА·ч профилактическое обслуживание системы охлаждения желательно проводить не ранее, чем через 30 с после окончания облучения, и обязательно после дозиметрического контроля. С целью снижения активации примесей необходимо использовать в контуре охлаждения только деионизованную воду, а в случае увеличения ее удельной проводимости из-за коррозии – своевременно менять.

Ключевые слова: циклотрон, система охлаждения, ^{18}F , радионуклиды, активация, позитронно-эмиссионная томография (ПЭТ), радиационная безопасность

Для цитирования: Идентификация радионуклидов в воде контура охлаждения циклотрона Cyclon 18/9-НС / А. Я. Малиборский [и др.] // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2019. – Т. 64, №4. – С. 477–484. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-477-484>

А. Ya. Maliborski¹, P. V. Tylets¹, D. I. Brinkevich^{1,2}, S. D. Brinkevich^{1,2}, V. V. Sinaiko¹¹N. N. Alexandrov National Cancer Centre of Belarus, Minsk, Belarus²Belarusian State University, Minsk, Belarus

IDENTIFICATION OF RADIONUCLIDES IN COOLING CIRCUIT OF CYCLONE 18/9-NC

Abstract. In the present work the patterns of relationship of photonic radiation dose rate from Cyclone 18/9NC water cooling system were studied at production of positron-emitting nuclides. Reaction (n, p) was shown to be the main source of activation nuclides in cyclotron cooling water at ^{18}F production, resulting in formation of ^{16}N ($T_{1/2} = 7$ s) from ^{16}O . In water targets with high accumulated dose, when beam partially irradiates a target body, proton-induced reactions: $^{16}\text{O}(p, \alpha)^{11}\text{C}$ and $^{18}\text{O}(p, n)^{18}\text{F}$ take place. Fluoride $^{18}\text{F}^-$, carbonate $^{11}\text{CO}_3^{2-}$ and hydrocarbonate $\text{H}^{11}\text{CO}_3^-$ anions, formed in proton-induced activation reactions, efficiently precipitate on anion-exchanging resin during water circulation resulting in circuit purification from the named radionuclides. Activation of cooling water does not occur at irradiation of gas targets. Projected annual dose for cyclotron operator from cooling water activation is less than 1 % of annual dose limit for personnel from technogenic radioactive sources. In order to minimize operator's accumulated doses it is recommended to decrease the duration of personnel activities at the distance less than 1 meter from heat exchanger during ^{18}F production. At operation of water targets with absorbed dose higher than 2500 $\mu\text{A}\cdot\text{h}$ it is desirable to conduct the preventive maintenance of water cooling system not earlier than in half an hour after the end of irradiation and with mandatory dosimetry control. To decrease the activation of impurities it is essential to use only deionized water in cooling circuit. In case of its specific conductivity increase due to corrosion the coolant should be replaced promptly.

Keywords: cyclotron, water cooling system, ^{18}F , radionuclides, activation, positron emission tomography (PET), radiation safety

For citation: Maliborski A. Ya., Tylets P. V., Brinkevich D. I., Brinkevich S. D., Sinaiko V. V. Identification of radionuclides in cooling circuit of Cyclone 18/9-NC. *Vesti Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 477–484 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-477-484>

Введение. Основным методом получения радионуклидов для позитронно-эмиссионной томографии (ПЭТ) является облучение протонами стабильных изотопов с использованием циклотронов, ускоряющих частицы до энергий порядка 15–20 МэВ [1–3]. Облучаемое вещество может быть газом, жидкостью или твердым телом. От агрегатного состояния зависит только конструкция мишени. Наиболее распространенным радионуклидом для ПЭТ является ^{18}F , образующийся при облучении протонами обогащенной по ^{18}O до 98 % воды (H_2^{18}O) по реакции $^{18}\text{O}(p, n)^{18}\text{F}$. Вторым по популярности в ПЭТ-диагностике является радионуклид ^{11}C , который образуется из газообразного $^{14}\text{N}_2$ по реакции $^{14}\text{N}(p, \alpha)^{11}\text{C}$.

В процессе облучения воды H_2^{18}O для наработки радионуклида ^{18}F на мишени циклотрона выделяется мощность $P \sim 1,5$ кВт [4], что определяет необходимость ее эффективного охлаждения. Для предотвращения перегрева мишеней и других устройств циклотрона при производстве радионуклидов используется водяное охлаждение. При облучении мишеней бомбардирующие протоны, а также вторичные нейтроны, образующиеся в результате (p, n) -реакции, могут активировать воду в контуре охлаждения.

Чтобы обеспечить возможность профилактического обслуживания и ежедневного осмотра часть элементов системы водяного охлаждения (насосы, баки и т. д.) расположены за пределами бункера циклотрона. Во время работы циклотрона периодически возникает необходимость нахождения персонала вблизи системы охлаждения для контроля параметров теплоносителя. Кроме того, насос и ионообменник системы охлаждения обычно расположены на расстоянии 2,5–3,0 м от пульта управления циклотроном. Указанное обстоятельство обуславливает дополнительную дозовую нагрузку на инженерный персонал циклотронно-радиохимического производства.

Целью настоящей работы является исследование процессов активации охлаждающей воды при наработке активности на жидкостных и газовых мишенях циклотрона Cyclone 18/9-НС для обеспечения радиационной безопасности

Материалы и методы. Нарботку радионуклидов ^{18}F и ^{11}C осуществляли на ускорителе Cyclone 18/9-НС с мишенями NIRTA[®] [5]. Система водяного охлаждения циклотрона Cyclone 18/9-НС (Бельгия) используется не только для охлаждения мишеней, но и других нагреваемых частей – масляного диффузионного насоса, дуантов, источников ионов, гелиевого насоса, источников постоянного магнитного и переменного электрического полей. Для очистки воды от примесей в контуре охлаждения Cyclone 18/9-НС используется ионообменная смола, через которую циркулирует охлаждающая вода.

При охлаждении мишени циклотрона охлаждающая вода подается со стороны, противоположной входу ионного пучка, и протекает в непосредственной близости от камеры с облучаемой обогащенной по ^{18}O водой H_2^{18}O (толщина стенки 0,5 мм). Указанное обстоятельство обуславливает высокую вероятность активации воды охлаждения при наработке радионуклидов для позитронно-эмиссионной томографии на Cyclone 18/9-НС. В системе охлаждения ускорителя использовалась высокодеионизованная вода.

Мощность дозы излучения P от воды из контура охлаждения измерялась дозиметром ДКС-АТ1 121 в двух точках: на расстоянии 10 см от бака теплообменника системы охлаждения (точка 1) и на расстоянии 10 см от колонки с ионно-обменной смолой на уровне границы жидкости (точка 2). Измерения проводились в импульсном режиме (длительность интегрирования 2 с) и режиме накопления.

Экспериментальные результаты и их обсуждение. Активация охлаждающей воды существенным образом зависит от типа мишени (газовая или жидкостная) и накопленной на мишени дозы. Так, при облучении газовой мишени существенной активации охлаждающей воды не наблюдалось – мощность дозы в точке 1 не превышала 0,25 мкЗв/ч и была близка к фоновой для данного помещения.

При облучении водных мишеней активация воды контура охлаждения зависит от накопленной на мишени дозы. Так, во время бомбардировки мишени с дозовой нагрузкой менее 1000 мкА·ч до начала цикла исследований («чистая» мишень) мощность дозы в точке 1 варьировалась в пределах 6,9–7,5 мкЗв/ч, в то время как при облучении мишени с дозовой нагрузкой свыше 2500 мкА·ч («грязная» мишень) в той же точке мощность дозы составляла 25–27 мкЗв/ч. Однако на расстоянии 2,5 м от насоса системы охлаждения мощность дозы γ - излу-

чения не превышала 0,25 мкЗв/ч. Кроме того, для «грязной» и «чистой» мишеней существенно отличался характер накопления активности после начала облучения и спада мощности дозы после окончания процесса.

В начальный период облучения «чистой» мишени накопление мощности в обеих точках происходит однотипно с выходом на насыщение в течение 1–3 мин (рис. 1, а). Для «грязной» мишени кривые накопления мощности дозы P в точках 1 (теплообменник) и 2 (ионообменник) выглядят по-разному (рис. 1, б). Такой характер накопления активности свидетельствует об осаждении на анионообменной смоле γ -излучающих нуклидов с достаточно высокими (десятки минут) периодами полураспада. При облучении «чистой» мишени такого осаждения не наблюдается.

Кривые спада мощности дозы P после окончания облучения разных мишеней также существенно отличаются. Для «чистой» мишени мощность дозы падает до фонового уровня за 1 мин (рис. 2, а). На кривых спада активности с высокой достоверностью ($R_{sq} = 0,97-0,99$) выделяется участок, соответствующий распаду радионуклида с периодом полураспада $T_{1/2}$ около 7 с. При разных циклах облучения измеренные значения $T_{1/2}$ варьировались в диапазоне 6,6–7,1 с.

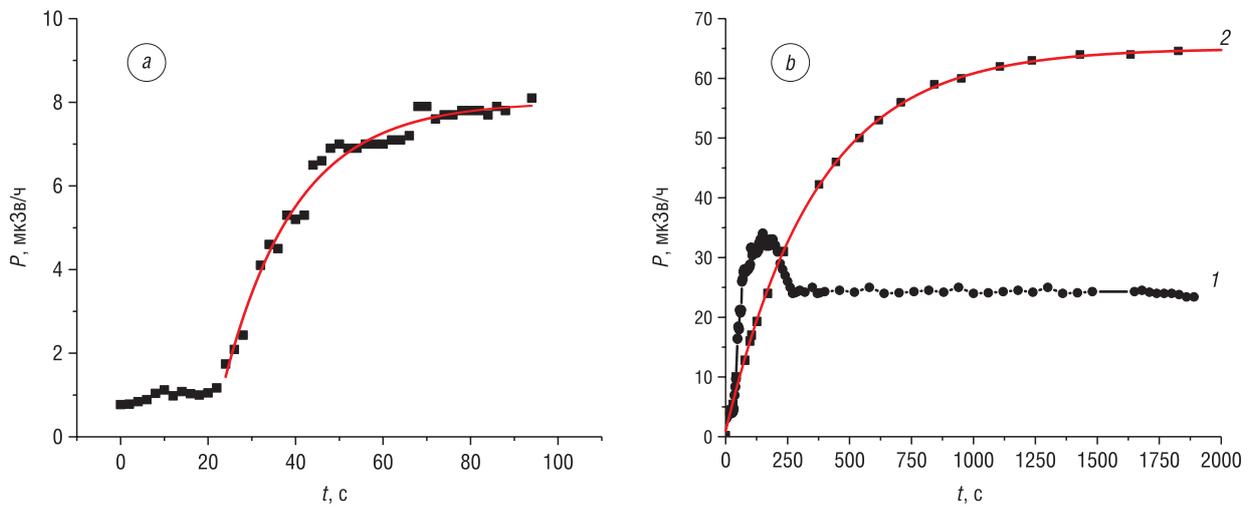


Рис. 1. Изменения мощности дозы при облучении «чистой» (а) и «грязной» (б) мишеней. Кривые: 1 – точка 1 (теплообменник), 2 – точка 2 (ионообменник)

Fig. 1. Dose rate alterations at irradiation of “clean” (a) and “dirty” (b) targets. Curves: 1 – point 1 (heat exchanger), 2 – point 2 (ion exchange)

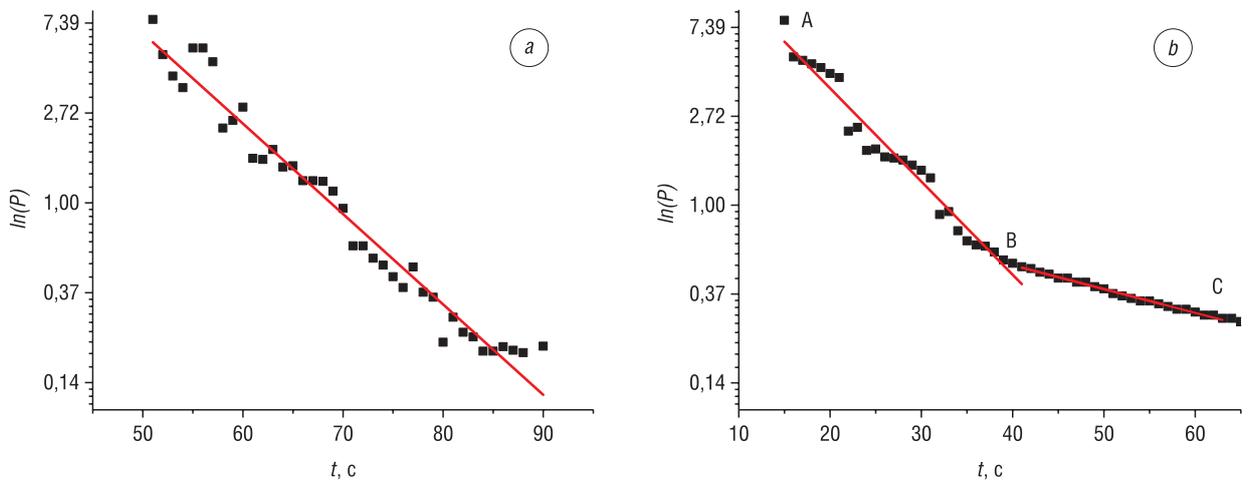


Рис. 2. Кривые спада мощности дозы от воды контура охлаждения после прекращения облучения «чистой» мишени. Доза облучения, мкА·ч: а – 95; б – 150

Fig. 2. Dose rate decay curves from the water cooling circuit after cessation of irradiation of the “clean” target. Radiation dose, $\mu\text{A}\cdot\text{h}$: а – 95, б – 150

Для определения природы радионуклида, ответственного за этот участок распада, нами были рассмотрены возможные реакции протонов и нейтронов с изотопами кислорода, приводящие к образованию γ -излучающих радионуклидов. Результаты исследования приведены в таблице.

Наиболее вероятные ядерные реакции, протекающие с образованием γ -излучающих радионуклидов, при взаимодействии изотопов кислорода с протонами и нейтронами

The most likely nuclear reactions for the formation of γ -emitting radionuclides, which occur in the interaction of oxygen isotopes with protons and neutrons

№ п/п	Реакция	Тип распада; энергия γ -квантов	Период полураспада [6]	Сечение ядерной реакции [6], барн
1	$^{16}\text{O}(n, p)^{16}\text{N}$	β^- ; γ 120,4; 298,2; 397,3 кэВ	7,13 с	0,1 при 10 МэВ
2	$^{18}\text{O}(n, \alpha)^{15}\text{C}$	β^- ; γ 740 кэВ	2,45 с	0,01 при 7–18 МэВ
3	$^{18}\text{O}(n, \gamma)^{19}\text{O}$	β^- ; γ 112; 200; 1390; 1478 кэВ	24 с	$\sim 10^{-3}$ на тепловых и резонансных нейтронах
4	$^{16}\text{O}(p, \alpha)^{13}\text{N}$	β^+ ; γ 511 кэВ	606 с	$(1,2-1,8) \cdot 10^{-5}$ при 3–15 МэВ
5	$^{18}\text{O}(p, n)^{18}\text{F}$	β^+ ; γ 511 кэВ	108,9 мин	0,586 при 5 МэВ

П р и м е ч а н и е. В таблице не приведены реакции, протекающие с образованием стабильных изотопов (например, $^{16}\text{O}(n, \alpha)^{13}\text{C}$).

Нами установлено, что таким радионуклидом, вероятнее всего, является радиоизотоп азота ^{16}N (таблица, реакция 1). Он образуется в результате взаимодействия нейтрона с наиболее распространенным в природной смеси изотопом кислорода ^{16}O по реакции (n, p) , которая протекает с высоким сечением 0,1 барн. Заниженные экспериментальные значения $T_{1/2}$, вероятнее всего, обусловлены наличием еще одного более короткоживущего радионуклида ^{15}C с периодом полураспада 2,45 с. Этот радионуклид не мог быть зарегистрирован нами, поскольку время срабатывания дозиметра ДКС-АТ1 121 в импульсном режиме составляет ~ 2 с.

При длительном облучении (доза за один исследовательский цикл ≥ 140 мкА·ч) «чистой» мишени на кривых спада мощности дозы кроме участка, обусловленного радионуклидом ^{16}N (рис. 2, *b*, прямая *AB*), дополнительно проявляется еще один радионуклид с периодом полураспада ~ 25 с (рис. 2, *b*, прямая *BC*). Полученные данные показывают, что это, вероятнее всего, радиоизотоп кислорода ^{19}O , образующийся из присутствующего в естественной смеси изотопа кислорода ^{18}O в результате реакции (n, γ) (таблица, реакция 3). Активность указанного радионуклида при работе ускорителя на мощности низка. Так, согласно нашим оценкам, мощность дозы, обусловленная ^{19}O , примерно в 30 раз ниже мощности дозы от наиболее активного радионуклида ^{16}N .

На кривых спада мощности дозы в точке 1 после окончания облучения «грязной» мишени кроме быстрого снижения $\ln(P)$, обусловленного распадом ^{16}N с $T_{1/2} = 7,13$ с и аналогичного показанному на рис. 2, *a*, дополнительно наблюдался участок долговременного спада, характерный для изотопа с периодом полураспада $T_{1/2} \sim 10$ мин и представленный на рис. 3, *a*. Предположительно, ответственен за этот участок изотоп ^{13}N , образующийся по (p, α) -реакции из ^{16}O (таблица, реакция 4). Вклад указанного радионуклида в общую мощность дозы при облучении «грязной» мишени составлял до 60 % несмотря на то, что он имеет относительно большой период полураспада. Это свидетельствует о высокой эффективности реакции $^{16}\text{O}(p, \alpha)^{13}\text{N}$ при облучении «грязной» мишени. Отметим, что ^{13}N является сопутствующим при наработке ^{18}F из обогащенной по ^{18}O воды [1, 2, 7, 8].

На кривых спада мощности дозы от времени для емкости с анионообменной смолой (точка 2) после окончания облучения «грязной» мишени наблюдаются два долговременных участка, обусловленных распадом радионуклидов с периодами полураспада около 19 и 109 мин соответственно (рис. 3, *b*). Один из них обусловлен распадом радионуклида ^{18}F (период полураспада 109,8 мин), образующегося по реакции $^{18}\text{O}(p, n)^{18}\text{F}$ из присутствующего в естественной смеси изотопа кислорода ^{18}O (таблица, реакция 5). Этот изотоп хорошо абсорбируется из водного раствора анионообменной смолой [1, 4]. Второй участок спада активности, вероятнее всего, связан с распадом радиоизотопа углерода ^{11}C (период полураспада 20,4 мин). Он, предположительно, образуется при облучении примесных атомов азота или углерода. Возможные реакции образо-

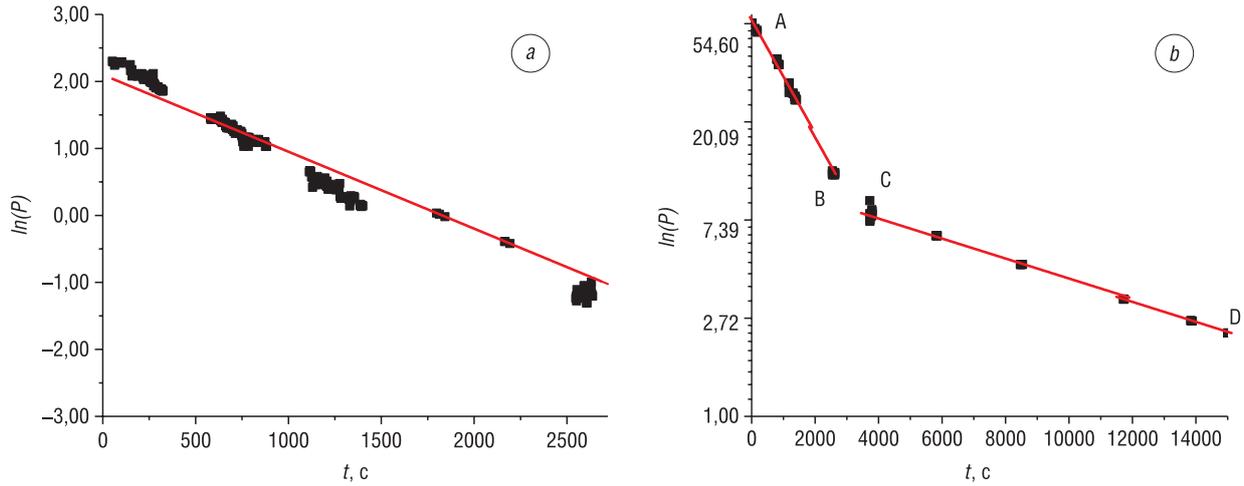


Рис. 3. Кривые спада мощности дозы от воды контура охлаждения в точках 1 (а) и 2 (b) после прекращения облучения «грязной» мишени

Fig. 3. Dose rate decay curves from the water of the cooling circuit at points 1 (a) and 2 (b) after cessation of irradiation of the “dirty” target

вания указанного радионуклида могут быть $^{14}\text{N}(p, \alpha)^{11}\text{C}$ и $^{12}\text{C}(p, pn)^{11}\text{C}$. Отметим, что реакция $^{14}\text{N}(p, \alpha)^{11}\text{C}$ (пороговая энергия 3,09 МэВ) широко применяется при наработке ^{11}C на использованном в настоящей работе циклотроне Cyclone 18/9-НС и имеет высокое сечение реакции 0,37–0,12 барн в диапазоне от 4 до 10 МэВ. Пороговая энергия реакции $^{12}\text{C}(p, pn)^{11}\text{C}$ составляет 20,3 МэВ [9] и в наших условиях она маловероятна. Радионуклид углерода ^{11}C ответственен за ~ 85 % мощности дозы на анионообменной смоле, в то время как анион $^{18}\text{F}^-$ обеспечивает только 15 % мощности дозы в точке 2 при облучении водной мишени. Образование радионуклида ^{11}C обусловлено, вероятнее всего, присутствием в воде контура охлаждения растворенного газообразного азота. Радионуклид ^{11}C осаждается на ионообменнике в химической форме HCO_3^- или CO_3^{2-} . Необходимость снижения активации примесей, а также увеличение эффективности сорбции радионуклидов в анионной форме предопределяет целесообразность использования в системе охлаждения Cyclone 18/9-НС деионизированной воды для снижения дозовой нагрузки на персонал.

