

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

ВЕСЦІ

НАЦЫЯНАЛЬнай АКАДЭМІі НАВУК БЕЛАРУСІ

СЕРЫЯ ФІЗІКА-ТЭХНІЧНЫХ НАВУК. 2021. Т. 66, № 4

ИЗВЕСТИЯ

НАЦИОНАЛЬНОЙ АКАДЕМИИ НАУК БЕЛАРУСИ

СЕРИЯ ФИЗИКО-ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК. 2021. Т. 66, № 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, Республика 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, Республика Беларусь
(заместитель главного редактора)

И. А. Старостина (ведущий редактор журнала)

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

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

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

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

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

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

ИЗВЕСТИЯ НАЦИОНАЛЬНОЙ АКАДЕМИИ НАУК БЕЛАРУСИ.

Серия физико-технических наук. 2021. Т. 66, №4

Выходит на русском, белорусском и английском языках

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

Подписано в печать 21.12.2021. Выход в свет 28.12.2021. Формат 60×84 1/8. Бумага офсетная.
Печать цифровая. Усл. печ. л. 14,88. Уч.-изд. л. 16,4. Тираж 74 экз. Заказ 286.
Цена номера: индивидуальная подписка – 12,51 руб., ведомственная подписка – 29,60 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»,
Вестці Нацыянальнай акадэміі навук Беларусі. Серыя фізіка-тэхнічных навук, 2021

PROCEEDINGS OF THE NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF BELARUS

PHYSICAL-TECHNICAL SERIES, 2021, vol. 66, no. 4

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

Issued four times a year

Founder is the National Academy of Sciences of Belarus

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

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

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

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

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, Republic
of Belarus (*Associate Editor-in-Chief*)

Irina A. Starostsina (*lead editor*)

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

PROCEEDING OF THE NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF BELARUS.

Physical-technical series, 2021, vol. 66, no. 4

Printed in Russian, Belarusian and English languages

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

It is sent of the press 21.12.2021. Appearance 28.12.2021. Format 60×84 1/8. Offset paper. The press digital.

Printed pages 14,88. Publisher's signatures 16,4. Circulation 74 copies. Order 286.

Number price: individual subscription – 12,51 byn., departmental subscription – 29,60 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, 2021

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

СОДЕРЖАНИЕ

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ, МЕТАЛЛУРГИЯ

- Марков Г.В., Волочко А.Т., Залесский В.Г., Мельник Н.Ю.** Корреляция радиуса катодного пятна вакуумной дуги металлов и размера генерируемых микрокапель 391
- Девойно О.Г., Горбунов А.В., Горбунова В.А., Володько А.С., Коваль В.А., Яцкевич О.К., Галиновский А.А.** Определение возможности модернизации системы на основе дугового плазматрона для газотермического напыления керамических материалов с использованием топливного вихревого интенсификатора. Часть I: Термодинамическое моделирование параметров эффективности системы *(на английском языке)* 399

МАШИНОСТРОЕНИЕ, МЕХАНИКА

- Быков К.Ю., Качанов И.В., Шаталов И.М.** Силовой режим осесимметричного скоростного комбинированного выдавливания биметаллических дорожных резцов 411
- Чижик С.А., Журавков М.А., Петровский А.Б., Прушак В.Я., Пузанов Д.А.** Критерии предельного состояния и прочностные характеристики повторно обрабатываемых массивов горных пород *(на английском языке)* 420
- Козерук А.С., Сухоцкий А.А., Диас Гонсалес Р.О., Филонова М.И., Кузнечик В.О., Али-задэ Э.Р.** Моделирование закономерностей формообразования конических поверхностей 430

ЭНЕРГЕТИКА, ТЕПЛО- И МАССООБМЕН

- Василевич С.В., Малько М.В., Дегтерев Д.В., Асадчий А.Н.** Каталитические свойства композитного материала на основе белорусских доломитов по отношению к процессу разложения пиролизной смолы 440
- Ольшанский А.И., Марущак А.С.** Кинетика тепловлагодпереноса и температура в процессе сушки тканей 449
- Менжинский А.Б., Малашин А.Н., Каледа А.Е.** Методика параметрического анализа электрических генераторов возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами 458