Полученные экспериментальные результаты можно объяснить следующим образом. Как отмечалось ранее, при облучении водной мишени с обогащенной по ^{18}O водой (изотопная чистота > 95 %) для наработки нуклида ^{18}F интенсивно протекает реакция $^{18}\text{O}(p, n)^{18}\text{F}$. Образовавшиеся в результате этой реакции вторичные нейтроны активируют охлаждающую мишень H_2^{16}O -воду по реакциям 1–3 (см. таблицу). При этом образуются радионуклиды ^{16}N , ^{15}C и ^{19}O с периодами полураспада от 2,45 до 24,0 с. Поэтому после облучения «чистой» мишени, когда весь пучок протонов попадает в облучаемую обогащенную по ^{18}O воду, спад мощности дозы до фоновых значений происходит очень быстро – за 1–3 мин. В этом случае протоны не достигают воды контура охлаждения циклотрона, и поэтому в ней наблюдаются только реакции со вторичными нейтронами, обладающими значительно более высокой проникающей способностью, чем протоны. Приоритетным является протекание реакции $^{16}\text{O}(n, p)^{16}\text{N}$, имеющей более высокое сечение. При длительном облучении мишени возможно также обнаружение радионуклида ^{19}O , образующегося по реакции (n, γ) из стабильного изотопа ^{18}O . Сечение этой реакции существенно ниже, однако период полураспада в ~ 3 раза выше, чем у ^{16}N , что и обуславливает проявление ^{19}O при длительном облучении.

В «грязной» мишени из-за большой дозовой нагрузки возможна частичная деформация окна мишени и устройства перезарядки ионов (стриппер), вследствие этого протонный пучок может бомбардировать не только облучаемую обогащенную по ^{18}O воду, но и внутреннюю поверхность ниобиевой мишени, на расстоянии ~ 0,5 мм от которой находятся каналы для воды охлаждения. Потери энергии протонов в теле мишени составляют ~ 1 МэВ на 100 мкм [7]. С учетом начальной энергии протонов 18 МэВ становятся возможными реакции атомов охлаждающей воды не

только с нейтронами, но и с протонами. Причем для протонов будут возможны реакции с граничными энергиями не выше 10–11 МэВ. Вследствие этого могут наблюдаться реакции 4 и 5 из таблицы, в результате которых образуются радионуклиды ^{13}N и ^{18}F .

Анион $^{18}\text{F}^-$ и меченые анионы карбоната ($^{11}\text{CO}_3^-$) и гидрокарбоната ($\text{H}^{11}\text{CO}_3^-$), образующиеся в реакциях с участием протонов, в процессе циркуляции воды по контуру охлаждения осаждаются и накапливаются на ионно-обменной смоле. Таким образом, осуществляется очистка воды контура охлаждения от указанных радионуклидов. Указанное обстоятельство обуславливает разный характер спада мощности дозы на емкости с ионообменной смолой (точка 2) и на выходе воды из насоса (точка 1, см. рис. 3, б).

При облучении газовой мишени протекает реакция $^{14}\text{N}(p, \alpha)^{11}\text{C}$. Образующиеся в ее результате α -частицы обладают чрезвычайно низкой проникающей способностью (несколько десятков микрометров) и не способны достигать каналов охлаждения мишени. Таким образом, активации охлаждающей газовую мишень воды не происходит. С учетом низких значений силы тока при наработке ^{11}C (менее 40 мкА) и малых наработок за цикл облучения (< 25–30 мкА·ч) деформации окна мишени и устройства перезарядки ионов в вакуумной камере ускорителя не происходят, поэтому протоны не попадают через стенку мишени в воду охлаждения.

Представленные в настоящей работе экспериментальные результаты существенно отличаются от приведенных в [1, 3, 4, 7, 10, 11] данных по накоплению радионуклидов в облученной воде, обогащенной по ^{18}O . В отличие от облученной H_2^{18}O -воды в охлаждающей H_2^{16}O -воде не обнаружено долгоживущих радионуклидов металлов – хрома, марганца, кобальта, ниобия, технеция и рения, которые образуются при взаимодействии протонов с телом и входным окном жидкостной мишени и затем вымываются облучаемой водой [1, 10, 11]. Не присутствует также и радиоизотоп ^7Be , который образуется в процессе протонной активации примесей, содержащихся в облучаемой H_2^{18}O -воде [10]. Это связано с низкими интенсивностью и энергией протонов в охлаждаемой водой проточной части мишени, а также с другим химическим составом облучаемых материалов.

Полученные экспериментальные данные были использованы для оценки дозовой нагрузки операторов циклотрона (согласно нормативным документам Республики Беларусь: Санитарные нормы и правила «Требования к радиационной безопасности», утв. постановлением Министерства здравоохранения Республики Беларусь от 28 декабря 2012 г. № 213; Санитарные нормы и правила «Требования к обеспечению радиационной безопасности персонала и населения при осуществлении деятельности по использованию атомной энергии и источников ионизирующего излучения», утв. постановлением Министерства здравоохранения Республики Беларусь от 31.12.2013 № 137) при ежедневном контроле работы системы охлаждения циклотрона. В среднем для проверки температуры и расходов воды персонал проводит в помещении водного кондиционера не более 2 мин во время наработки радионуклида. Для консервативной оценки допустим, что все 250 смен в году проводится облучение «грязной» мишени, и оператор работает в 10 см от теплообменника. В этом случае дозовая нагрузка составит 208 мкЗв/год, что эквивалентно примерно 1 % от предельной дозы для персонала от техногенных источников излучения (Гигиенический норматив «Критерии оценки радиационного воздействия», утв. постановлением Министерства здравоохранения Республики Беларусь от 28 декабря 2012 г. № 213).

Снижение дозовой нагрузки на операторов ускорителя Cyclone 18/9-НС может быть достигнуто при выполнении следующих рекомендаций. Во-первых, необходимо сократить продолжительность пребывания персонала вблизи теплообменника (на расстоянии менее 1 м) во время наработки ^{18}F , особенно при эксплуатации мишеней с набранной дозой свыше 2500 мкА·ч («грязная» мишень). В случае облучения газовых мишеней для производства $^{11}\text{CO}_2$ или $^{11}\text{CH}_4$ такие ограничения не целесообразны. Во-вторых, профилактическое обслуживание системы охлаждения желательнее проводить не ранее, чем через 30 мин после окончания облучения водной мишени и обязательно после дозиметрического контроля. Для снижения активации примесей и, как следствие, уменьшения мощности дозы γ -излучения от системы охлаждения необходимо использовать деионизованную воду в контуре охлаждения, а в случае увеличения ее удельной проводимости из-за коррозии – своевременно менять.

Заклучение. Таким образом, установлено, что основной реакцией активации воды контура охлаждения циклотрона при производстве ^{18}F является (n, p) -реакция, в результате которой из ^{16}O образуется ^{16}N с периодом полураспада 7 с. В водных мишенях с большой дозой нагрузки (при наличии деформации входного окна мишени, когда пучок бьет в тело мишени) протекают ядерные реакции, индуцированные протонами $^{16}\text{O}(p, \alpha)^{11}\text{C}$ и $^{18}\text{O}(p, n)^{18}\text{F}$, а также появляется возможность целого ряда других реакций протонов с атомами примесей, присутствующими в воде контура охлаждения. Анионы $^{18}\text{F}^-$, $^{11}\text{CO}_3^{2-}$ и $\text{H}^{11}\text{CO}_3^-$, образующиеся в реакциях с участием протонов, в процессе циркуляции воды по контуру охлаждения осаждаются на ионно-обменной смоле, что приводит к очистке охлаждающей воды от указанных радионуклидов. При облучении газовой мишени не происходит активации воды контура охлаждения. Показано, что среднегодовая дозовая нагрузка оператора циклотрона при ежедневном контроле работы системы охлаждения циклотрона не превысит 208 мкЗв/год, что составляет менее 1 % от предельной годовой дозы персонала от техногенных источников излучения. Выявленные в работе закономерности изменения мощности дозы фотонного излучения от системы охлаждения циклотрона Cyclone 18/9-НС позволяют за счет внедрения организационных мероприятий снизить облучение инженерного персонала циклотронно-радиохимических производств ПЭТ-центров. Представленные сведения о радионуклидном составе водного теплоносителя Cyclone 18/9-НС имеют важное значение для специалистов, занимающихся проектированием радиационно-опасных объектов, и обоснованием инженерных барьеров на случай радиационных аварий.

Список использованных источников

1. Radionuclide impurities in proton-irradiated ^{18}O for the production of ^{18}F : Activities and distribution in the ^{18}F FDG synthesis process / L. Bowden [et al.] // *Appl. Radiat. Isot.* – 2009. – Vol. 67, №2. – P. 248–255. <https://doi.org/10.1016/j.apradiso.2008.10.015>
2. Позитронно-эмиссионная томография. Ч. 1: Характеристика метода. Получение радиофармпрепаратов / С. Д. Бринкевич [и др.] // *Мед.-биол. проблемы жизнедеятельности.* – 2013. – №2 (10). – С. 129–137.
3. Monte Carlo simulation and radiometric characterization of proton irradiated ^{18}F for the treatment of the waste streams originated from ^{18}F FDG synthesis process / R. Remetti [et al.] // *Appl. Radiat. Isot.* – 2011. – Vol. 69, №7. – P. 1046–1051. <https://doi.org/10.1016/j.apradiso.2011.02.008>
4. Niobium sputtered Havar foils for the high-power production of reactive ^{18}F fluoride by proton irradiation of ^{18}F targets / J. S. Wilson [et al.] // *Appl. Radiat. Isot.* – 2008. – Vol. 66, №5. – P. 565–570. <https://doi.org/10.1016/j.apradiso.2007.12.004>
5. Cyclotron produced radionuclides: Operation and maintenance of gas and liquid targets / International Atomic Energy Agency. – Vienna: IAEA, 2012 – 103 p. – (IAEA radioisotopes and radiopharmaceuticals. Series no. 4).
6. Chu, S. Y. F. The Lund/LBNL Nuclear Data Search [Electronic resource] / S. Y. F. Chu, L. P. Ekström, R. B. Firestone. – Mode of access: <http://nucleardata.nuclear.lu.se/toi/> – Date of access: 18.12.2018.
7. Radionuclide impurities in ^{18}F and ^{18}F FDG for positron emission tomography / M. Kohler [et al.] // *Appl. Radiat. Isot.* – 2013. – Vol. 81. – P. 268–271. <https://doi.org/10.1016/j.apradiso.2013.03.044>
8. Quantification of the activity of tritium produced the routine synthesis of ^{18}F fluorodeoxyglucose for positron emission tomography / C. Marshall [et al.] // *J. Radiological Protection.* – 2014. – Vol. 34, №2. – P. 435–444. <https://doi.org/10.1088/0952-4746/34/2/435>
9. Evaluated Nuclear Data File [Electronic resource]. – Mode of access: <https://www-nds.iaea.org/exfor/endl.htm> – Date of access: 09.10.2018.
10. Долгоживущие радионуклиды при производстве ^{18}F фторхолина для ПЭТ-диагностики / П. В. Тылец [и др.] // *Вест. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. хім. навук.* – 2018. – Т. 54, №3. – С. 359–368. <https://doi.org/10.29235/1561-8331-2018-54-3-359-368>
11. Обращение с водными радиоактивными отходами при производстве радиофармпрепаратов на основе ^{18}F / В. О. Крот [и др.] // *Вестн. Полоц. гос. ун-та. Сер. С, Фундаментальные науки. Физика.* – 2018. – №4. – С. 128–134.

References

1. Bowden L., Vintró L. L., Mitchell P. I., O'Donnell R. G., Seymour A. M., Duffy G. J. Radionuclide impurities in proton-irradiated ^{18}O for the production of ^{18}F : Activities and distribution in the ^{18}F FDG synthesis process. *Applied Radiation and Isotopes*, 2009, vol. 67, no. 2, pp. 248–255. <https://doi.org/10.1016/j.apradiso.2008.10.015>
2. Brinkevich S. D., Sukonko O. G., Chizh G. V., Naumovich A. S. Positron emission tomography. Part 1: Method description. Production of radiopharmaceuticals. *Mediko-biologicheskie problemy zhiznedeyatel'nosti* [Medical and Biological Problems of Life Activity], 2013, no. 2 (10), pp. 129–137 (in Russian).
3. Remetti R., Burgio N. T., Arcese M., Filannino M. A. Monte Carlo simulation and radiometric characterization of proton irradiated ^{18}F for the treatment of the waste streams originated from ^{18}F FDG synthesis process. *Applied Radiation and Isotopes*, 2011, vol. 69, no. 7, pp. 1046–1051. <https://doi.org/10.1016/j.apradiso.2011.02.008>

4. Wilson J. S., Avila-Rodriguez M. A., Johnson R. R., Zyuzin A., McQuarrie S. A. Niobium sputtered Havar foils for the high-power production of reactive [^{18}F]fluoride by proton irradiation of [^{18}F]H $_2$ O targets. *Applied Radiation and Isotopes*, 2008, vol. 66, no. 5, pp. 565–570. <https://doi.org/10.1016/j.apradiso.2007.12.004>
5. *Cyclotron produced radionuclides: Operation and maintenance of gas and liquid targets. IAEA radioisotopes and radiopharmaceuticals Series No. 4*. Vienna, International Atomic Energy Agency, 2012. 103 p.
6. Chu S. Y. F., Ekström L. P., Firestone R. B. *The Lund /LBNL Nuclear Data Search*. 1999. Available at: <http://nuclear-data.nuclear.lu.se/toi/> (accessed 18 December 2018).
7. Kohler M., Degering D., Zessin J., Fuchtnr F., Konheiser J. Radionuclide impurities in [^{18}F]F $^-$ and [^{18}F]FDG for positron emission tomography. *Applied Radiation and Isotopes*, 2013, vol. 81, pp. 268–271. <https://doi.org/10.1016/j.apradiso.2013.03.044>
8. Marshall C., Talboys M. A., Bukhari S., Evans W. D. Quantification of the activity of tritium produced the routine synthesis of ^{18}F fluorodeoxyglucose for positron emission tomography. *Journal of Radiological Protection*, 2014, vol. 34, no. 2, pp. 435–444. <https://doi.org/10.1088/0952-4746/34/2/435>
9. *Evaluated Nuclear Data File*. Available at: <https://www-nds.iaea.org/exfor/endl.htm> (accessed 09 October 2018).
10. Tylets P. V., Tugay O. V., Krot V. O., Ivaniykovich A. A., Soroka S. A., Brinkevich D. I., Brinkevich S. D., Baranovski O. A., Chizh G. V. Long-lived radionuclides in the production of [^{18}F]fluorocholine for PET-diagnosis. *Vesti Natsyonal'noi akademii navuk Belarusi. Seryya khimichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Chemical series*, 2018, vol. 54, no. 3, pp. 359–368 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8331-2018-54-3-359-368>
11. Krot V. O., Tugay O. V., Brinkevich D. I., Brinkevich S. D., Chizh G. V., Vabishchevich S. A. Management of aqueous radioactive wastes in the production of ^{18}F -labeled radiopharmaceuticals. *Vestnik Polotskogo gosudarstvennogo universiteta. Seriya C. Fundamental'nyye nauki. Fizika = Vestnik of Polotsk State University. Series C. Fundamental sciences. Physic*, 2018, no. 4, pp. 128–134 (in Russian).

Информация об авторах

Малиборский Артем Ярославович – техник-лаборант, РНПЦ онкологии и медицинской радиологии им. Н.Н. Александрова (223040, а/г Лесной-2, Минский р-н, Республика Беларусь). E-mail: che.malibors@mail.ru

Тылец Павел Валентинович – инженер по радиационному и дозиметрическому контролю, РНПЦ онкологии и медицинской радиологии им. Н.Н. Александрова (223040, а/г Лесной-2, Минский р-н, Республика Беларусь). E-mail: 5472469@gmail.com

Бринкевич Дмитрий Иванович – кандидат физико-математических наук, инженер по учету и хранению ядерных и радиоактивных материалов, РНПЦ онкологии и медицинской радиологии им. Н.Н. Александрова (223040, а/г Лесной-2, Минский р-н, Республика Беларусь); ведущий научный сотрудник, Белорусский государственный университет (пр. Независимости, 4, 220030, Минск, Республика Беларусь). E-mail: brinkevich@bsu.by

Бринкевич Святослав Дмитриевич – кандидат химических наук, заведующий изотопной циклотронно-радиохимической лабораторией отделения позитронно-эмиссионной томографии, РНПЦ онкологии и медицинской радиологии им. Н.Н. Александрова (223040, а/г Лесной-2, Минский р-н, Республика Беларусь); доцент, Белорусский государственный университет (пр. Независимости, 4, 220030, Минск, Республика Беларусь). E-mail: brinkevichsd@bsu.by

Синайко Валерий Васильевич – кандидат медицинских наук, заведующий отделением позитронно-эмиссионной томографии, РНПЦ онкологии и медицинской радиологии им. Н.Н. Александрова (223040, а/г Лесной-2, Минский р-н, Республика Беларусь).

Information about the authors

Artyom Ya. Maliborskiy – Laboratory Technician, N.N. Alexandrov National Cancer Centre of Belarus (223040, a/g Lesnoi-2, Minsk District, Republic of Belarus). E-mail: che.malibors@mail.ru

Pavel V. Tylets – Engineer for radiation and dosimetry monitoring, N.N. Alexandrov National Cancer Centre of Belarus (223040, a/g Lesnoi-2, Minsk District, Republic of Belarus). E-mail: 5472469@gmail.com

Dmitrii I. Brinkevich – Ph. D. (Physics and Mathematics), Engineer for the registration and storage of nuclear and radioactive materials, N.N. Alexandrov National Cancer Centre of Belarus (223040, a/g Lesnoi-2, Minsk District, Republic of Belarus); Leading Researcher, Belarusian State University (4, Nezavisimosti Ave., 220030, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: brinkevich@bsu.by

Svyatoslav D. Brinkevich – Ph. D. (Chemistry), Head of Cyclotron-Radiochemistry Laboratory, N.N. Alexandrov National Cancer Centre of Belarus (223040, a/g Lesnoi-2, Minsk District, Republic of Belarus); Associate Professor, Belarusian State University (4, Nezavisimosti Ave., 220030, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: brinkevichsd@bsu.by

Valerii V. Sinaiko – Ph. D. (Medicine), Head of Positron Emission Tomography Division, N.N. Alexandrov National Cancer Centre of Belarus (223040, a/g Lesnoi-2, Minsk District, Republic of Belarus).