РАДИОЭЛЕКТРОНИКА, ПРИБОРОСТРОЕНИЕ

- Рудиков С.И., Цветков В.Ю., Шкадаревич А.П.** Уменьшение динамического диапазона инфракрасных изображений на основе адаптивного выравнивания, растяжения и сжатия гистограммы 470
- Крень А.П.** Определение пластичности металлов ударным вдавливанием сферического индентора 483

ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ

- Емельяненко Е.В., Петкевич М.Н., Тарутин И.Г.** Методика и аппаратные средства оценки количественных характеристик ПЭТ-изображений при исследовании динамических объектов 496
- Золотарев С.А., Венгринович В.Л., Смагин С.И.** Итерационная томография труб в процессе эксплуатации *(на английском языке)* 505

CONTENTS**MATERIALS ENGINEERING, METALLURGY**

- Markov G. V., Volochko A. T., Zaleski V. G., Melnik N. Yu.** Correlation of radius of cathode spot of vacuum arc of metals on the size of generated droplets 391
- Devoino O. G., Gorbunov A. V., Gorbunova V. A., Volod'ko A. S., Koval V. A., Yatskevich O. K., Halinowski A. A.** Characterization of opportunity for upgrading of the system based on arc plasma torch for thermal spaying of ceramic materials, by means of use of fuel vortex intensifier. Part I: Thermodynamic modeling of the system efficiency parameters 399

MECHANICAL ENGINEERING AND MECHANICS

- Bykov K. Yu., Kachanov I. V., Shatalov I. M.** Power mode of axisymmetric high-speed combined extrusion of bimetallic road milling picks 411
- Chizhik S. A., Zhuravkov M. A., Petrovskiy A. B., Prushak V. Ya., Puzanov D. A.** Ultimate state criteria and strength characteristics of the rock massifs being undermined repeatedly 420
- Kozeruk A. S., Sukhotsky A. A., Diaz González R. O., Filonova M. I., Kuznechik V. O., Ali-zade E. R.** Modeling of formation regularities of conical surfaces 430

POWER ENGINEERING, HEAT AND MASS TRANSFER

- Vasilevich S. V., Malko M. V., Degterov D. V., Asadchyi A. N.** Catalytic properties of a composite material based on belarusian dolomites in relation to the decomposition of pyrolysis tar 440
- Ol'shanskii A. I., Marushchak A. S.** Heat and moisture transfer kinetics and temperature during drying of fabrics 449
- Menzhinski A. B., Malashin A. N., Kaleda A. E.** Method of parametric analysis of reciprocating electric generators with permanent magnets 458

RADIOELECTRONICS, INSTRUMENT-MAKING

- Rudikov S. I., Tsviatkou V. Yu., Shkadarevich A. P.** Dynamic range reduction of infrared images based on adaptive equalization, stretch and compression of histogram 470
- Kren A. P.** Determination of the plasticity of metals by impact indentation of a spherical indenter 483

INFORMATION TECHNOLOGIES AND SYSTEMS

- Emelyanenko E. V., Piatkevich M. N., Tarutin I. G.** Methodology and hardware for assessing the quantitative characteristics of PET images in the study of dynamic objects 496
- Zolotarev S. A., Vengrinovich V. L., Smagin S. I.** Iterative tomography of pipes during operation 505

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ, МЕТАЛЛУРГИЯ**MATERIALS ENGINEERING, METALLURGY**УДК 621.793
<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-391-398>Поступила в редакцию 13.10.2021
Received 13.10.2021**Г. В. Марков, А. Т. Волочко, В. Г. Залесский, Н. Ю. Мельник***Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь***КОРРЕЛЯЦИЯ РАДИУСА КАТОДНОГО ПЯТНА ВАКУУМНОЙ ДУГИ МЕТАЛЛОВ И РАЗМЕРА ГЕНЕРИРУЕМЫХ МИКРОКАПЕЛЬ**