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

УДК 621.039.001.5

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-485-490>

Поступила в редакцию 07.12.2018

Received 07.12.2018

В. И. Орловская, А. Г. Трифонов*Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук
Беларуси, Минск, Беларусь***ПРОГНОЗНАЯ ОЦЕНКА ДОЗОВЫХ НАГРУЗОК НА ПЕРСОНАЛ АЭС-2006
ПРИ ЗАПРОЕКТНЫХ АВАРИЯХ С УЧЕТОМ ТИПОВОЙ ИНФРАСТРУКТУРЫ
ПРОМПЛОЩАДКИ**

Аннотация. Приводятся результаты оценки радиационного воздействия выбросов радиоактивных веществ на персонал атомной электрической станции в случае запроектной аварии (за первые 4 ч), а именно рассмотрен аварийный выброс через неплотности двойной защитной оболочки с учетом байпаса контаймента. Для определения дозовых нагрузок на персонал станции проведены расчеты распределения относительной концентрации радиоактивных аэрозолей по зонам удаления от источника выброса с учетом инфраструктуры промплощадки. Расчеты проведены с использованием программного модуля, созданного в среде разработки компьютерных программ COMSOL 3.5a. На основании полученных значений рассчитаны средние объемные активности радионуклидов в приземном слое воздуха, суммарная ингаляционная доза, эффективная доза внешнего облучения, эквивалентная и эффективная дозы на щитовидную железу, общая эффективная доза облучения персонала атомной станции для выбранной запроектной аварии. Прогнозная оценка дозовых нагрузок на персонал АЭС от радиоактивного облака и внутреннего облучения за счет ингаляции выполнялась для таких дозообразующих радионуклидов, как ^{137}Cs , ^{134}Cs , ^{131}I , ^{133}I , ^{90}Sr . Полученная величина общей эффективной дозы облучения персонала за первые 4 ч после начала запроектной аварии составляет 61,98 мЗв, что несколько выше порогового значения предела допустимой годовой дозы для персонала в аварийных ситуациях (50 мЗв). Однако, принимая во внимание тот факт, что основной вклад в аварийную дозу облучения будут вносить короткоживущие изотопы йода (суммарная эффективная доза от ингаляции для ^{131}I и ^{133}I составляет 50,23 мЗв, из которой доза на щитовидную железу 27,23 мЗв), можно предположить, что использование таких защитных мероприятий, как блокирование щитовидной железы и защита органов дыхания, могут существенно уменьшить полученные персоналом дозы.

Ключевые слова: дозовые нагрузки, запроектная авария, объемная активность, эффективная доза, ингаляционная доза, щитовидная железа

Для цитирования: Орловская, В. И. Прогнозная оценка дозовых нагрузок на персонал АЭС-2006 при запроектных авариях с учетом типовой инфраструктуры промплощадки / В. И. Орловская, А. Г. Трифонов // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2019. – Т. 64, № 4. – С. 485–490. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-485-490>

V. I. Orlovskaya, A. G. Trifonov*Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus***DOSE ASSESSMENT FOR NPP STAFF FOR BEYOND DESIGN BASIS ACCIDENT TAKING INTO ACCOUNT
TYPICAL SITE INFRASTRUCTURE**

Abstract. Assessment of radiation effect on nuclear power plant staff was made for beyond design basis accident (4 hours period). The considered accident scenario includes emergency radionuclide emission through containment bypass. Assessment of radiation effect on NPP staff was done on the basis of radionuclide concentration distribution on site considering typical infrastructure. Concentration mapping was calculated by developed program module for COMSOL 3.5a application. The obtained data included average volume radionuclide activities in lower air layer, total inhalation dose, effective dose of external exposure, equivalent and effective dose in thyroid and total effective dose for NPP staff during beyond design basis accident. Doses from radioactive cloud (external exposure) and from inhalation (internal exposure) were estimated for the following radionuclides: ^{137}Cs , ^{134}Cs , ^{131}I , ^{133}I , ^{90}Sr . In the case of selected beyond design basis accident the total effective dose of staff is 61,98 mSv for the first 4 hours after the accident beginning. This number is slightly above the threshold of the allowable annual dose limit for personnel in emergency situations (50 mSv). Taking into account that short-lived iodine radionuclides ^{131}I и ^{133}I give the main contribution in the dose (50.23 mSv including 27.23 mSv for thyroid), such emergency actions as respiratory protection and iodine prophylaxis for the staff can significantly decrease the received doses.

Keywords: dose, beyond design basis accident, volume activity, effective dose, inhalation dose, thyroid

For citation: Orlovskaya V. I., Trifonov A. G. Dose assessment for NPP staff for beyond design basis accident taking into account typical site infrastructure. *Vestsi Natsyyanal' nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 485–490 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-485-490>

Введение. В основополагающих принципах радиационной безопасности отмечено, что меры аварийной готовности и реагирования включают заблаговременную выработку критериев, определяющих, когда должны предприниматься различные защитные меры. В качестве таких критериев рекомендовано использовать значения эффективных доз облучения человека, не превышение которых в случае аварии обеспечивает предотвращение серьезных детерминированных эффектов, разумное снижение риска стохастических эффектов и безопасность персонала атомной станции при ликвидации последствий аварии¹.

К запроектным относятся аварии, которые вызываются не учитываемыми для проектных аварий исходными событиями или сопровождаются дополнительными по сравнению с проектными авариями отказами элементов систем безопасности сверх единичного отказа, реализацией ошибочных решений персонала. Такие аварии рассматриваются и анализируются в проекте атомной станции с целью определения способов уменьшения их последствий, обоснования стратегии управления ими. При их анализе используется не консервативный, а реалистический подход. Запроектные аварии, как правило, имеют более тяжелые последствия, чем проектные, например расплавление активной зоны. В связи с этим особое внимание следует уделять рассмотрению радиационных последствий запроектных аварий.

Для предотвращения детерминированных и снижения вероятности стохастических эффектов аварийного облучения защитные мероприятия следует проводить до или сразу после начала аварии, а это значит, что возможные дозовые нагрузки на персонал при различных аварийных ситуациях должны быть заранее рассчитаны и включены в мероприятия внутреннего аварийного плана.

С целью оценки дозовых нагрузок на персонал атомной станции при запроектной аварии был выбран один из сценариев, который характеризуется наибольшим выбросом радионуклидов в окружающую среду.

Прогнозная оценка дозовых нагрузок на персонал АЭС от радиоактивного облака и внутреннего облучения за счет ингаляции выполнялась для таких дозообразующих радионуклидов, как ^{137}Cs , ^{134}Cs , ^{131}I , ^{133}I , $^{90}\text{Sr}^2$.

Методика проведения расчетов. В данной работе для прогнозной оценки дозовых нагрузок на персонал на ранней стадии запроектной аварии приняты следующие допущения:

краткосрочный период облучения (обычно не более 4 ч), в течение которого ожидаются постоянные радионуклидный состав и условия выброса, то есть изменение метеорологических условий, в частности направление ветра, при выполнении расчета не учитывается;

не рассматривается возможное уменьшение облучения из-за пребывания в укрытии;

облучаемый персонал – взрослые (возраст больше 17 лет), с объемом дыхания $1,4 \text{ м}^3/\text{ч}$, выполняющие легкую физическую работу, не употребляющие загрязненные продукты питания.

Для выбранных условий концентрация радионуклидов в приземном слое воздуха является параметром, определяющим ингаляционное поступление радионуклидов в организм человека и последующее внутреннее облучение. Также были оценены эффективная доза внешнего облучения от радиоактивного облака, эквивалентная и эффективная дозы на щитовидную железу.

Методика расчета распределения относительной концентрации радиоактивных аэрозолей по зонам удаления от источника выброса с использованием программного модуля, созданного в среде разработки компьютерных программ COMSOL 3.5a, подробно описана в [1, 2].

¹ Гигиенический норматив «Критерии оценки радиационного воздействия», утвержден постановлением Министерства здравоохранения Республики Беларусь от 28.12.2012 №213 ; Готовность и реагирование в случае ядерной или радиологической аварийной ситуации. Нормы безопасности МАГАТЭ. Общие требования безопасности № GSR PART 7, 2016

² Санитарные нормы, правила и гигиенические нормативы «Гигиенические требования к проектированию и эксплуатации атомных электростанций», утверждены постановлением Министерства здравоохранения Республики Беларусь от 31.03.2010 №39.

Прогнозная оценка общей эффективной дозы выполнялась с учетом внешнего облучения от облака и выпадений на поверхность площадки, а также внутреннего облучения за счет ингаляционного поступления:

$$E_T = (E_a + E_g) + E_{inh}, \quad (1)$$

где E_T – общая эффективная доза, мЗв; E_a – эффективная доза от радионуклидов в воздухе (в облаке), мЗв; E_g – эффективная доза от радионуклидов в выпадениях, мЗв; E_{inh} – эффективная доза от ингаляции, мЗв.

Расчет эффективной дозы от содержащихся в воздухе и выпадениях радионуклидов ($E_a + E_g$) проводился по формуле

$$(E_a + E_g) = K \sum_{i=1}^n C_i e_i T_e, \quad (2)$$

где T_e – продолжительность облучения, ч; C_i – концентрация i -го радионуклида в приземном слое воздуха, кБк/м³; e_i – дозовый коэффициент, определяемый как мощность поглощенной дозы гамма-излучения i -го радионуклида на высоте 1 м над подстилающей поверхностью от источника в виде радиоактивного облака, (мГр/ч)/(кБк/м³); K – коэффициент перехода от дозы в воздухе на высоте 1 м над подстилающей поверхностью к эффективной дозе для представителей i -й группы населения при облучении от радиоактивного облака, мЗв/мГр.

Эффективная ингаляционная доза от вдыхания загрязненного радионуклидами воздуха определяется по следующей формуле³:

$$E_{inh} = 10^6 \sum_{i=1}^n (C_i e^i) T_e V, \quad (3)$$

где e^i – дозовый коэффициент для персонала для i -го радионуклида, Зв/Бк; C_i – концентрация i -го радионуклида в приземном слое воздуха, кБк/м³; V – интенсивность дыхания, м³/ч.

Значение ожидаемой эквивалентной дозы в щитовидной железе от ингаляции рассчитывается с помощью выражения

$$H_{inh} = \sum_{i=1}^n (C_i k^i) T_e V, \quad (4)$$

где k^i – дозовый коэффициент для персонала для i -го радионуклида (теллур или йод), мЗв/кБк.

По приведенным формулам были рассчитаны суммарная ингаляционная доза, эффективная доза внешнего облучения, эквивалентная и эффективная дозы на щитовидную железу и общая эффективная доза облучения персонала на промплощадке атомной станции.

Результаты расчетов. Оценка распределения радионуклидов в приземном слое воздуха на площадке атомной электрической станции при запроектной аварии. Для расчета распределения объемной активности радионуклидов в пределах промышленной площадки атомной электростанции и дозовых нагрузок на персонал была рассмотрена запроектная авария, связанная с выходом продуктов деления через неплотности двойной защитной оболочки и байпасом контеймента.

Исходными данными по радионуклидному составу выброса и активности выбрасываемых радионуклидов были приняты результаты из предварительного отчета по обоснованию безопасности Белорусской АЭС. Объемные активности радиационно-значимых радионуклидов при аварийном выбросе через неплотности двойной защитной оболочки с учетом байпаса контеймента приведены в табл. 1.

С использованием созданного в среде разработки компьютерных программ COMSOL 3.5a программного модуля было установлено распределение относительной концентрации (диапазон изменения 0÷1) радиоактивных аэрозолей на территории промплощадки по зонам удаления от источника распространения выброса. Расчет проводился для каждого из восьми румбов направления ветра.

³ Методические рекомендации МР 2.6.1.0063-12 «Контроль доз облучения населения, проживающего в зоне наблюдения радиационного объекта, в условиях его нормальной эксплуатации и радиационной аварии», утверждены 06.06.2012.

Т а б л и ц а 1. Значение объемных активностей радионуклидов при запроектной аварии, связанной с выбросом продуктов деления через неплотности двойной защитной оболочки и байпасом контаймента

Table 1. Volume radionuclide activities for beyond design basis accident with radionuclide emission through containment bypass

Радионуклид	Период полураспада	Объемные активности радионуклидов при аварийном выбросе, кБк/м ³
⁹⁰ Sr	28 лет	$2,78 \cdot 10^3$
¹³⁷ Cs	30 лет	$1,18 \cdot 10^5$
¹³⁴ Cs	2 года	$2,51 \cdot 10^5$
¹³¹ I	8 сут	$1,00 \cdot 10^6$
¹³³ I	21 ч	$1,88 \cdot 10^6$

Переход к средним объемным активностям радионуклидов в приземном слое воздуха осуществлялся путем умножения полученной величины относительной концентрации радионуклидов в определенной зоне на объемную активность радионуклидов при аварийном выбросе (данные из табл. 1).

Пример результатов расчета объемных активностей радионуклидов в приземном слое воздуха на территории промышленной площадки станции при аварийном выбросе через неплотности двойной защитной оболочки с учетом байпаса контаймента приведен в табл. 2.

Прогнозная оценка дозовых нагрузок на персонал атомной электрической станции при запроектных авариях. Оценка дозовых нагрузок на персонал АЭС в случае запроектной аварии выполнялась с учетом загрязнения, формируемого такими радионуклидами, как ¹³⁷Cs, ¹³⁴Cs, ¹³¹I, ¹³³I, ⁹⁰Sr. Расчет выполнялся для летних и зимних условий. Температура воздуха была принята 20 °С для летних условий и –20 °С – для зимних.

Максимальная скорость ветрового потока 0 (штиль), 10, 20 м/с на высоте 300 м. Скорость осадения примесных аэрозолей принималась равной 0,001, 0,005, 0,05 м/с, что соответствует размеру аэрозолей 3, 4 и 15 мкм при плотности 2000 кг/м³.

В качестве примера расчета дозовых нагрузок авторами настоящей статьи приведен расчет прогнозной оценки аварийных доз персонала на промплощадке для летних условий, скорость ветра принята 10 м/с, скорость осадения примесных аэрозолей – 0,05 м/с. Результаты расчета прогнозной оценки аварийных доз персонала при запроектной аварии (за первые 4 ч) представлены в табл. 3 и 4.

Таким образом, для наиболее загрязненной зоны 1 доза облучения персонала за первые 4 ч после аварии за счет внешнего облучения будет равна 0,72 мЗв, доза за счет ингаляции – 61,26 мЗв. Общая эффективная доза облучения персонала за счет нахождения на площадке в случае аварийного выброса через неплотности двойной защитной оболочки с учетом байпаса контаймента составит 61,98 мЗв, что несколько выше порогового значения предела допустимой годовой дозы для персонала в случае аварийных ситуаций (50 мЗв) и требует принятия срочных защитных мер.

Анализируя полученные значения, можно сделать вывод, что основной вклад в аварийную дозу облучения будут вносить короткоживущие изотопы йода (суммарная эффективная доза от ингаляции для ¹³¹I и ¹³³I составляет 50,23 мЗв для наиболее загрязненной зоны 1, из которой доза на щитовидную железу 27,23 мЗв). Следовательно, использование таких защитных мероприятий, как блокирование щитовидной железы и защита органов дыхания, может существенно уменьшить полученные персоналом дозы.

Т а б л и ц а 2. Средние объемные активности радионуклидов в приземном слое воздуха (на высоте 1 м над подстилающей поверхностью) на промплощадке при скорости ветра 10 м/с, скорость осадения 0,05 м/с

Table 2. Average volume activities of radionuclides in lower air layer (1 m above surface) on NPP site. Wind speed – 10 m/s, deposition rate – 0.05 m/s

Радионуклид	Концентрация радионуклидов, кБк/м ³					
	Исходная	Зона 1 (~ 40 м)	Зона 2 (~ 40–60 м)	Зона 3 (~ 60–90 м)	Зона 4 (~ 90–105 м)	Зона 5 (~ 105–165 м)
⁹⁰ Sr	$2,78 \cdot 10^3$	$1,70 \cdot 10^0$	$1,40 \cdot 10^0$	$1,10 \cdot 10^0$	$8,00 \cdot 10^{-1}$	$6,00 \cdot 10^{-1}$
¹³⁷ Cs	$1,18 \cdot 10^5$	$7,08 \cdot 10^1$	$5,90 \cdot 10^1$	$4,72 \cdot 10^1$	$3,54 \cdot 10^1$	$2,36 \cdot 10^1$
¹³⁴ Cs	$2,51 \cdot 10^5$	$1,51 \cdot 10^2$	$1,26 \cdot 10^2$	$1,00 \cdot 10^2$	$7,53 \cdot 10^1$	$5,02 \cdot 10^1$
¹³¹ I	$1,00 \cdot 10^6$	$6,00 \cdot 10^2$	$5,00 \cdot 10^2$	$4,00 \cdot 10^2$	$3,00 \cdot 10^2$	$2,00 \cdot 10^2$
¹³³ I	$1,88 \cdot 10^6$	$1,13 \cdot 10^3$	$9,40 \cdot 10^2$	$7,52 \cdot 10^2$	$5,64 \cdot 10^2$	$3,76 \cdot 10^2$

Т а б л и ц а 3. Прогнозная оценка аварийных доз персонала на промплощадке при скорости ветра 10 м/с и скорости осаждения 0,05 м/с

Table 3. Emergency dose assessment for staff on NPP site. Wind speed – 10 m/s, deposition rate – 0.05 m/s

Доза облучения	Величина дозы облучения, мЗв				
	Зона 1 (~ 40м)	Зона 2 (~ 40–60м)	Зона 3 (~ 60–90м)	Зона 4 (~ 90–105м)	Зона 5 (~ 105–165м)
Эффективная доза от ингаляции, мЗв					
⁹⁰ Sr	0,29	0,24	0,18	0,13	0,10
¹³⁷ Cs	2,66	2,21	1,77	1,33	0,89
¹³⁴ Cs	8,10	6,75	5,40	4,05	2,70
¹³¹ I	36,96	30,80	24,64	18,48	12,32
¹³³ I	13,27	11,05	8,84	6,63	4,42
Суммарная эффективная доза от ингаляции, мЗв	61,26	51,05	40,84	30,62	20,43
Доза от внешнего облучения, мЗв	0,72	0,60	0,48	0,36	0,24
Общая эффективная доза, мЗв	61,98	51,65	41,31	30,98	20,67

Т а б л и ц а 4. Прогнозная оценка воздействия радионуклидов ¹³¹I и ¹³³I на щитовидную железу при запроектной аварии для принятых условий

Table 4. Assessment of dose from ¹³¹I and ¹³³I radionuclides on thyroid at beyond design basis accident

Доза облучения	Величина дозы облучения, мЗв				
	Зона 1 (~ 40 м)	Зона 2 (~ 40–60 м)	Зона 3 (~ 60–90 м)	Зона 4 (~ 90–105 м)	Зона 5 (~ 105–165 м)
Эквивалентная доза в щитовидной железе, мЗв	680,87	567,39	453,91	340,44	226,96
Эффективная доза на щитовидную железу, мЗв	27,23	22,70	18,16	13,62	9,08

Заключение. Оцененное с использованием разработанного программного модуля радиационное воздействие на персонал в случае запроектной аварии в целом хорошо согласуется с проектными данными, представленными в предварительном отчете по обоснованию безопасности Белорусской АЭС.

Полученные результаты показывают, что основной вклад в аварийную дозу облучения будут вносить короткоживущие изотопы ¹³¹I, ¹³³I и основным путем формирования дозы облучения персонала будет являться ингаляционный. Введение таких срочных защитных мер, как блокирование щитовидной железы, максимальное ограничение ингаляционного пути поступления радионуклидов (защита органов дыхания и укрытие), позволит существенно снизить эффективные дозы облучения персонала.

Особенностью примененного методического подхода является учет инфраструктуры, которая может вносить значительные возмущения в воздушный перенос радиоактивных аэрозолей и, как следствие, неравномерности распределения концентраций, особенно на небольших расстояниях, что актуально для промплощадки АЭС. Возможной областью применения данного метода расчета является прогнозирование радиационных последствий аварий на радиационных объектах и объектах использования атомной энергии в условиях неоднородности подстилающей поверхности.