Аннотация. Получено простое соотношение для оценки радиуса катодного пятна вакуумной дуги чистых металлов, и на его основе установлена корреляционная связь между радиусом катодного пятна и размерами микрокапель, генерируемых катодным пятном, что позволяет находить пути их уменьшения в плазменном потоке, который формирует покрытия вакуумным электродуговым методом. Представлены результаты экспериментального исследования размеров микрокапель, генерируемых катодным пятном вакуумной дуги, для сплава состава, в ат.-%: 68Al–8Cr–4Nb–20Si, в зависимости от силы тока вакуумной дуги i_d . Размер и количество капельной фазы на площади в 1 мм² поверхности покрытия определены с помощью программы ImageSP. В качестве исходных данных использовали микроструктуры покрытий с увеличением: $\times 100$, $\times 200$, $\times 500$, $\times 1000$, $\times 1500$. Установлено, что больше всего генерируется микрокапель диаметром < 2 мкм, а меньше всего – диаметром > 10 мкм. Количество генерируемых микрокапель диаметром от 2 до 10 мкм незначительно зависит от i_d . Отмечено, что диаметр микрокапель сплава меньше, чем диаметр микрокапель, генерируемых катодным пятном на его компонентах, за счет того, что радиус катодного пятна на сплаве меньше, чем радиус катодного пятна на его чистых компонентах.

Ключевые слова: покрытия, микрокапли, катодное пятно, вакуумная дуга, катод

Для цитирования: Корреляция радиуса катодного пятна вакуумной дуги металлов и размера генерируемых микрокапель / Г. В. Марков [и др.] // Вест. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2021. – Т. 66, №4. – С. 391–398. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-391-398>

Gennady V. Markov, Alexander T. Volochko, Vitali G. Zaleski, Natalia Yu. Melnik*Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus***CORRELATION OF RADIUS OF CATHODE SPOT OF VACUUM ARC OF METALS AND THE SIZE OF GENERATED DROPLETS**

Abstract. The simple relation to estimate the cathode spot radius of a vacuum arc of pure metals is obtained. On its basis, is established between the cathode spot radius and the size of droplets generated by the cathode spot a correlation. This enables to find ways to reduce droplets in the plasma flow, which forms coatings by the vacuum electric arc method. The paper presents the results of experimental study of the droplet sizes depending on the vacuum arc current i_d . The size and amount of the droplets on an area of 1 mm² of the coating surface are determined using the ImageSP program. As the initial data, the microstructures of the coatings are used with an increase of: $\times 100$, $\times 200$, $\times 500$, $\times 1000$, $\times 1500$. The droplets have been generated by a cathode spot of a vacuum arc for the alloy of the composition, at.-%: 68Al–8Cr–4Nb–20Si. It is established that the number of droplets with a diameter of < 2 μm is generated most of all, and the number of droplets with a diameter > 10 μm is generated least of all. The number of generated droplets with a diameter from 2 to 10 μm slightly depends on the arc current i_d . It is noted that the diameter of the alloy droplet is smaller than the diameter of the droplets generated by the cathode spot on its components due to the fact that the radius of the cathode spot on the alloy is smaller than the radius of the cathode spot on its pure components.

Keywords: coating, droplets, cathode spot, vacuum arc, cathode

For citation: Markov G. V., Volochko A. T., Zaleski V. G., Melnik N. Yu. Correlation of radius of cathode spot of vacuum arc of metals on the size of generated droplets. *Vesti Natsyonal'noi akademii nauk Belarusi. Seriya fizika-texnichnykh nauk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 4, pp. 391–398 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-391-398>

Введение. Среди получивших широкое распространение ионно-плазменных методов нанесения покрытий различного функционального назначения выделяется вакуумный электродуговой метод, или метод КИБ (конденсации с ионной бомбардировкой), позволяющий наносить многослойные композиционные покрытия из нитридов, карбидов металлов и сплавов. В этом методе покрытие формирует в основном поток положительных ионов, поставщиком которых является катодное пятно вакуумной дуги. По вакуумной дуге осуществляется перенос электрических зарядов в вакууме между катодом и анодом [1–9], когда между ними имеется некоторая разность потенциалов $U = U_k + U_a$, где U_k – катодное падение потенциала, U_a – анодное падение потенциала. Обычно значения равны: $U \sim 10\text{--}30$ В, $U_k \sim 10\text{--}30$ В, а $U_a \sim 0,5\text{--}1,0$ В [2]. Визуально катодное пятно воспринимается как ярко светящаяся точка диаметром 50–500 мкм, которая перемещается по поверхности катода.

Классическая картина физических процессов, происходящих в единичном катодном пятне вакуумной дуги металлов и сплавов в установившемся режиме, включает в себя испарение атомов металла с поверхности катода, температура которой близка к температуре кипения T_k металла, и термоавтоэлектронную эмиссию электронов с той же поверхности. Далее идет разлет пара и ускорение электронов в электрическом поле катодного падения потенциала U_k [1–10]. На некотором расстоянии от поверхности испарения электроны, ускоренные в электрическом поле U_k , начинают эффективно ионизировать испарившиеся атомы, в результате чего над поверхностью испарения образуется плазменное облако из положительных ионов и электронов со степенью ионизации 0,50–0,95, которое и наблюдается как ярко светящаяся точка на поверхности катода. В образовавшемся плазменном облаке большая часть положительных ионов под действием поля U_k возвращается на поверхность катода в катодном пятне [6], тем самым разогревая поверхность до температур, близких к температуре кипения металлов, и поддерживая разряд в целом. Меньшая часть положительных ионов под действием электронов вытесняется полем U_k от поверхности катода, вытягивается из плазменного облака и распространяется в объем вакуумной камеры, приобретая за счет газодинамического ускорения [8] энергии порядка 10–120 эВ [1, 6, 9], что значительно превышает величину eU_k , где e – заряд электрона.

Таким образом, поток ионов, идущий из образованного плазменного облака к поверхности катода в катодном пятне, не только разогревает эту поверхность, но и, ускоряясь в электрическом поле U_k , создает достаточно большое давление на эту поверхность. Так как температура на поверхности в катодном пятне близка к температуре кипения металла, из которого изготовлен катод, то неизбежно образуется ванна с жидким металлом. Вот на эту жидкую ванную и воздействует поток ионов с достаточно большим давлением, что приводит к выплескиванию жидкого металла в виде микрокапель, размер которых колеблется от 0,5 до 50 мкм [6]. Эти микрокапли, попадая на основание, на поверхность которого наносится покрытие, нарушают сплошность и структуру покрытия. Поэтому от микрокапель стараются избавиться, применяя различные технологические приемы [6], которые значительно удорожают процесс нанесения покрытия методом КИБ.

Целью работы являлось провести теоретический анализ тепловых процессов в катодном пятне вакуумной дуги сплавов, получить соотношение, связывающее радиус катодного пятна со свойствами сплава, экспериментально исследовать для сплава состава (в ат.%) 68Al–8Cr–4Nb–20Si зависимость радиуса микрокапель, генерируемых катодным пятном вакуумной дуги, от силы тока дуги и выявить взаимосвязь между теоретически рассчитанным радиусом катодного пятна и радиусом микрокапель.

Методика исследования. Покрытия толщиной порядка 1–2 мкм наносили на кремниевые пластины на модифицированной установке ВУ-1Б при следующих условиях: давление аргона в камере $1 \cdot 10^{-1}$ Па, расстояние от катода до образца 300 мм, значения силы тока вакуумной дуги: 28, 42, 58, 78 А. Определение размера и количества капельной фазы на площади в 1 мм² поверхности покрытия проводили с помощью программы ImageSP. В качестве исходных данных использовали микроструктуры покрытий (рис. 1) с увеличением: $\times 100$ и $\times 200$ для подсчета микрокапель размером >10 мкм, $\times 500$ – 7–10 мкм, $\times 1000$ – 5–7 мкм и 2–5 мкм, $\times 1500$ – < 2 мкм. Микроструктуры образцов получены на металлографическом комплексе МИКРО-200.