Список использованных источников

1. Орловская, В.И. Прогнозная оценка дозовых нагрузок на персонал АЭС-2006 при проектных авариях с учетом типовой инфраструктуры промплощадки / В.И. Орловская, А.Г. Трифонов // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2018. – Т. 63, №1. – С. 111–118. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2018-63-1-111-118>
2. Андрижиевский, А.А. Анализ процессов переноса и осаждения аэрозольных частиц на характерных поверхностях инфраструктуры АЭС / А.А. Андрижиевский, А.Г. Трифонов, Л.С. Кулик // Труды БГТУ. Химия и технология неорганических веществ. – 2014. – №3 (167). – С. 89–93.

References

1. Orlovskaya V. I., Trifonov A. G. Dose assessment for NPP-2006 staff for design basis accident taking into account typical site's infrastructure. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2018, vol. 63, no. 1, pp. 111–118 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2018-63-1-111-118>
2. Andrizhievskiy A. A., Trifonov A. G., Kulik L. S. Analysis of transfer and deposition processes of aerosol particles on the characteristic surfaces of NPP infrastructure. *Trudy BGTU. Khimiya i tekhnologiya neorganicheskikh veschestv = Proceedings of BSTU. Chemistry and Technology of Inorganic Substances*, 2014, no. 3 (167), pp. 89–93 (in Russian).

Информация об авторах

Орловская Валентина Игоревна – младший научный сотрудник, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Беларуси (а/я 119, 220109, Минск, Республика Беларусь). E-mail: valentina.valentina.orlovskaya@mail.ru

Трифонов Александр Георгиевич – доктор технических наук, доцент, заместитель генерального директора по науке, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Беларуси (а/я 119, 220109, Минск, Республика Беларусь). E-mail: tral@sosny.bas-net.by

Information about the authors

Valentina I. Orlovskaya – Junior Researcher, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (P.O. box 119, 220109, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: valentina.valentina.orlovskaya@mail.ru

Alexander G. Trifonov – D. Sc. (Engineering), Associate Professor, Deputy Director General on Science Work, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (P.O. box 119, 220109, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: tral@sosny.bas-net.by

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

УДК 539.173.84

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-491-496>

Поступила в редакцию 05.06.2018

Received 05.06.2018

А. М. Петровский, Т. Н. Корбут, Э. А. Рудак, М. О. Кравченко*Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Республики Беларусь, Минск, Беларусь***УЧЕТ ВЛИЯНИЯ ОСТАНОВА РЕАКТОРА ВВЭР-1200 ДЛЯ ПЕРЕГРУЗКИ
ПРИ РАСЧЕТЕ АКТИВНОСТЕЙ ПРОДУКТОВ ДЕЛЕНИЯ**

Аннотация. Целью исследования являлся анализ влияния распада продуктов деления во время перегрузки топлива, при определении нарабатанной активности продуктов деления в течение топливной кампании реактора ВВЭР-1200. Для расчетов применялась методика на основе аналитического решения задачи Бейтмана в рамках приближения двух делящихся нуклидов. Рассмотрен процесс наработки продуктов деления для стационарной кампании реактора ВВЭР-1200 с учетом периодов останова реактора для перегрузки топлива и без их учета (приближение мгновенной перегрузки). Было установлено, что расчет удельных активностей продуктов деления в моменты останова реактора для перегрузки в приближении мгновенной перегрузки по точности практически не уступает расчетам, учитывающим распад продуктов деления за период перегрузки. Полученные результаты могут быть использованы для существенного упрощения расчетов наработки активностей продуктов деления в ядерных энергетических реакторах.

Ключевые слова: активность продуктов деления, задача Бейтмана, перегрузка топлива, ВВЭР

Для цитирования: Учет влияния останова реактора ВВЭР-1200 для перегрузки при расчете активностей продуктов деления / А. М. Петровский [и др.] // Вест. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2019. – Т. 64, №4. – С. 491–496. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-491-496>

A. M. Petrovski, T. N. Korbut, E. A. Rudak, M. O. Kravchenko*Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus***ACCOUNTING OF THE VVER-1200 OVERLOAD INFLUENCE FOR FISSION PRODUCTS ACTIVITIES
CALCULATING**

Abstract. Current work is aimed at the analysis of the fission products decay influence during fuel reloading, when calculating the accumulated fission products activity for the VVER-1200 reactor fuel campaign. The Bateman problem solution based technique was used for calculations, within the framework of the two fissile nuclides approximation. The fission products producing process for the VVER-1200 reactor stationary campaign is considered, taking into account the reactor shutdown periods for refueling and without taking them into account (instant reload approximation). It was shown, that the instant reload approximation for fission products activity calculations gives the similar accurate result, as calculations with taking into account the shutdown periods. The results can be used to significantly simplify the calculations of fission product activity accumulation in nuclear power reactors.

Keywords: fission products activity, Bateman's task, fuel overload, VVER

For citation: Petrovski A. M., Korbut T. N., Rudak E. A., Kravchenko M. O. Accounting of the VVER-1200 overload influence for fission products activities calculating. *Vestsi Natsyonal' nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 491–496 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-491-496>

Введение. В настоящее время в Республике Беларусь осуществляется строительство атомной энергетической станции по проекту АЭС-2006 – наиболее современного на сегодняшний день поколения «3+», с реактором типа ВВЭР-1200. По сравнению с предыдущим поколением реакторов типа ВВЭР-1000 была существенно увеличена продолжительность топливной кампании и, как следствие, величина выгорания топлива.

Топливная кампания реакторов типа ВВЭР состоит из длительного периода работы на номинальной мощности (порядка одного года) и периода перегрузки (порядка одного месяца). Данные периоды имеют сопоставимую продолжительность с периодами полураспада многих практически важных продуктов деления (ПД) и определяют характер их наработки.

При останове реактора прекращается наработка ПД за счет деления топливных изотопов и происходит их непрерывный распад. Для ядерных энергетических реакторов типа ВВЭР время останова примерно на порядок меньше времени работы реактора между перегрузками

(реакторной кампании). Это обстоятельство позволяет существенно упростить расчет активностей ПД в конце каждой реакторной кампании.

Целью данного исследования являлось сравнение результатов расчета наработки активностей ПД с учетом и без учета их распада во время перегрузки топлива. Были рассмотрены активности наиболее важных в практическом отношении ПД: ^{89}Sr , ^{90}Sr , ^{95}Zr , ^{103}Ru , ^{106}Ru , ^{131}I , ^{137}Cs , ^{140}Ba , ^{141}Ce , ^{144}Ce , ^{147}Nd .

Топливная кампания в приближении двух делящихся нуклидов. В [1–3] описана методика вычисления удельных активностей (УА) ПД аналитическим методом в приближении двух делящихся нуклидов, которая будет использована в данной работе.

В [2] показано, что зависимость удельной массы ^{235}U от времени топливной кампании теплового реактора может быть с точностью в несколько процентов аппроксимирована функцией вида

$$m(^{235}\text{U}, t) = [m_0(^{235}\text{U}) + \mu] \cdot e^{-\lambda t} - \mu, \text{ кг/т.} \quad (1)$$

В результате аппроксимации методом наименьших квадратов, с учетом численных данных [4, 5], для реактора ВВЭР-1200 выражение (1) принимает вид

$$m(^{235}\text{U}, t) = 55,25 \cdot \exp(-0,370 \cdot t) - 7,29, \text{ кг/т.} \quad (2)$$

Продифференцировав (2) по времени, а также умножив его на соответствующий коэффициент, получим удельную скорость деления ядер ^{235}U (дел/т·с):

$$P(^{235}\text{U}, t) = P_0 \cdot \exp(-0,370 \cdot t), \quad (3)$$

где $P_0 = 1,659 \cdot 10^{18}$ дел/т·с.

При работе реактора на постоянной мощности на долю остальных делящихся изотопов (это в основном $^{239,241}\text{Pu}$ и ^{238}U) приходится

$$P = P_0 [1 - \exp(-0,370 \cdot t)]. \quad (4)$$

Определяющий вклад дает ^{239}Pu , в свою очередь вклад ^{241}Pu становится ощутимым, начиная примерно с середины топливной кампании. Суммарные выходы продуктов деления ядер ^{239}Pu и ^{241}Pu отличаются незначительно, поэтому без особой погрешности можно считать $P(^{239,241}\text{Pu}, t) \approx P(^{239}\text{Pu}, t)$.

Время в выражениях (1)–(4) изменяется в пределах топливной кампании (времени от первой загрузки тепловыделяющей сборки до ее окончательной выгрузки после всех циклов перегрузок) реактора ВВЭР-1200, которая составляет 4,2 года.

Аппроксимация скорости деления функциями вида (3) и (4) позволяет получить аналитическое решение задачи Бейтмана в виде экспонент. Решение подобного простого вида позволяет существенно упростить анализ результатов.

Аналитический метод расчета активностей продуктов деления. Пусть $P(t)$ – количество актов деления в единицу времени ядер топлива определенного вида (^{235}U , ^{239}Pu и т. д.). В процессе деления происходит наработка продуктов деления с различными массовыми числами. Если не учитывать выгорание, то все радиоактивные превращения происходят без изменения массового числа, за счет β -распадов (такое допущение не вносит существенной погрешности при расчете активностей всех важных в практическом отношении радионуклидов). Таким образом, каждое из радиоактивных ядер может превратиться в одно из соседних ядер-изобар. Кинетика изменения во времени удельных активностей всех членов линейной изобарной цепочки: $A_1 \rightarrow A_2 \rightarrow \dots \rightarrow A_j \rightarrow \dots \rightarrow A_i$ описывается системой дифференциальных уравнений

$$\begin{cases} \frac{dA_1(t)}{dt} = \lambda_1 y_1^H P(t) - \lambda_1 A_1(t) \\ \frac{dA_2(t)}{dt} = \lambda_2 y_2^H P(t) + \lambda_2 A_1(t) - \lambda_2 A_2(t) \\ \dots \\ \frac{dA_i(t)}{dt} = \lambda_i y_i^H P(t) + \lambda_i A_{i-1}(t) - \lambda_i A_i(t) \end{cases}, \quad (5)$$

где i – текущий номер члена линейной цепочки, λ_i – постоянные распада распада и активность i -го члена изобарной цепочки, y_i – абсолютный независимый выход i -го члена изобарной цепочки.

Система (5) представляет собой задачу Бейтмана. Известно, что данная задача имеет аналитическое решение при скорости деления ядер $P(t)$ определенного вида [6], в частности при постоянной и экспоненциально изменяющейся $P(t)$.

В приближении двух делящихся нуклидов скорости деления топливных изотопов описываются выражениями (3), (4). Деление ядер плутония (4) можно условно представить в виде двух процессов: деление с постоянной скоростью P_0 , а также деление с экспоненциально изменяющейся скоростью $P_0 \cdot \exp(-0,370 \cdot t)$. Тогда задача о наработке продуктов деления сводится к решению системы (5) для трех различных $P(t)$, а результирующие активности будут представлены суммой этих решений:

$$A_i(X_i, t) = A_i(X_i, {}^{235}\text{U}, t)^\beta + A_i(X_i, {}^{239}\text{Pu}, t) - A_i(X_i, {}^{239}\text{Pu}, t)^\beta, \quad (6)$$

где верхний индекс β означает, что данное решение соответствует $P(t)$ с экспоненциальной зависимостью. Аналитические выражения для слагаемых в правой части (6) имеют следующий вид [1]:

$$A_i(X_i, {}^{239}\text{Pu}, t) = b_i({}^{239}\text{Pu}) + \sum_{j=1}^i C_{i,j}({}^{239}\text{Pu}) \cdot e^{-\lambda_j t}, \quad (7)$$

$$b_i({}^{239}\text{Pu}) = P_0 \cdot \sum_{j=1}^i y_j^{\text{H}}({}^{239}\text{Pu}), \quad (8)$$

$$C_{i,j}({}^{239}\text{Pu}) = C_{i-1,j}({}^{239}\text{Pu}) \cdot \frac{\lambda_i}{\lambda_i - \lambda_j}, \quad i \neq j, \quad (9)$$

$$C_{11}({}^{239}\text{Pu}) = -b_1({}^{239}\text{Pu}), \quad C_{22}({}^{239}\text{Pu}) = -b_2({}^{239}\text{Pu}) - C_{21}({}^{239}\text{Pu}), \quad (10)$$

$$C_{33}({}^{239}\text{Pu}) = -b_3({}^{239}\text{Pu}) - C_{32}({}^{239}\text{Pu}) - C_{31}({}^{239}\text{Pu}).$$

В случае экспоненциального вида $P(t)$:

$$A_i(X_i, {}^{235}\text{U}, t)^\beta = b_i({}^{235}\text{U})^\beta \cdot e^{-\lambda t} + \sum_{j=1}^i C_{i,j}({}^{235}\text{U})^\beta \cdot e^{-\lambda_j t}, \quad (11)$$

$$b_i({}^{235}\text{U})^\beta = P_0 \cdot \sum_{k=1}^i y_k^{\text{H}}({}^{235}\text{U}) \prod_{j=k}^i \frac{\lambda_j}{\lambda_j - \lambda}, \quad (12)$$

$$C_{i,j}({}^{235}\text{U})^\beta = C_{i-1,j}({}^{235}\text{U})^\beta \cdot \frac{\lambda_i}{\lambda_i - \lambda_j}, \quad i \neq j, \quad (13)$$

$$C_{11}({}^{235}\text{U})^\beta = -b_1({}^{235}\text{U})^\beta; \quad C_{22}({}^{235}\text{U})^\beta = -b_2({}^{235}\text{U})^\beta - C_{21}({}^{235}\text{U})^\beta, \quad (14)$$

$$C_{33}({}^{235}\text{U})^\beta = -b_3({}^{235}\text{U})^\beta - C_{32}({}^{235}\text{U})^\beta - C_{31}({}^{235}\text{U})^\beta.$$

Для ${}^{239}\text{Pu}$ выражения (11)–(14) выглядят аналогично. С учетом (6)–(14) можно записать общее решение:

$$A_i(t) = b_i({}^{239}\text{Pu}) + \left[b_i({}^{235}\text{U})^\beta - b_i({}^{239}\text{Pu})^\beta \right] \cdot e^{-\lambda t} + \sum_{j=1}^i \left[C_{i,j}({}^{239}\text{Pu}) + C_{i,j}({}^{235}\text{U})^\beta - C_{i,j}({}^{239}\text{Pu})^\beta \right] \cdot e^{-\lambda_j t}. \quad (15)$$

При оценке УА в отработавшем топливе интерес могут представлять нуклиды со временем жизни порядка нескольких часов, суток или лет. При этом нуклиды, живущие значительно меньше рассматриваемого интервала времени, можно исключить из рассмотрения, добавив их независимые выходы к следующим членам изобарной цепочки. После этого система (5) обычно сокращается до одного-двух уравнений.

Решение (15) позволяет определить значения УА ПД в зависимости от времени топливной кампании без учета времени останова при перегрузке топлива. Иначе говоря, предполагается, что перегрузки происходят мгновенно. В [2] показано, что (15) при расчете УА ПД в реакторе РБМК-1000 показывало высокую точность, отличаясь от результатов более точных численных расчетов методом Монте-Карло не более чем на 2 %.

Учет перегрузок топлива. Продолжительность перегрузки ядерного топлива для ВВЭР-1200 составляет 15–25 сут. В качестве расчетного авторами настоящей статьи использовано наибольшее значение $\Delta t_{\text{п}} = 25$ сут.

Установившаяся топливная кампания реактора ВВЭР-1200 составляет 4,2 года и разделена на четыре реакторных кампании по $\tau = 1,05$ года каждая.

Для каждого цикла перегрузки $k = 1 \div 4$, выражения (3), (4) примут вид:

$$P(^{235}\text{U}, t) = P_0 \cdot \exp[-0,370 \cdot (t + (k - 1) \cdot \tau)], \quad (3^*)$$

$$P(^{239}\text{Pu}, t) = P_0 \cdot [1 - \exp(-0,370 \cdot (t + (k - 1) \cdot \tau))]. \quad (4^*)$$

После ввода обозначения $a(k) = \exp[-(k - 1) \cdot \tau]$ получим:

$$P(^{235}\text{U}, t) = P_0 \cdot a(k) \cdot \exp(-0,370 \cdot t), \quad (3^{**})$$

$$P(^{239}\text{Pu}, t) = P_0 \cdot [1 - a(k) \cdot \exp(-0,370 \cdot t)]. \quad (4^{**})$$

В каждом цикле, начиная со второго, активность ПД будет определяться наработкой за счет деления топлива, описываемой (3^{**}) и (4^{**}), и распадом ПД, оставшихся после перегрузки.

Решение (15), определяющее наработку ПД для каждого цикла k , примет вид

$$A_i(t)_k = b_i(^{239}\text{Pu}) + a(k) \cdot [b_i(^{235}\text{U})^\beta - b_i(^{239}\text{Pu})^\beta] \cdot e^{-\lambda t} + \sum_{j=1}^i [C_{i,j} (^{239}\text{Pu}) + a(k) \cdot C_{i,j} (^{235}\text{U})^\beta - a(k) \cdot C_{i,j} (^{239}\text{Pu})^\beta] \cdot e^{-\lambda_j t}. \quad (15^*)$$

Распад топлива для всех рассмотренных ПД будет описываться простой экспонентой

$$A(X, t > t_0) = A(X, t_0) \cdot e^{-\lambda(X)(t-t_0)}. \quad (16)$$

Результаты расчетов. Для наиболее важных в практическом отношении ПД: ^{89}Sr , ^{95}Zr , ^{103}Ru , ^{106}Ru , ^{131}I , ^{140}Ba , ^{141}Ce , ^{144}Ce , ^{147}Nd – представим результаты расчетов УА с учетом перегрузок и без них в виде графиков (рис. 1–4). Интервалы самих перегрузок на графиках не показаны. Среди имеющих высокую практическую значимость нуклидов ^{90}Sr и ^{137}Cs характеризуются очень большим периодом полураспада, поэтому за время перегрузки будет распадаться незначительная часть, в силу данного обстоятельства графики для них в данной статье не приводятся.

Заключение. Значения УА ПД, рассчитанные с учетом перегрузки и без нее практически, совпадают в моменты окончания реакторных кампаний. Небольшие расхождения наблюдаются для изотопов с периодами полураспада, сравнимыми с продолжительностью реакторной кампании (нуклиды ^{106}Ru и ^{144}Ce). Это позволяет использовать аналитические выражения УА ПД (15), справедливые при расчетах для всей топливной кампании, без необходимости усложнять расчеты учетом распада ПД во время перегрузок.

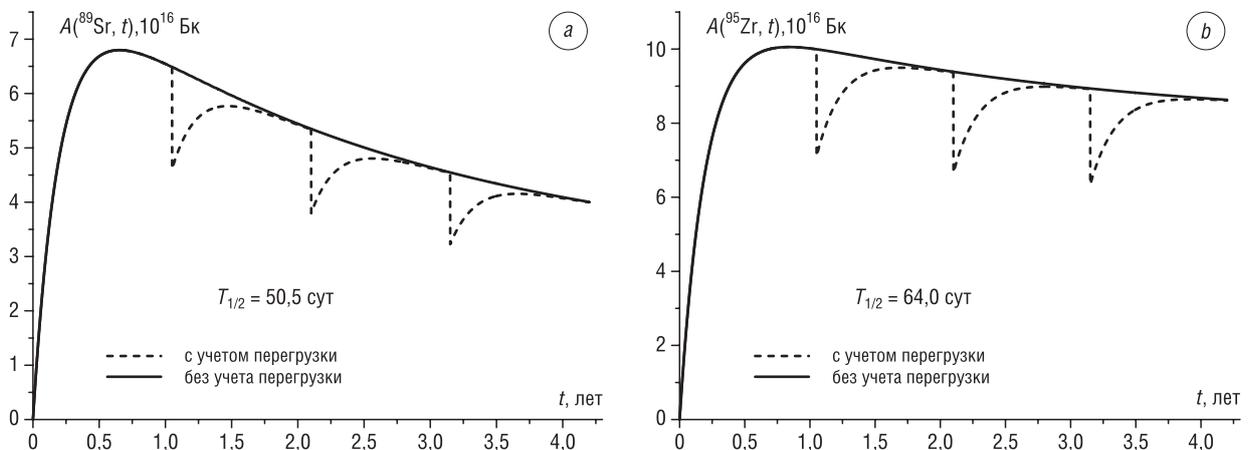


Рис. 1. Зависимости удельной активности ^{89}Sr (а) и ^{95}Zr (б) от времени с учетом перегрузки и без нее
 Fig. 1. ^{89}Sr (a) and ^{95}Zr (b) activity dependence on time with and without instant reload approximation

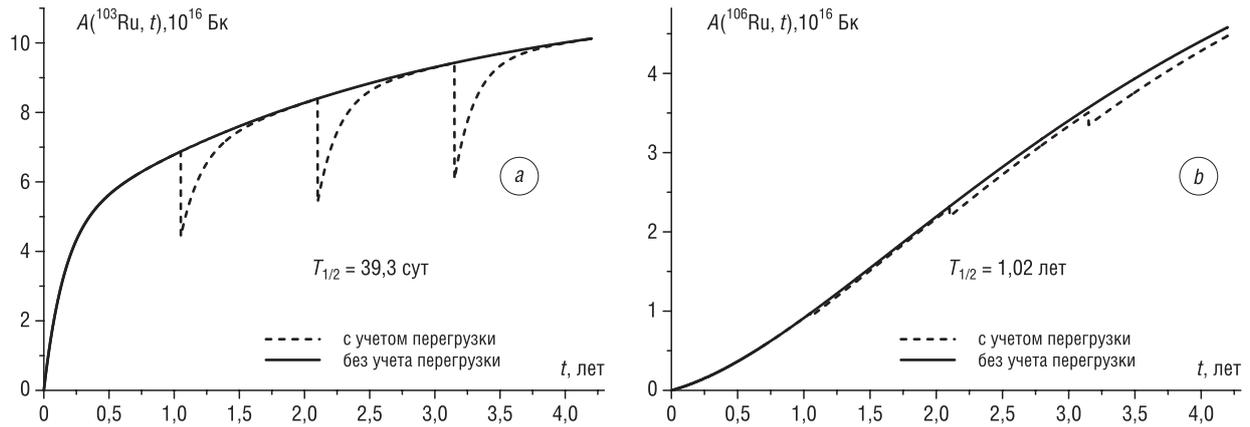


Рис. 2. Зависимости удельной активности ^{103}Ru (a) и ^{106}Ru (b) от времени с учетом перегрузки и без нее
 Fig. 2. ^{103}Ru (a) and ^{106}Ru (b) activity dependence on time with and without instant reload approximation

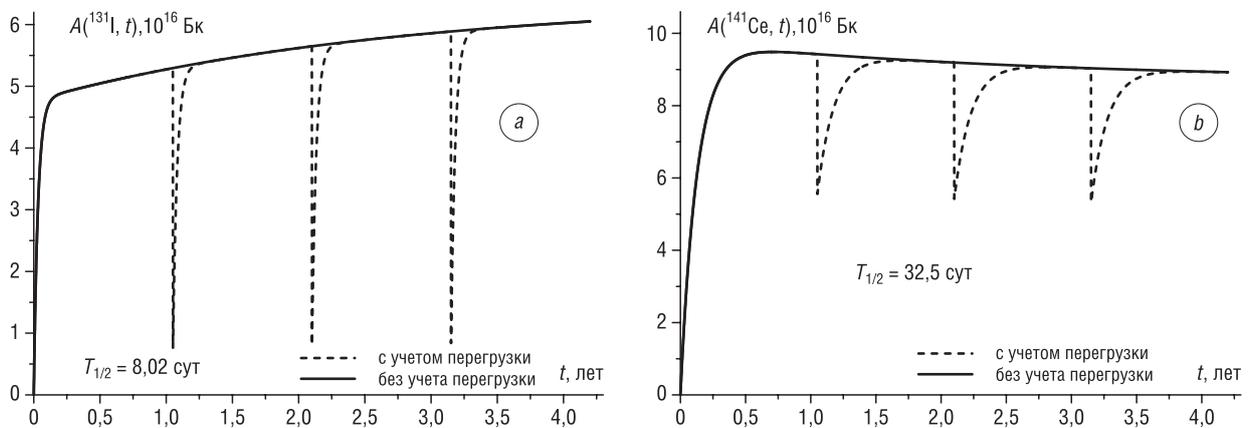


Рис. 3. Зависимости удельной активности ^{131}I (a) и ^{141}Ce (b) от времени с учетом перегрузки и без нее
 Fig. 3. ^{131}I (a) and ^{141}Ce (b) activity dependence on time with and without instant reload approximation

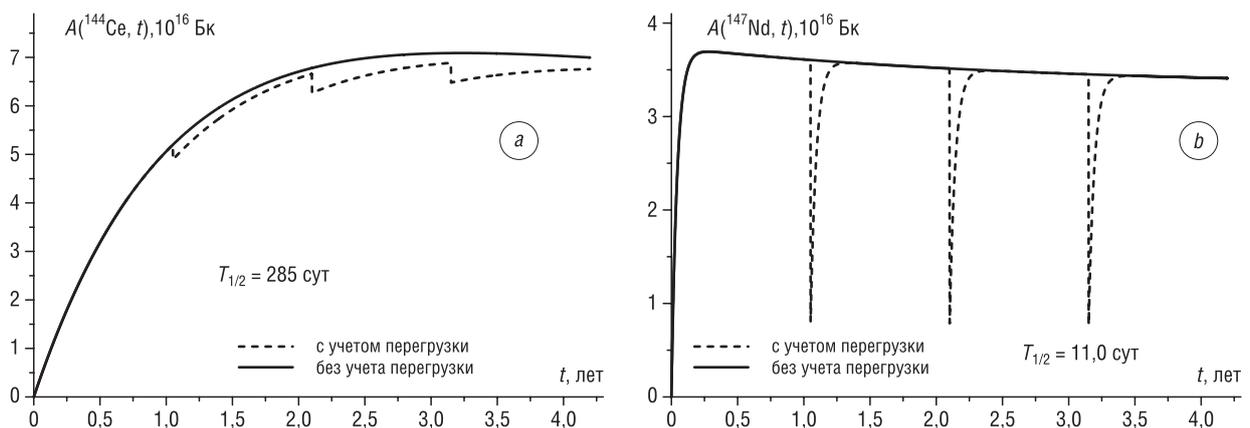


Рис. 4. Зависимости удельной активности ^{144}Ce (a) и ^{147}Nd (b) от времени с учетом перегрузки и без нее
 Fig. 4. ^{144}Ce (a) and ^{147}Nd (b) activity dependence on time with and without instant reload approximation

Очевидно, что подобный характер будет наблюдаться и для других типов тепловых реакторов, для которых время останова и время реакторной кампании имеют схожие величины, в частности для реактора ВВЭР-1000.

Выводы данной статьи носят универсальный характер независимо от методики расчетов и могут быть использованы при вычислении УА ПД другими методами, как аналитическими, так и численными.

Список использованных источников

1. Ячник, О. И. Статистический анализ отношений активностей радионуклидов в ядерном топливе и аварийных реакторных выпадениях: дис. ... канд. физ.-мат. наук / О. И. Ячник. – Минск, 2010. – 147 л.
2. Бурак, А. О. Аппроксимация зависимостей концентраций нуклидов от времени простыми аналитическими функциями / А. О. Бурак, А. Н. Еремина, Э. А. Рудак // Атомная энергия. – 2003. – Т. 94, № 6. – С. 432–438.
3. Бурак, А. О. Расчет масс и активностей нуклидов в активной зоне реактора РБМК: феноменологическая теория наработки масс и активностей продуктов активации ядер топлива / А. О. Бурак, П. А. М. Наполеау, Э. А. Рудак. – Минск, 2001. – 14 с. – (Препринт / Ин-т физики Нац. акад. наук Беларуси; № 732).
4. Petrovskiy, A. M. Analytical Ways of Determining the Activity of Fission Products in the Core of a VVER-1200 Reactor and Their Applications / A. M. Petrovskiy, Ed. A. Rudak, T. N. Korbut // Bull. Russ. Acad. Sci.: Physics. – 2018. – Vol. 82, № 10. – P. 1335–1341. <https://doi.org/10.3103/S1062873818100179>
5. Петровский, А. М. Аналитические методы расчета удельных активностей в активной зоне реактора ВВЭР-1200 / А. М. Петровский, Э. А. Рудак, Т. Н. Корбут // Ядерная физика и инжиниринг. – 2017. – Т. 8, № 2. – С. 118–122. <https://doi.org/10.1134/S207956291702018X>
6. Bateman, H. Solution of a system of differential equations occurring in the theory of radioactive transformations / H. Bateman // Proc. Cambridge Philos. – 1910. – Vol. 15, № 5. – P. 423–427.

References

1. Yachnik O. I. *Statistical analysis of the ratios of radionuclide activities in nuclear fuel and emergency reactor deposition*. Minsk, 2010. 147 sheets (in Russian).
2. Burak A. O., Eremina A. N., Rudak E. A. Approximation by simple analytical functions of the nuclide concentrations time dependence. *Atomnaya energiya* [Atomic Energy], 2003, vol. 94, no. 6, pp. 432–438 (in Russian).
3. Burak A. O., Napoleau P. A. M., Rudak E. A. *Calculation of masses and activities of nuclides in the RBMK reactor core: phenomenological theory of the mass production and activity of the fuel nuclei activation products*. Minsk, 2001. 14 p. (in Russian).
4. Petrovskiy A. M., Rudak Ed. A., Korbut T. N. Analytical Ways of Determining the Activity of Fission Products in the Core of a VVER-1200 Reactor and Their Applications. *Bulletin of the Russian Academy of Sciences: Physics*, 2018, vol. 82, no. 10, pp. 1335–1341. <https://doi.org/10.3103/S1062873818100179>
5. Petrovskiy A. M., Rudak Ed A., Korbut T. N. Activities of Fission Products in the Core of a WVER-1200 Reactor. *Yadernaya fizika i inzhiniring* [Nuclear Physics and Engineering], 2017, vol. 8, no. 2, pp. 118–122 (in Russian). <https://doi.org/10.1134/S207956291702018X>
6. Bateman H. Solution of a system of differential equations occurring in the theory of radioactive transformations. *Proceedings of the Cambridge Philosophical*, 1910, vol. 15, no. 5, pp. 423–427.

Информация об авторах

Петровский Андрей Михайлович – младший научный сотрудник, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Республики Беларусь (а/я 119, 220109, Минск, Республика Беларусь). E-mail: andysopl@gmail.com

Корбут Тамара Николаевна – кандидат технических наук, доцент, заместитель генерального директора, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Республики Беларусь (а/я 119, 220109, Минск, Республика Беларусь). E-mail: tamara.korbut@gmail.com

Рудак Эдуард Аркадьевич – доктор физико-математических наук, заведующий лабораторией № 18 физики ядерных реакторов, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Республики Беларусь (а/я 119, 220109, Минск, Республика Беларусь). E-mail: rubin@sosny.bas-net.by

Кравченко Максим Олегович – младший научный сотрудник, Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Республики Беларусь (а/я 119, 220109, Минск, Республика Беларусь). E-mail: m.kravch@sosny.bas-net.by

Information about the authors

Andrei M. Petrovski – Junior Researcher, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (P.O. box 119, 220109, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: andysopl@gmail.com

Tamara N. Korbut – Ph. D. (Engineering), Assistant Professor, Deputy General Director for Research, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (P.O. box 119, 220109, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: tamara.korbut@gmail.com

Eduard A. Rudak – D. Sc. (Physics and Mathematics), Head of the Laboratory no. 18 of Nuclear Reactor Physics, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (P.O. box 119, 220109, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: rubin@sosny.bas-net.by

Maksim O. Kravchenko – Junior Researcher, Joint Institute for Power and Nuclear Research – Sosny of the National Academy of Sciences of Belarus (P.O. box 119, 220109, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: m.kravch@sosny.bas-net.by

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

УДК 622.363.2.014.3:551.25(045)(476)

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-497-510>

Поступила в редакцию 24.07.2019

Received 24.07.2019

И. И. Головатый¹, А. Б. Петровский¹, В. Я. Прушак²

¹ОАО «Беларуськалий», Солигорск, Беларусь

²Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством, Солигорск, Беларусь

ОБОСНОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ВЫЕМКИ ОСТАВЛЕННЫХ ЗАПАСОВ ТРЕТЬЕГО КАЛИЙНОГО ГОРИЗОНТА СТАРОБИНСКОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ, ОТРАБОТАННЫХ КАМЕРНОЙ СИСТЕМОЙ

Аннотация. Разработана методика обоснования возможности и целесообразности выемки оставленных запасов, отработанных более 40 лет назад камерной системой, с поддержанием в безопасном состоянии подземных горнотехнических сооружений. Методика включает выявление путем изучения геолого-маркшейдерской документации участков с оставленными запасами в пределах шахтных полей; расчет объемов и качественных показателей оставленных запасов на этих участках; определение состояния выработок, имеющих непосредственный доступ к рассматриваемым запасам, и возможности их повторного использования, а также возможности проведения новых подготовительных выработок и обеспечения их устойчивости и поддержания в безопасном состоянии; установление особенностей геомеханических процессов в породном массиве и наличия опасных нарушений в зоне выработанного пространства, степени нарушения и характера деформирования жестких и податливых целиков в очистных камерах, в том числе с использованием специально проведенных вскрывающих исследовательских выработок; разработку технологических схем безопасной отработки оставленных запасов. С использованием этой методики впервые выполнено обоснование технологической возможности и экономической целесообразности выемки полезного ископаемого из отработанных более 40 лет назад очистных блоков Первого и Второго рудников ОАО «Беларуськалий». Показана возможность выемки оставленных запасов в 4-м силвинитовом слое и слоях 2, 2–3, 3 в междукамерных целиках на участках, отработанных ранее камерной системой, с общим объемом более 57 млн т. Приводятся результаты обследований состояния капитальных и подготовительных выработок в местах возможного доступа на эти участки, согласно которым для повторной отработки большинства отработанных блоков потребуется проведение новых капитальных и подготовительных выработок. Описываются результаты визуальных обследований панельных и блоковых штреков, их сопряжений с очистными ходами, а также состояния и степени нарушенности междукамерных и междукамерных целиков в очистных камерах. Предложены возможные способы повторной отработки оставленных запасов Третьего калийного горизонта очистными лавами и камерной системой, отличающиеся высокой технико-экономической эффективностью и безопасностью ведения горных работ.

Ключевые слова: калийный горизонт, силвинитовый слой, выработка, целик, очистная камера

Для цитирования: Головатый, И. И. Обоснование возможности выемки оставленных запасов Третьего калийного горизонта Старобинского месторождения, отработанных камерной системой / И. И. Головатый, А. Б. Петровский, В. Я. Прушак // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2019. – Т. 64, № 4. – С. 497–510. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-497-510>

I. I. Golovaty¹, A. B. Petrovskij¹, V. Ya. Prushak²

¹Belaruskali JSC, Soligorsk, Belarus

²Soligorsk Institute of Resource Saving Problems with Pilot Production, Soligorsk, Belarus

SUBSTANTIATION OF THE POSSIBILITY OF DEVELOPING RESERVES OF THE THIRD POTASH HORIZON OF THE STAROBIN DEPOSIT, PREVIOUSLY WORKED OUT BY THE CHAMBER SYSTEM

Abstract. A technique has been developed of justification of possibility and expediency of extraction of the reserves left, which were mined more than 40 years ago by chamber system with maintenance in a safe condition of underground mining constructions. The methodology includes the identification by studying the geological and mine surveying documentation of districts with reserves in the mine fields; calculation of volumes and quality indicators of reserves left at these areas; assessment of a condition of mine workings that have direct access to the reserves concerned, and the possibility of their re-use, as well as the possibility of new development workings and ensuring their sustainability and maintenance in a safe condition; establishing the features of geomechanical processes in the rock mass and the presence of dangerous violations in the worked-out zone, the degree of the violation and the nature of the deformation of rigid and pliable pillars in the extraction chambers, including the use of specially conducted mine openings; development of technological schemes for safety extraction of abandoned minerals. With the use of this technique for the first time the technological opportunities and economic feasibility of mining minerals from the treatment units of the First and Second Mines of JSC Belaruskali, worked out more than 40 years ago, has been estimated.

The possibility of excavating abandoned reserves in the sylvinitic layer 4 and layers 2, 2–3, 3 in inter-chamber pillars in areas previously worked out by the chamber system with total volumes of more than 57 million tons is shown. The results of surveys of the state of capital and development workings are given, according to which for the re-mining of most of the worked-out blocks, new capital and development workings will be required. The results of visual examinations of panel and block drifts, their conjugations with treatment passages, as well as the state and degree of violation of inter-passage and inter-chamber pillars in the treatment chambers are described. Possible methods for re-mining the reserves of the Third potash horizon with treatment long-walls and a chamber system are proposed, which are distinguished by high technical and economic efficiency and mining safety.

Keywords: potash horizon, sylvinitic layer, mine workings, pillar, extraction chambers

For citation: Golovaty I. I., Petrovskij A. B., Prushak V. Ya. Substantiation of the possibility of developing reserves of the Third potash horizon of the Starobin deposit, previously worked out by the chamber system. *Vestsi Natsyyanal'най akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnych navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2019, vol. 64, no. 4, pp. 497–510 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2019-64-4-497-510>

Введение. Отработка пласта Третьего калийного горизонта Старобинского месторождения, который является основным промышленным горизонтом месторождения (около 80 % балансовых запасов калийных солей [1]), началась на шахтном поле Первого рудника в начале 1960-х годов. На Втором руднике промышленный пласт Третьего калийного горизонта начал обрабатываться в 1968 г. Первоначально, на обоих рудниках применялась камерная система разработки с поддержанием кровли на жестких и податливых целиках. Отработка очистных камер производилась комбайнами ШБМ-2 в сочетании с буровзрывными работами (БВР). Отгрузка руды выполнялась на скребковые конвейеры скреперными лебедками. В дальнейшем для отработки камер использовались комбайны типа ПК-8 и Урал-10КС в комплексе с самоходными вагонами. При этом коэффициент извлечения полезного ископаемого чаще всего не превышал 50 %. В 1970-е годы камерная система постепенно стала вытесняться более прогрессивной столбовой с обработкой слоев пласта лавами, которая отличалась более высоким коэффициентом извлечения полезного ископаемого, достигающим 85 % [2–4]. Вместе с тем к этому времени на Первом и Втором рудниках большие площади шахтных полей оказались отработаны с применением камерной системы разработки с оставлением значительных запасов полезного ископаемого в 4-м сивинитовом слое и в междукамерных целиках.

В настоящее время для сохранения достигнутых высоких показателей добычи и переработки руды, а также продления срока службы рудников назрела необходимость более рационального использования недр Старобинского месторождения за счет вовлечения в отработку ранее оставленных и списанных запасов, которые сосредоточены преимущественно в 4-м сивинитовом слое и в междукамерных целиках Третьего калийного горизонта Первого и Второго рудников на участках, отработанных более 40 лет назад с применением камерной системы. При этом опыта выемки таких запасов полезного ископаемого на рудниках Старобинского месторождения нет. Ранее практически не проводились и соответствующие научные исследования, при том что проблема выемки этих запасов является актуальной и сложной научно-технической задачей, решение которой требует учета многих горнотехнических, технологических, экономических и социальных факторов [5]. Можно указать только две работы [6, 7], посвященные разработке способов отработки запасов, оставленных в целиках выемочных панелей Старобинского месторождения, которые не нашли практического применения в силу экономической нецелесообразности и технической сложности реализации. Известны работы по данной проблеме, выполненные применительно к условиям Верхнекамского месторождения калийных солей [8, 9], результаты которых, однако, не могут быть использованы на рудниках ОАО «Беларуськалий».

В статье приводятся результаты комплексного исследования возможности выемки оставленных запасов Третьего калийного горизонта в 4-м сивинитовом слое и междукамерных целиках на участках шахтных полей Первого и Второго рудников, очистные работы на которых были закончены в период до начала 1980-х годов. При этом особое внимание уделялось поддержанию в безопасном состоянии подземных горнотехнических сооружений и выработок при повторной отработке указанных участков. В процессе исследования решались следующие задачи:

- разработать методику оценки возможности и целесообразности выемки оставленных запасов Третьего калийного горизонта, отработанных более 40 лет назад камерной системой;
- выявить участки с оставленными запасами в пределах шахтных полей рудников, установить технологии и параметры выемки, которые применялись для отработки этих участков;
- рассчитать объемы и качественные показатели оставленных запасов на этих участках;

оценить состояние выработок, имеющих непосредственный доступ к рассматриваемым запасам, возможность их повторного использования, а также проведения новых подготовительных выработок и обеспечения их устойчивости и поддержания в безопасном состоянии в течение всего срока отработки оставленных запасов;

установить состояние оставленных запасов полезного ископаемого, отработанных камерной системой разработки, степень их нарушенности, характер деформирования жестких и податливых целиков в очистных камерах;

разработать технологические схемы отработки оставленных запасов.

Основные методы исследования заключались в анализе геолого-маркшейдерской документации на участках шахтных полей Первого и Второго рудников, визуальных и инструментальных наблюдениях за состоянием капитальных и подготовительных выработок Третьего калийного горизонта в местах возможного доступа на участки, ранее отработанные камерной системой, в визуальных и инструментальных наблюдениях за состоянием участков шахтного поля из специальных исследовательских выработок.

Результаты проведенных исследований участков Третьего калийного горизонта Первого рудника. Выявление перспективных к повторной отработке участков шахтного поля.

Для оценки возможности выемки оставленных после отработки камерной системой запасов Третьего калийного горизонта Первого рудника был выполнен анализ геолого-маркшейдерской документации. При анализе принимались во внимание блоки камерной системы, отработанные до 1982 г., с учетом того, что в случае принятия решения по вовлечению в отработку оставленных запасов потребуется не менее двух-трех лет на выполнение подготовительных работ. Таким образом, к началу очистных работ пройдет не менее 40 лет после завершения ранее выполненных очистных работ, что является, по мнению авторов, гарантией окончания активных деформационных процессов в отработанном массиве, приведения его в устойчивое состояние.

По результатам анализа геолого-маркшейдерской документации шахтное поле рудника было разделено на восемь участков (рис. 1), при этом были выделены пять участков (№1–5), отработанных с оставлением 4-го сильвинитового слоя, и три участка (№6–8) с отработкой всех балансовых слоев 2, 3, 4.

Установлено, что схемы вариантов выемки сильвинитовых слоев и параметры очистных камер на отработанных участках шахтного поля характеризуются большим разнообразием. Это объясняется различными горно-геологическими условиями залегания пласта в пределах шахтного поля, поисками на начальном этапе освоения месторождения наиболее рациональных способов выемки слоев пласта с оптимизацией параметров поддержания кровли камер жесткими и податливыми целиками. В частности, оставление 4-го сильвинитового слоя на участках №1–5 вызвано следующими причинами: отсутствие отработанной технологии выемки, сложные горно-геологические условия залегания пласта, большая изменчивость или малая мощность слоя, низкое (некондиционное) содержание хлористого калия, частичное или полное выклинивание слоя и т. п.

Оценка целесообразности выемки оставленного 4-го сильвинитового слоя производилась по следующим факторам: мощность и изменчивость слоя, содержание хлористого калия,



Рис. 1. План горных работ Третьего горизонта Первого рудника с цветовым выделением блоков камерной системы разработки, отработанных более 40 лет назад (зеленый цвет – без отработки 4-го сильвинитового слоя, желтый цвет – с отработкой 4-го сильвинитового слоя)

Fig. 1. The plan of mining operations on the First Mine with highlighted areas of the mine field, in which more than 40 years ago the mineral was seized with the chamber mining system (green – with extraction of sylvinitic layer no. 4, yellow – without extraction of sylvinitic layer no. 4)

объем оставленных запасов, примененная технология подработки, доступность и возможность вскрытия запасов, ограничения по водозащитной толще.

Объем оставленных запасов на участках № 1–5 в 4-м сильвинитовом слое был рассчитан исходя из площади участков и средней мощности слоя. При этом получены следующие результаты.

Вследствие близкого расположения друг к другу участок № 1 (объем запасов 2270 тыс. т при содержании хлористого калия (KCl) в слоях сильвинита 32,2 %) и участок № 2 (700 тыс. т, 26 % KCl) необходимо рассматривать совместно. Целесообразность вовлечения в отработку оставленных запасов на этих участках вытекает из значительной средней мощности слоя (1,26 м и 0,95 м соответственно), небольшой изменчивости мощности (в пределах 0,03–0,05 м), значительного объема оставленных запасов (суммарно около 3 млн т), однотипности примененных технологий выемки очистных камер. Данные участки не имеют доступа к действующим выработкам, и для их отработки потребуется восстановление погашенных выработок главного южного направления или проведение новых.

Участок № 3 (1910 тыс. т, 20,3 % KCl) отличается высокой изменчивостью мощности слоя полезного ископаемого (0,32–1,07 м) и может быть вовлечен в отработку оставленных запасов лишь на тех участках, где возможно обеспечить необходимое средневзвешенное качество руды. Участок имеет доступ к действующим выработкам.

Нецелесообразно вовлекать в отработку оставленных запасов участок № 4 (660 тыс. т, 20,4 % KCl), так как он отличается высокой изменчивостью мощности сильвинитового слоя (0,60–1,03 м) и примененных технологических параметров подработки. Кроме того, участок не имеет доступа к действующим выработкам, и для его вскрытия потребуется проведение выработок через участок, где была выполнена гидрозакачка выработанного пространства.

Участок № 5 (2375 тыс. т, 34,7 % KCl) перспективен для отработки оставленных запасов сильвинитового слоя за счет хороших показателей средней мощности (1,25 м) и содержания хлористого калия в руде, больших объемов запасов, однотипности примененных технологий выемки при подработке. Данный участок не имеет доступа к действующим выработкам, и для его вскрытия потребуется восстановление погашенных выработок главного северного направления или проведение новых.

Таким образом, полученные результаты позволили дать положительную оценку целесообразности выемки 4-го сильвинитового слоя на участках № 1, 2, 5, части запасов участка № 3 и отрицательную оценку для участка № 4.

Определение целесообразности выемки оставленных запасов в междукамерных целиках по слоям 2, 2–3, 3 Третьего калийного горизонта осуществлялось по следующим параметрам: примененная технология отработки, средняя мощность слоев, коэффициент извлечения запасов, средняя ширина жестких целиков и ее изменчивость в пределах выделенного участка, объем оставленных запасов, возможность прямого доступа из действующих выработок, ограничения, связанные с горно-технологической ситуацией.

Оценка объемов оставленных запасов. Оценка объемов оставленных запасов в целиках на отработанных камерной системой участках производилась по следующему алгоритму: рассчитывалась площадь участков S , затем вычислялись усредненный коэффициент извлечения полезного ископаемого по блокам $K_{\text{извл.ср}}$ и объем оставленных запасов участка в междуходовых и междукамерных целиках V :

$$K_{\text{извл.ср}} = \sum \frac{(K_{\text{извл.}i} \cdot n_i)}{n}, \quad (1)$$

$$V = S \cdot m_{\text{ср.}2-3} \cdot \gamma \cdot \left(1 - \frac{K_{\text{извл.ср}}}{100 \%} \right), \quad (2)$$

где $K_{\text{извл.}i}$ – коэффициент извлечения полезного ископаемого по каждому варианту отработки, %; n_i – количество отработанных блоков на участке по каждому варианту; n – общее количество отработанных блоков на участке; $m_{\text{ср.}2-3}$ – средняя вынимаемая мощность слоев 2–3 по блокам, м; γ – удельный вес полезного ископаемого, т/м³.

Кроме двух указанных показателей для оценки целесообразности отработки междукамерных целиков с точки зрения учета технологических параметров выемки, примененных ранее,

и их разнообразия использовались показатели средней ширины жестких целиков по блокам участка $b_{\text{жест.ср}}$ и величины стандартного отклонения от среднего значения ширины жестких междукламерных целиков по вариантам, которые вычисляются следующим образом:

$$b_{\text{жест.ср}} = \sum \frac{b_{\text{жест.}i} \cdot n_i}{n}, \quad (3)$$

$$\Delta b_{\text{жест.ср}} = \sum \frac{|b_{\text{жест.ср}} - b_{\text{жест.}i}|}{n_{\text{вар}}}, \quad (4)$$

где $b_{\text{жест.}i}$ – ширина жесткого целика по варианту отработки, м; n_i – количество отработанных блоков на участке по варианту отработки; $n_{\text{вар}}$ – количество применяемых вариантов отработки по участку. Влияние этих показателей на оценку целесообразности отработки междукламерных целиков следующее: чем выше значение средней ширины целиков ($b_{\text{жест.ср}}$) и чем меньше разброс ширины жестких целиков от среднего значения ($\Delta b_{\text{жест.ср}}$) по применяемым на участке вариантам отработки слоев, тем лучше горнотехнические условия будущей отработки.

В результате проведенных исследований состояния оставленных запасов в междукламерных целиках по слоям 2, 2–3, 3 установлено следующее.

Участки №1 (объем оставленных запасов 3,3 млн т) и №2 (1 млн т) за счет близкого расположения друг к другу следует рассматривать совместно. Они не имеют доступа к действующим выработкам, и для их отработки потребуется восстановление погашенных выработок главного южного направления или проведение новых. Данные участки нецелесообразно вовлекать в отработку оставленных запасов в междукламерных целиках, учитывая, что они были отработаны технологией с податливыми целиками и высоким коэффициентом извлечения (66 % и 68 % соответственно).

Участок №3 (5,5 млн т) может быть вовлечен в отработку оставленных запасов вследствие невысокого коэффициента извлечения (47,1 %) и достаточно большой средней ширины жестких целиков (5,9 м). Участок имеет прямой доступ к действующим выработкам.

Участок №4 (1,9 млн т) был отработан камерной системой разработки с жесткими междукламерными целиками со средней шириной 7,3 м и коэффициентом извлечения 48,3 %. Участок не имеет доступа к действующим выработкам, при этом для его вскрытия потребуется проведение выработок через участок №7, где была выполнена гидрозакачка выработанного пространства, что в настоящее время не представляется возможным без детальной оценки гидрогеологической ситуации.

Участок №5 (4,2 млн т) перспективен для отработки оставленных запасов в междукламерных целиках вследствие с невысокого коэффициента извлечения ($K_{\text{извл.ср}} = 48,7 \%$), значительной средней ширины жестких междукламерных целиков ($b_{\text{жест.ср}} = 5,5$ м), больших объемов запасов, однотипности примененных технологий выемки. Участок не имеет доступа к действующим выработкам и для его вскрытия потребуется восстановление погашенных выработок главного северного направления или проведение новых.

Участок №6 (6,7 млн т) может быть вовлечен в отработку оставленных запасов в междукламерных целиках с учетом небольшого коэффициента извлечения ($K_{\text{извл.ср}} = 40,2 \%$), значительной средней ширины жестких междукламерных целиков ($b_{\text{жест.ср}} = 7,2$ м), малой изменчивости ширины жестких целиков ($\Delta b_{\text{жест.ср}} = 0,51$ м) и больших объемов оставленных запасов.

Участок №7 (8 млн т) по рассматриваемым показателям ($K_{\text{извл.ср}} = 45,5 \%$, $b_{\text{жест.ср}} = 8,36$ м) является перспективным для вовлечения в отработку оставленных в междукламерных целиках запасов и имеет доступ к действующим выработкам главного южного направления. Основным недостатком этого участка является то, что в части очистных блоков была выполнена гидрозакачка выработанного пространства, поэтому для принятия решения по вовлечению целиков в повторную отработку должно быть проведено исследование гидрогеологической ситуации.

Участок №8 (5,7 млн т) перспективен для отработки оставленных запасов в междукламерных целиках за счет удовлетворительных показателей коэффициента извлечения ($K_{\text{извл.ср}} = 43,1 \%$), средней и выдержанной ширины жестких междукламерных целиков ($b_{\text{жест.ср}} = 8,0$ м, при $\Delta b_{\text{жест.ср}} = 0$ м), больших объемов запасов. Данный участок не имеет доступа к действующим выработкам, и для его вскрытия потребуется восстановление погашенных выработок главного северного направления или проведение новых.

Таким образом, была дана положительная оценка целесообразности выемки оставленных в целиках запасов по четырем участкам – №3, 5, 6 и 8, и отрицательная оценка для участков №1 и №2. Окончательное решение по вовлечению в отработку оставленных запасов на участках №4 и №7 может быть принято только после дополнительных исследований гидрогеологической ситуации на участке №7. Пока такая работа представляется нецелесообразной с экономической точки зрения, однако в случае дефицита запасов полезного ископаемого данная рекомендация может быть пересмотрена.

Оценка состояния горных выработок. Были выполнены также визуальные и инструментальные обследования состояния капитальных и подготовительных выработок для определения возможности их повторного использования при отработке оставленных запасов. В результате исследования геолого-маркшейдерской документации установлено, что выработки главного северного и южного направления в местах возможного доступа на рассматриваемые участки проходили в 1963–1965 гг. и позже. Подготовительные выработки западных панелей осуществлялись в период с 1964 по 1965 г. Привязка кровли выработок на главных направлениях в первые годы их эксплуатации выполнялась с оставлением 0,3 м 3-го сильвинитового слоя, а в последующие годы после ремонтных работ на некоторых участках – под каменную соль 4-го и 5-го слоев. За период эксплуатации выработок, срок службы которых к настоящему времени составляет более 50 лет, в некоторых из них выполнялся капитальный ремонт. Предполагалось, что при положительном результате обследования, ремонтно-восстановительные работы будут производиться в ранее пройденных выработках главных направлений и панельных выработках, имеющих доступ к участкам отработанным камерной системой разработки. В ином случае потребуются проведение новых подготовительных выработок.

Выполненные обследования включали следующие работы: измерение параметров выработок (высота, ширина) в их сечении; зарисовка (фотографирование) разрушенных элементов выработок (кровли, боков); оценка состояния крепи и параметры крепления (шаг установки, количество рядов, тип крепи); определение безопасности и объемов ремонтных работ.

Оценка состояния контура выработок выполнялась по шкале: «хорошее», «удовлетворительное», «неудовлетворительное». «Хорошее» состояние выработки характеризуется отсутствием явно видимого прогиба кровли и нарушений (расслоений) козырьков и берм, а также пучений почвы. Для «удовлетворительного» состояния выработки присуще «шелушение» и прогиб кровли до 0,1 м, пучение почвы до 0,2 м, наличие трещин в кровле с раскрытием не более 5 мм, отслоение берм мощностью не более 0,1 м. «Неудовлетворительное» состояние характеризуется прогибом кровли свыше 0,1 м, наличием трещин в кровле выработки с раскрытием свыше 5 мм, разрушением козырьков и берм, пучением почвы свыше 0,2 м, срезанием шайб на анкерной крепи.

В результате исследования установлено следующее:

1) расположенные в центральной части шахтного поля действующие выработки главных направлений находятся в удовлетворительном состоянии (например, участок транспортного штрека №1 5-й западной панели, на котором ранее проводился ремонт кровли, козырьков и берм, находится в хорошем состоянии, см. рис. 2, а);

2) выработки главного северного направления за сопряжениями с подготовительными выработками лавы №35 находятся в неудовлетворительном состоянии. Для вскрытия запасов, оставленных в северной части шахтного поля на участках №5 и №8, потребуются проведение новых или восстановление выработок главного северного направления (участок главного северного конвейерного штрека, который находится в неудовлетворительном состоянии – отслоения берм, трещины в кровле с вывалом породы, заколы в козырьках, трещины в почве до 0,3 м, показан на рис. 2, б);

3) подготовительные выработки западных панелей, через которые производилась отработка запасов участков №4 и №7 в центральной части шахтного поля, от выработок главного направления до «глухих» перемычек, ограждающих отработанное пространство очистных блоков камерной системы, находятся в удовлетворительном состоянии. При вовлечении в отработку оставленных запасов потребуются приведение панельных выработок в безопасное состояние и далее проходка новых подготовительных выработок на разрушенных участках (на рис. 2, с показан участок сопряжения подготовительных и очистных выработок 4-й западной панели, на котором требуется ремонт кровли, козырьков и берм);



Рис. 2. Состояние горных выработок Первого рудника: *a* – транспортный штрек № 1 5-й западной панели; *b* – главный северный конвейерный штрек; *c* – сопряжение подготовительных и очистных выработок 4-й западной панели; *d* – главный южный транспортный штрек № 1

Fig. 2. The state of mining of the First Mine: *a* – transport drift no. 1 from the 5th Western bar; *b* – the main Northern transport drift; *c* – pairing of preparation and cleaning workings of the 4th Western bar; *d* – the main South transport drift

4) выработки главного южного направления на участке за сопряжениями выработок 20-й юго-западной панели закрыты «глухими» перемычками, заскладированы или находятся в неудовлетворительном состоянии. При вовлечении в отработку оставленных запасов на участках № 6, 3, 2, 1 потребуется восстановление погашенных и проходка новых вскрывающих и подготовительных выработок. В подтверждение сказанному на рис. 2, *d* приведено изображение участка главного южного транспортного штрека № 1, на котором произошли отслоение и частичное разрушение берм, разрушение утюгов, пучение почвы до 0,15 м.

Результаты проведенных исследований участков Третьего калийного горизонта Второго рудника. Выявление перспективных к повторной отработке участков шахтного поля. В результате анализа параметров очистных блоков камерной системы с учетом времени выемки на шахтном поле Третьего калийного горизонта Второго рудника были выделены участки № 1–5 (рис. 3). Участки № 4 и № 5, отработанные через выработки главного северо-восточного направления, с точки зрения безопасности ведения горных работ решено не рассматривать, так как в наиболее углубленный и отработанный северо-восточный участок шахтного поля в последние несколько лет закачиваются рассолы.

Оценка объемов оставленных запасов. Методика оценки объемов оставленных запасов полезного ископаемого в целиках на отработанных камерной системой участках Второго рудника отличалась от методики, примененной для расчета объемов оставленных запасов в целиках на отработанных камерной системой участках Первого рудника. В отличие от Второго рудника, по участкам Первого рудника была подробная статистическая информация о величине коэффициента извлечения полезного ископаемого по каждому отработанному блоку. Соответственно потребовалось изменение методики расчета.

Первоначально был произведен расчет площади участков *S*. Далее с учетом ширины очистных ходов, ширины камер, ширины жестких целиков, средней мощности слоев, применения или не применения БВР при ведении выемки полезного ископаемого вычислялись коэффициент извлечения полезного ископаемого ($K_{извл}$) и объем оставленных запасов участка (*V*) в междуходовых и междуканальных целиках:

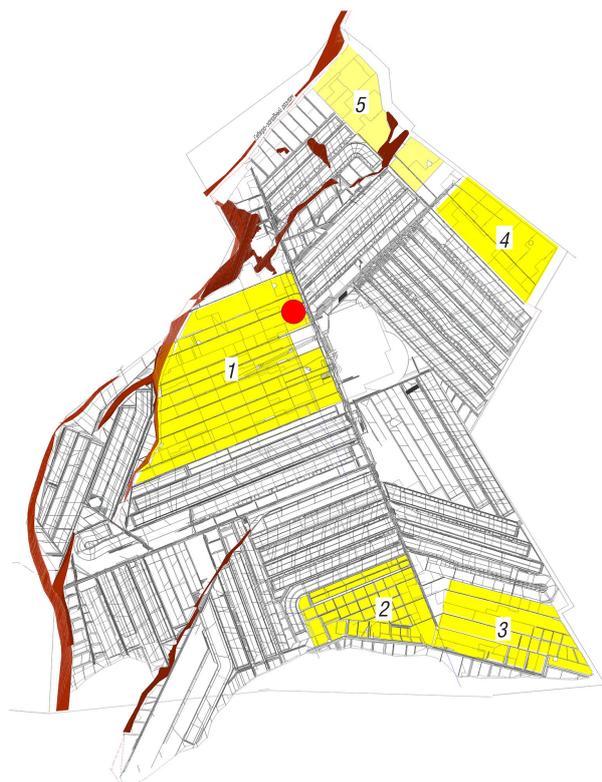


Рис. 3. План горных работ Третьего горизонта Второго рудника с цветовым выделением блоков камерной системы разработки, отработанных 40 лет назад (желтый цвет), и места проведения исследовательской выработки (красная точка)

Fig. 3. The plan of mining operations of the Third Horizon Second Mine, with highlighted areas of the blocks of chamber mining system, developed for more than 40 years ago (in yellow), and places of the exploratory hole (red dot)

ку исходя из большого объема оставленных запасов (более 25 млн т по силвинитовым слоям 2, 3, 4), невысокого коэффициента извлечения (46 %) и достаточно большой средней ширины жестких целиков (8,6 м). Участок доступен для вскрытия из действующих выработок главного направления, и для его отработки потребуются восстановление или проведение новых панельных выработок.

Участок №2 обладает сравнительно небольшим объемом оставленных запасов при коэффициенте извлечения запасов 51 % и средней ширине жестких междукамерных целиков (5,8 м). Данный участок не имеет доступа к действующим выработкам, и для его вскрытия понадобится проведение новых подготовительных выработок.

Участок №3 имеет существенный объем оставленных в целиках запасов, высокий коэффициент извлечения (58 %), небольшую ширину жестких целиков (4,9 м). Он не имеет доступа к действующим выработкам, и для его вскрытия понадобится проведение новых подготовительных выработок.

Если рассматривать участки №2 и №3 отдельно, то их использование для повторной отработки следует признать нецелесообразным. В связи с тем что эти участки являются смежными и могут быть вскрыты одними выработками главного южного направления, то с учетом общего объема оставленных в целиках запасов окончательное решение о возможности совместной отработки этих участков было отложено до уточнения сопутствующих горнотехнических факторов.

Оценка состояния горных выработок. Далее было обследовано состояние капитальных и подготовительных выработок для определения возможности доступа к участкам №1, 2 и 3. По результатам проведенных обследований установлено следующее:

без применения БВР:

$$K_{\text{извл}} = \frac{n_{\text{ход}} \cdot b_{\text{ход}}}{b_{\text{кам}} + b_{\text{жест}}}; \quad (5)$$

с применением БВР:

$$K_{\text{извл}} = \frac{n_{\text{ход}} \cdot b_{\text{ход}} + n_{\text{ход}} \cdot 1,5}{b_{\text{кам}} + b_{\text{жест}}}; \quad (6)$$

$$V = S \cdot m_{\text{ср.2-3}} \cdot \gamma \cdot (1 - K_{\text{извл}}), \quad (7)$$

где $n_{\text{ход}}$ – количество ходов в камере; $b_{\text{ход}}$ – ширина очистного хода, м; $b_{\text{кам}}$ – ширина очистных камер, м; $b_{\text{жест}}$ – ширина жестких целиков, м.

Кроме того, для учета разнообразия примененных технологических параметров выемки использовались еще два показателя – средняя ширина жестких целиков по блокам участка ($b_{\text{жест.ср}}$) и величина стандартного отклонения от среднего значения ширины жестких междукамерных целиков по блокам участка ($\Delta b_{\text{жест.ср}}$), вычисляемые по формулам:

$$b_{\text{жест.ср}} = \sum \frac{b_{\text{жест.}i}}{n}, \quad (8)$$

$$\Delta b_{\text{жест.ср}} = \sum \frac{\left[\frac{b_{\text{жест.ср}} - b_{\text{жест.}i}}{n} \right]}{n}. \quad (9)$$

На основе анализа геолого-маркшейдерской документации и выполненных расчетов сделаны следующие выводы.

Участок №1 является наиболее доступным и перспективным для выемки оставленных запасов. Он может быть вовлечен в отработку

1) действующие выработки главных направлений, располагающиеся в центральной части шахтного поля, находятся в удовлетворительном и хорошем состоянии (например, участок главного северного транспортного штрека, на котором ранее проводился ремонт кровли, козырьков и берм, рис. 4, *a*);

2) выработки главного северного направления находятся в неудовлетворительном состоянии. Для вскрытия оставленных запасов на 5, 7 и 9-й западных панелях участка №1 потребуется проведение новых подготовительных выработок. На рис. 4, *b* показан участок главного северного конвейерного штрека, который находится в неудовлетворительном состоянии. Несмотря на то, что на штреке ранее производился ремонт, видны многочисленные нарушения – заколы и трещины до 0,1 м по козырькам; отслоение берм до 0,2 м, местами вывалы; трещины на утюгах до 0,1 м; почва завалена породой;

3) подготовительные выработки западных панелей № 1, 2, 3 за счет проведения в них ремонтных работ находятся в удовлетворительном и хорошем состоянии. При вовлечении в отработку оставленных запасов в очистных блоках потребуются приведение панельных выработок в безопасное состояние и проходка новых подготовительных выработок на разрушенных участках. На рис. 4, *c* изображен участок конвейерного штрека 3-й западной панели, который находится в удовлетворительном состоянии. Имеют место только заколы по козырькам, шелушение по бермам, а также частичная заштыбовка почвы;

4) в главном южном транспортном штреке и главном южном конвейерном штреке на отдельных участках производился капитальный ремонт, при этом деформация и разрушение выработок продолжается. Участок главного южного конвейерного штрека, находящийся в неудовлетворительном состоянии, показан на рис. 4, *d*. Несмотря на то что ранее штрек восстанавливался, в настоящее время наблюдаются частичное разрушение утюгов, прогиб кровли около 0,1 м и заштыбовка почвы породой. Остальные выработки главного южного направления находятся в разрушенном состоянии.

В связи с выявленной неблагоприятной ситуацией с выработками южного направления смежно расположенные участки №2 и №3 были оценены как неперспективные к отработке оставленных запасов.

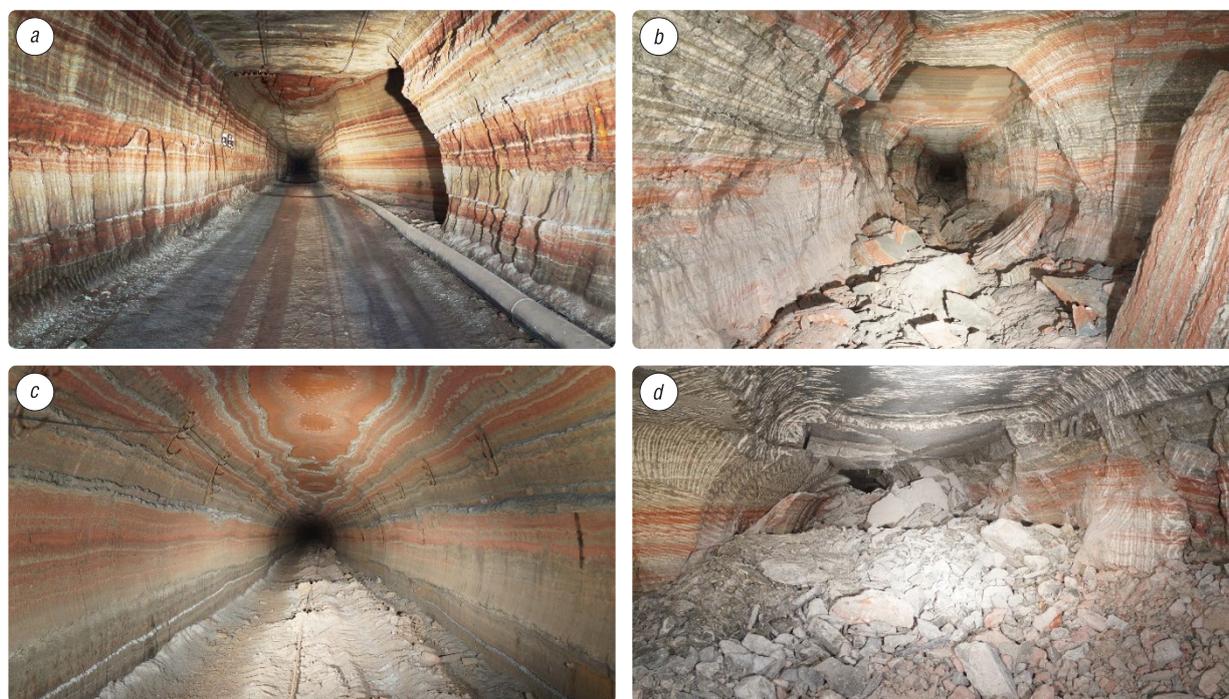


Рис. 4. Состояние горных выработок Второго рудника: *a* – главный северный транспортный штрек, западный ход; *b* – главный северный конвейерный штрек; *c* – конвейерный штрек 3-й западной панели; *d* – главный южный конвейерный штрек

Fig. 4. State of mining of the Second Mine: *a* – the Main Northern transport drift (west); *b* – the Main Northern pipeline drift; *c* – conveyor drift (third Western bar); *d* – the Main South

Результаты визуальных и инструментальных наблюдений особенностей деформирования междуходовых и междукамерных целиков в очистных камерах. Приведенные в предыдущих разделах статьи исследования по оценке объемов и состояния оставленных запасов полезного ископаемого, отработанных камерной системой разработки, ожидаемой степени их нарушенности, характера деформирования жестких и податливых целиков в очистных камерах были выполнены преимущественно на основе анализа геолого-маркшейдерской документации. Для того чтобы убедиться в соответствии полученных теоретических результатов фактическому горнотехническому состоянию исследуемых участков шахтных полей, а также более полно и достоверно оценить возможность выемки запасов на выделенных участках, было выполнено визуально-инструментальное исследование степени деформирования и разрушения междуходовых и междукамерных целиков в очистных камерах участка №1 рудника №2, вскрытых двумя исследовательскими выработками. Исследовательские выработки проводились с главного северного вентиляционного штрека перпендикулярно по отношению к очистным ходам блока 51. План очистных камер блока 51 на 5-й западной панели в месте проведения исследовательских выработок приведен на рис. 5, *a*.

Исследовательской выработкой №2 было выполнено пересечение очистных ходов камеры №5 и вскрытие первого очистного хода камеры №6. На рис. 5, *b* приведен общий вид на забой и состояние исследовательской выработки №2, пересекающей очистные ходы камер. По удовлетворительному состоянию исследовательской выработки №2, вскрывшей очистные камеры блока №51, подтверждена возможность вскрытия оставленных запасов в камерных системах

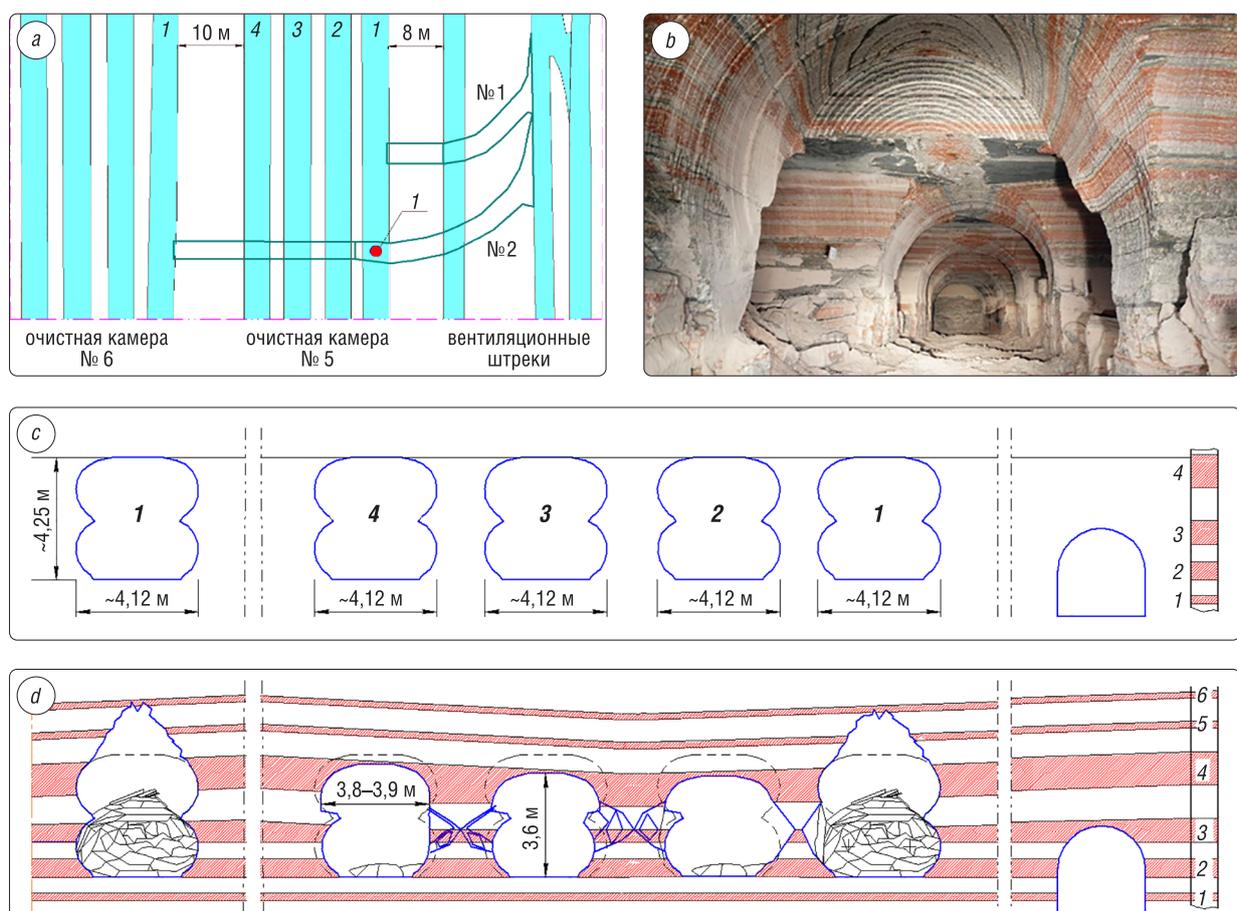


Рис. 5. Исследование характера деформирования целиков и отработанных очистных камер участка №1 Второго рудника: *a* – план исследовательских выработок; *b* – вид на забой исследовательской выработки №2 из точки 1; *c* – состояние очистных ходов и целиков на момент отработки блока в 1970 г.; *d* – состояние очистных ходов и целиков в настоящее время

Fig. 5. Investigation of the nature of the deformation of pillars and waste treatment section chambers no. 1 of the Second Mine: *a* – workings research plan; *b* – face view of the exploratory hole no. 2 from point 1; *c* – the condition of treatment courses and pillar mining at the time of the unit in 1970; *d* – a state clearing passages and pillars at the moment

разработки выработкой с привязкой кровли в 4-м сильвинитовом слое при удовлетворительном состоянии кровли в ходах очистных камер. На рис. 5, с показано изначальное состояние очистных ходов и целиков на момент отработки блока в 1970 г.

Общий характер разрушения податливых целиков и состояние очистных ходов в сечении исследовательской выработки №2 представлены на рис. 5, d. В ходе исследования установлено, что кровля первых очистных ходов камер №5 и 6 обрушена до свода естественного равновесия под 6-й сильвинитовый слой, что, вероятнее всего, связано с очередностью их проходки и влиянием жестких целиков в одном из бортов выработок. Кровля очистных ходов камер №2–4 находится в удовлетворительном состоянии. Высота очистных ходов четырех ходовых камер, пройденных более 45 лет назад, уменьшилась с 4,2 м до 3,6 м, а ширина – с 4,12 м до 3,0–3,8 м с разрушением берм и козырьков в некоторых очистных ходах. Междуходовые целики в очистных ходах разрушены по ширине до 0,3 м и сдавлены по высоте до 0,8 м, следовательно, на эту же величину в этом районе опущены и слои 4, 4–5, 5.

Между очистными ходами наблюдается классический характер деформирования и расслоения податливых целиков по диагональным трещинам при удовлетворительном состоянии в верхней сводчатой их части на пересечении с исследовательской выработкой. Состояние междуходовых целиков можно охарактеризовать как неудовлетворительное, что потребует некоторых корректив в отношении привязки кровли выработок при вскрытии оставленных запасов. По состоянию междуходовых целиков в камерах можно сделать заключение, что размещение подготовительных выработок в таких условиях нерационально, так как в зоне влияния опорного давления очистного забоя безопасное состояние контура выработки не обеспечивается. Следовательно, подготовительные выработки очистных столбов, отрабатывающих оставленные запасы в междуходовых и междуканальных целиках, должны размещаться в междупанельных или междублоковых целиках. Из состояния вскрытых очистных ходов камер следует, что выемку оставленных запасов в междуканальных и междуходовых целиках требуется проводить на полную мощность (на высоту очистных ходов) для обеспечения нормальной работы механизированной крепи и безопасности выполнения работ.

Возможные способы выемки оставленных запасов Третьего калийного горизонта по подработанному камерной системой 4-му сильвинитовому слою и слоям 2, 2–3, 3 в междуканальных целиках.

По результатам исследования было предложено несколько способов выемки оставленных запасов, разработанных с учетом требований нормативных документов, действующих в ОАО «Беларуськалий» («Инструкция по охране и креплению горных выработок на Старобинском месторождении», «Инструкция по применению систем разработки на Старобинском месторождении», обе приняты в 2018 г.). Наиболее простым и возможным вариантом выемки оставленных в жестких целиках запасов по сильвинитовым слоям 2 и 3 при хорошем и удовлетворительном состоянии подготовительных и очистных выработок (например, участок 3 Первого рудника) является применение камерной системы разработки с повторным использованием конвейерного и транспортного штреков в качестве стартовых, с которых в отступающем порядке производится проходка очистных ходов перпендикулярно ранее отработанным камерам (рис. 6). При этом жесткие и податливые ленточные целики камер превратятся в столбчатые.

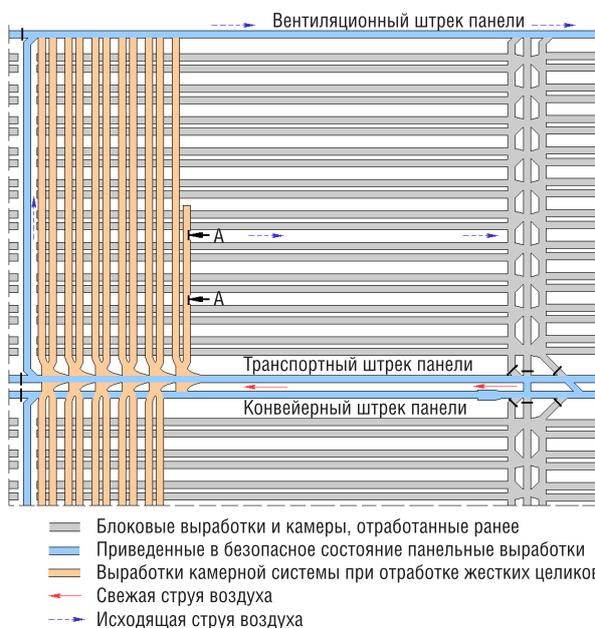


Рис. 6. Вариант отработки оставленных в жестких целиках запасов по слоям 2, 2–3, 3 камерной системой (без выемки 4-го сильвинитового слоя)

Fig. 6. Option of mineral reserves mining, left in the rigid pillars, by layers 2, 2–3, 3, using application of chamber mining system (without extraction of the 4th silvinitic layer)

Необходимо отметить, что скорость деформации «кровля–почва» очистных ходов при столбчатых целиках может быть повышенной, поэтому добычной комбайн должен иметь возможность отгона по выработке с учетом уменьшения первоначально проводимой высоты на 10–15 см, либо при проходке необходимо будет выполнять поддир почвы на 15–20 см в первой половине очистных ходов. Такая технологическая схема не потребует большого объема подготовительных работ по приведению в безопасное состояние панельных выработок и позволит извлечь до 45–50 % оставленных запасов по сильвинитовым слоям 2 и 3.

При достаточной длине панели (более 1,2–1,5 км) и однонаправленном положении очистных камер в блоках возможна более полная выемка оставленных запасов с использованием столбовой системы разработки. В этом случае должны проводиться новые панельные выработки в ближайших к штрекам жестких целиках, монтироваться лавы высотой 2,3–3,0 м (на высоту очистных камер) и осуществляться выемка целиков

вдоль отработанных ранее очистных камер обратным порядком (рис. 7). Коэффициент извлечения оставленных запасов при выемке лавами может составлять до 75–85 %.

Способ отработки лавой оставленных запасов по 4-му сильвинитовому слою, подработанных камерной системой с податливыми целиками на участках 1 и 2 Первого рудника, представлен на рис. 8. Наилучшим для выемки подработанного 4-го сильвинитового слоя является вариант с полным разрушением податливых целиков и полностью задавленным состоянием очистных ходов. Технология подготовки и отработки запасов в этом случае аналогична однослойным лавам.

Если производить выемку оставленных запасов валовым способом согласно рис. 8, то качество руды из забоя будет варьироваться в пределах 18–22 %. Для повышения качества руды можно применить селективную выемку со складированием каменной соли из слоя 3–4 в отработанное пространство и двухэтапный очистной цикл. На первом этапе режущими органами комбайна диаметром 1,2–1,3 м

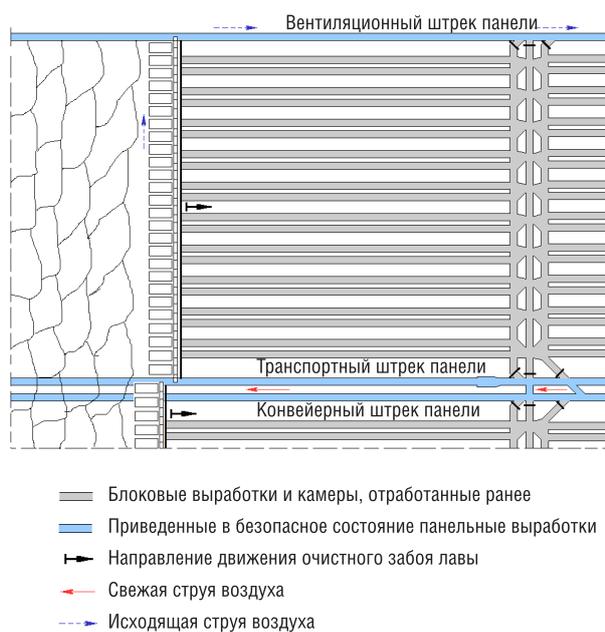


Рис. 7. Вариант отработки оставленных в жестких целиках запасов по слоям 2, 2–3, 3 столбовой системой (без выемки 4-го сильвинитового слоя)

Fig. 7. Option of mining of mineral reserves, left in the rigid pillars, by layers 2, 2–3, 3, using a system of extraction long clearing faces (without extraction of the 4th silvinitic layer)

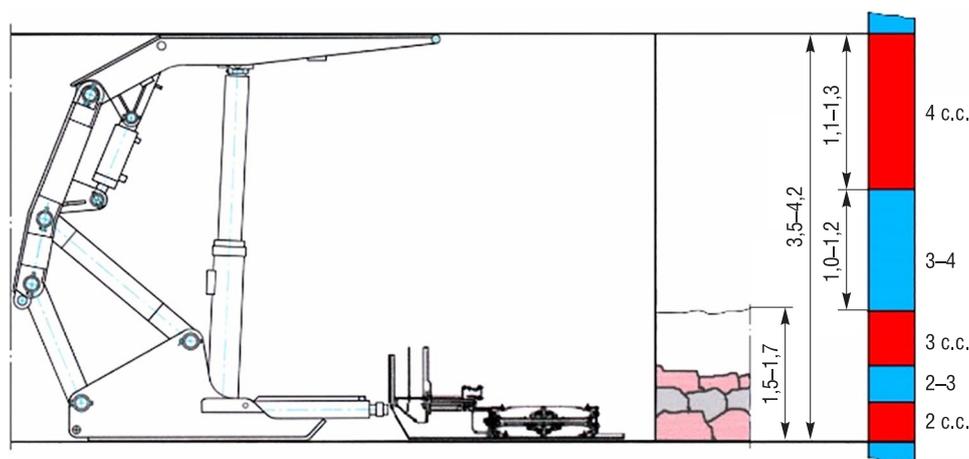


Рис. 8. Вариант отработки оставленных запасов валовым способом
 Fig. 8. Option of working off the remaining reserves in the gross way

должна производиться отбойка слоя каменной соли 3–4 и складирование его метателями в отработанное пространство. На втором этапе верхним режущим органом комбайна осуществляется выемка 4-го сильвинитового слоя, нижним режущим – по сильвинитовым слоям 2 и 3 с последующей задвижкой забойного конвейера. В этом случае содержание хлористого калия в руде можно повысить до 26–30 %.

Предлагаемый вариант вовлечения в отработку оставленного 4-го сильвинитового слоя может использоваться и при жестких целиках, а также в случае выемки лавой оставленных в жестких целиках запасов по сильвинитовым слоям 2, 3 и 4 с высотой очистных камер, захватывающих все балансовые слои Третьего промышленного пласта. При разрушенных податливых целиках и полностью задавленном состоянии очистных ходов в камерах отработку оставленного 4-го сильвинитового слоя можно выполнить по стандартной технологии для однослойных лав, применяемой на рудниках ОАО «Беларуськалий».

Таким образом, установлена возможность выемки оставленных запасов Третьего калийного горизонта, отработанных более 40 лет назад камерной системой, на отдельных участках шахтных полей Первого и Второго рудников общим объемом более 57 млн т. Разработаны принципиальные технологические схемы отработки указанных запасов. При этом выявлено, что до начала выемки этих запасов потребуется выполнение большого объема работ по проведению и ремонту подготовительных выработок, а для выполнения очистных работ с использованием столбовой системы разработки потребуется использование комбайнов, предназначенных для выемки пластов большой мощности.

Заключение. Разработана методика обоснования технологической возможности и целесообразности выемки оставленных запасов Третьего калийного горизонта, отработанных более 40 лет назад камерной системой на рудниках ОАО «Беларуськалий», с поддержанием в безопасном состоянии подземных горнотехнических сооружений и выработок. Методика включает выявление путем изучения геолого-маркшейдерской документации участков с оставленными запасами в пределах шахтных полей; расчет объемов и качественных показателей оставленных запасов на этих участках; оценку возможности повторного использования выработок, имеющих непосредственный доступ к рассматриваемым запасам, а также проведения и поддержания в безопасном состоянии новых подготовительных выработок; определение состояния оставленных запасов полезного ископаемого, степень их нарушенности, особенностей геомеханических процессов в породном массиве и наличия опасных нарушений в зоне выработанного пространства, характера деформирования жестких и податливых целиков в очистных камерах с применением методов инструментально-визуального обследования, в том числе с использованием вскрывающих исследовательских выработок; разработку технологических схем отработки оставленных запасов, которая должна осуществляться с учетом технических характеристик очистных и проходческо-очистных комплексов.

Согласно разработанной методике выполнена оценка возможности и целесообразности выемки оставленных запасов Третьего калийного горизонта по подработанным более 40 лет назад камерной системой 4-му сильвинитовому слою и слоям 2, 2–3, 3 в междуканальных целиках на участках Первого и Второго рудников. Получены данные по особенностям формирования напряженно-деформированного состояния и разрушения горных пород на исследуемых участках шахтного поля, устойчивости выработанного пространства, характеру деформирования и разрушения целиков и горных выработок, эффективности принятых ранее мер защиты подземных сооружений. В результате исследования установлена целесообразность (с точки зрения имеющихся запасов) выемки оставленных запасов на участках, отработанных ранее камерной системой, с общим объемом более 57 млн т. При этом непосредственный доступ к очистным блокам на рудниках имеют только два участка – №3 на Первом руднике и №1 на Втором руднике, при условии выполнения определенного объема ремонтно-восстановительных работ. Доступ к оставленным запасам на остальных участках рудников потребует проведения новых капитальных и подготовительных выработок. Установлена также технологическая возможность на исследованных участках выемки оставленных запасов лавами или камерной системой. По результатам исследования разработаны ресурсосберегающие способы повторной отработки оставленных запасов, обеспечивающие высокую степень извлечения полезного ископаемого, безопасность ведения горных работ и поддержание горных выработок в безопасном состоянии в течение всего периода отработки.

Список использованных источников

1. Шаманин, А. В. Краткий обзор и классификация технологических схем отработки калийных пластов Старобинского месторождения / А. В. Шаманин // Горная механика и машиностроение. – 2008. – № 3. – С. 93–100.
2. Перспективные технологические схемы подготовки и отработки третьего калийного пласта на шахтном поле Краснослободского рудника / И. И. Головатый [и др.] // Горная механика и машиностроение. – 2014. – № 3. – С. 24–35.
3. Зубов, В. П. Совершенствования систем разработки третьего калийного пласта на рудниках ПО «Беларуськалий» / В. П. Зубов, А. Д. Смычник, В. М. Кириенко // Записки Горного института. – 2006. – Т. 168. – С. 15–18.
4. Сиренко, Ю. Г. Выбор рациональных параметров технологических схем отработки третьего калийного пласта на полную мощность по геомеханическому фактору / Ю. Г. Сиренко // Наука, техника и образование. – 2015. – № 4. – С. 23–26.
5. К вопросу о доизвлечении запасов сильвинитовых руд в условиях Старобинского месторождения / Ю. Г. Сиренко [и др.] // Горная механика. – 2004. – № 1–2. – С. 28–30.
6. Ковальский, Е. Р. Извлечение полезного ископаемого из целиков / Е. Р. Ковальский // Сборник научных трудов Sworld. – 2012. – Т. 8, № 4. – С. 44–49.
7. Мозер, С. П. Методические подходы к расчету целиков при разработке мощных соляных месторождений / С. П. Мозер, Е. Р. Ковальский // Освоение минеральных ресурсов Севера: проблемы и решения: тр. 10-й Междунар. науч.-практ. конф. – Воркута, 2012. – Т. 1. – С. 86–90.
8. Экспериментальные и теоретические исследования длительной устойчивости несущих элементов камерной системы разработки калийных пластов / В. А. Асанов [и др.] // Вестн. Перм. науч. центра Урал. отд-ния Рос. акад. наук. – 2017. – № 1. – С. 8–14.
9. Валишевский, К. А. Анализ состояния междуканальных целиков при отработке сильвинитовых пластов Верхнекамского калийного месторождения / К. А. Валишевский, Е. М. Балакирев // Стратегия и процессы освоения георесурсов: материалы ежегод. науч. сессии Горн. ин-та УрО РАН по результатам НИР в 2004 г. – Пермь, 2005. – С. 225–227.

References

1. Shamanin A. V. Brief overview and classification of technological schemes of potash layers mining of Starobin Deposit. *Gornaya mekhanika i mashinostroenie = Mining Mechanical Engineering and Machine-Building*, 2008, no. 3, pp. 93–100 (in Russian).
2. Golovaty I. I., Petrovskii A. B., Petrovskii Yu. B., Prushak V. Ja., Petrovskii B. I., Polyakov A. L., Garnishevskii A. A. Long-term manufacturing schemes of the development and mining the Third potash seam in the mine field of the Krasnoslobodsky mine. *Gornaya mekhanika i mashinostroenie = Mining Mechanical Engineering and Machine-Building*, 2014, no. 3, pp. 24–35 (in Russian)
3. Zubov V. P., Smychnik A. D., Kirienko V. M. Improving the development system of the third potash seam at the mines of JSC “Belaruskali”. *Zapiski Gornogo instituta = Journal of Mining Institute*, 2006, vol. 168, pp. 15–18 (in Russian).
4. Sirenko Yu. G. Selection of rational parameters of technological schemes of the third potash reservoir at full capacity by geo-mechanical factor. *Nauka, tekhnika, obrazovanie = Science, Technology and Education*, 2015, no. 4, pp. 23–26 (in Russian).
5. Sirenko Yu. G., Koval’skii E. R., Blokhin S. L., Shabun V. I. Concerning extraction of potash ore in conditions of deposit Starobinskoe. *Gornaya mekhanika [Mining Mechanics]*, 2004, no. 1–2, pp. 28–30 (in Russian).
6. Koval’skij E. R. Pillars extraction. *Sbornik nauchnykh trudov Sworld [Collection of Scientific Papers Sworld]*, 2012, vol. 8, no. 4, pp. 44–49 (in Russian).
7. Mozer S. P., Koval’skij E. R. Methodical approaches to calculation of pillars dimensions for conditions of thick salt deposits. *Osvoenie mineral’nykh resursov Severa: problemy i resheniya: trudy 10-i Mezhdunarodnoi nauchno-prakticheskoi konferentsii. T. 1 [Development of mineral resources of the North: problems and solutions: Proceedings of the 10th International Scientific and Practical Conference. Vol. 1]. Vorkuta, 2012, pp. 86–90 (in Russian).*
8. Asanov V. A., Pankov I. L., Evseev A. V., Lobanov C. Yu., Lomakin I. S. Experimental and theoretical research of long term stability of load-carrying elements of the room-and-pillar system of potash beds. *Vestnik Permskogo nauchnogo centra Ural’skogo otdeleniya Rossiiskoi akademii nauk [Bulletin of the Perm Scientific Center of the Ural Branch of the Russian Academy of Sciences]*, 2017, no. 1, pp. 8–14 (in Russian).
9. Valishevskii K. A., Balakirev E. M. Analysis of the state of interchamber pillars during mining of sylvinite layers of the Verkhnekamsk potash deposit. *Strategiya i protsessy osvoeniya georesursov: materialy ezhegodnoi nauchnoi sessii Gornogo instituta UrO RAN po rezul’tatam NIR v 2004 g. [Strategy and processes of development of geo-resources: materials of the annual scientific session of the Mining Institute of the Ural Branch of the Russian Academy of Sciences based on the results of research in 2004]. Perm, 2005, pp. 225–227 (in Russian).*

Информация об авторах

Головатый Иван Иванович – генеральный директор, ОАО «Беларуськалий» (ул. Коржа, 5, 223710, Солигорск, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: belaruskali.office@kali.by

Петровский Андрей Борисович – заместитель главного инженера по горным работам, ОАО «Беларуськалий» (ул. Коржа, 5, 223710, Солигорск, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: belaruskali.office@kali.by

Прушак Виктор Яковлевич – член-корреспондент Национальной академии наук Беларуси, доктор технических наук, профессор, директор, Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством (ул. Козлова, 69, 223710, Солигорск, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: ipr@sipr.by

Information about the authors

Ivan I. Golovaty – General Director, JSC “Belaruskali” (5, Korzh Str., 223710, Soligorsk, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: belaruskali.office@kali.by

Andrey B. Petrovskij – Deputy Chief Engineer for Mining, JSC “Belaruskali” (5, Korzh Str., 223710, Soligorsk, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: belaruskali.office@kali.by

Viktor Y. Prushak – Corresponding Member of the National Academy of Sciences of Belarus, D. Sc. (Engineering), Professor, Director, Soligorsk Institute of Resource Saving Problems with Pilot Production (69, Kozlov Str., 223710, Soligorsk, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: ipr@sipr.by

УЧЕНЫЕ БЕЛАРУСИ
SCIENTISTS OF BELARUS

СЕРГЕЙ МИХАЙЛОВИЧ КОСТРОМИЦКИЙ

(К 65-летию со дня рождения)

26 ноября исполнилось 65 лет члену-корреспонденту Национальной академии наук, доктору технических наук, профессору, ученому в области радиофизики Сергею Михайловичу Костромицкому.

Родился Сергей Михайлович в 1954 г. в г. Харьков (Украина). В 1977 г. окончил с отличием и золотой медалью Минское высшее инженерное зенитное ракетное училище. В 1972–1998 гг. он служил в Вооруженных Силах СССР и Республики Беларусь. В 1982 г. поступил в адъюнктуру Минского высшего инженерного зенитного ракетного училища, где начал свою научно-исследовательскую деятельность, сформировался как ученый, определил направления своих научных исследований: радиофизика и адаптивная пространственно-временная обработка сигналов. С 1989 по 1998 г. Сергей Михайлович возглавлял кафедру радиотехнических систем вооружения Военной академии Республики Беларусь. После увольнения из рядов Вооруженных Сил в 1998 г. С. М. Костромицкий стал заместителем директора по научной работе унитарного республиканского предприятия «СКБ Камертон» (1998–2006). Работая на предприятии, он одновременно являлся заведующим лабораторией компьютерного моделирования Института прикладной физики НАН Беларуси (1999–2003), профессором Военной академии Республики Беларусь (1998–2004), ведущим научным сотрудником научно-исследовательской части Военной академии Республики Беларусь (2004–2008). За большой личный вклад в развитие науки, постоянные и всесторонние связи с академией, способствующие совершенствованию научных исследований и подготовке высококвалифицированных специалистов для войск и научных кадров, международной и межотраслевой интеграции С. М. Костромицкому в 2009 г. присвоено звание «Почетный ученый Военной академии Республики Беларусь».



Большое значение для науки имеет личный вклад Сергея Михайловича. Он разработал теорию и принципы построения многолучевых адаптивных антенных решеток, применяемых в системах передачи информации, радиолокации и концентрации сверхвысокочастотных (СВЧ) электромагнитных полей. Изучил физические свойства известного явления фокусировки СВЧ-энергии с переизлучением на основе обращения волнового фронта, теоретически и экспериментально оценил перспективы и способы его практического использования в задачах направленной передачи СВЧ-энергии, радиолокации и системах передачи информации. Определил количественные характеристики эффективности автокогерентной пространственной обработки сигналов на больших и сверхбольших апертурах. Результаты данных исследований легли в основу кандидатской и докторской диссертаций Сергея Михайловича, которые он успешно защитил в 1985 и 1993 гг.

В 2006 г. Сергей Михайлович стал директором научно-производственного республиканского унитарного предприятия «КБ Радар» (с 2011 – ОАО «КБ Радар» – управляющая компания холдинга «Системы радиолокации»), был Генеральным конструктором Республики Беларусь по средствам радиолокации, радио- и радиотехнической разведки и радиоэлектронной борьбы.

Будучи директором предприятия, внес весомый вклад в разработку отечественных радиолокационных станций и систем радиоэлектронной борьбы, руководил разработкой 14 образцов продукции «КБ Радар», стоящих на вооружении в Республике Беларусь, среди которых – радиолокационные станции «Восток», «Роса», системы постановки помех навигационной аппаратуре GPS и ГЛОНАСС и др. За успехи в области разработки и производства радиотехнических систем различного назначения в 2014 г. ученый награжден Орденом Почета Республики Беларусь. Высокий научный уровень выполненных разработок получил признание и в научных кругах: в 2014 г. Сергей Михайлович стал членом-корреспондентом Национальной академии наук Беларуси.

С 2016 г. Сергей Михайлович концентрируется на научных разработках. Ученый выступил инициатором создания научно-производственного предприятия «Центр радиотехники Национальной академии наук Беларуси», которое возглавил в 2016 г. Центр занимается фундаментальными и прикладными проблемами радиолокации и радиолокационной борьбы, научно-техническими разработками военного и двойного назначения. Новейшие разработки центра могут применяться в самых различных областях. Актуальными проблемами, над решением которых работают сотрудники центра, являются защита важных наземных и надводных объектов, разработка устройств для подавления помех и т. д. Внимание ученого сконцентрировано на перспективных направлениях, которые отличаются научной новизной, имеют высокий уровень экономической эффективности, экспортный потенциал. Центр радиотехники успешно выполнил ряд международных контрактов, проводит научные изыскания и разработки по заказам Китая, Турции и других стран. Это позволяет развивать научно-технический потенциал предприятия и совершенствовать отечественную науку. С. М. Костромицкий – член российского Вневедомственного экспертного совета по вопросам Воздушно-космической сферы.

Ученый является автором более 170 научных трудов, в том числе 4 монографий, 20 авторских свидетельств, целый ряд опытно-конструкторских работ получил реализацию в производстве.

Много времени Сергей Михайлович уделяет подготовке научных кадров: он подготовил 10 кандидатов наук. В Центре радиотехники Национальной академии наук Беларуси стараются поддержать и удержать перспективных специалистов, создают условия, чтобы они могли проявить свои лучшие качества. Также ученый является членом Совета по защите диссертаций Белорусского государственного университета информатики и радиоэлектроники и экспертного совета Высшей аттестационной комиссии Беларуси.

Свободное владение английским языком позволяет ученому не только знакомиться с последними достижениями мировой науки, но и представлять успехи белорусской науки на международном уровне, развивать плодотворное научное сотрудничество с организациями за рубежом. Сергей Михайлович неоднократно принимал участие в работе международных научных конференций.

Ученый является членом редакционных советов и коллегий отечественных и зарубежных научных изданий («Воздушно-космическая сфера», Россия; «Наука и техника Воздушных Сил Вооруженных Сил Украины» и др.), выступает активным популяризатором белорусской науки в изданиях для широкой аудитории.

Поздравляем Сергея Михайловича с 65-летием и сердечно желаем ему крепкого здоровья, творческих свершений и открытий, счастья и благополучия.

*Отделение физико-технических наук НАН Беларуси
Редколлегия журнала «Весці НАН Беларусі. Серыя фізіка-тэхнічных навук»
Центр радиотехники НАН Беларуси*