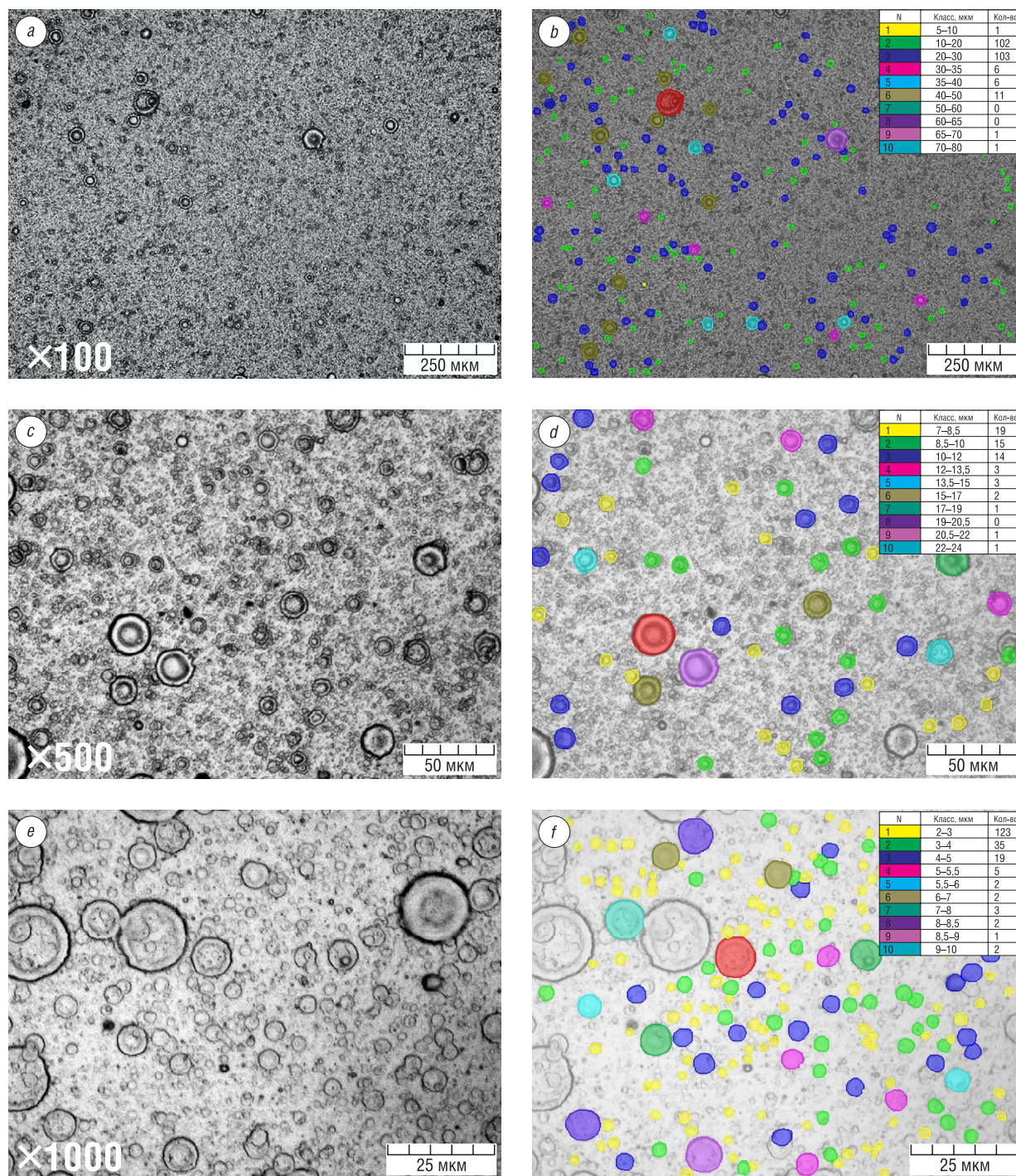


Рис. 1. Определение размера и количества капельной фазы: *a, c, e* – микроструктура покрытий; *b, d, f* – подсчет размера и количества капель в программе ImageSP

Fig. 1. Determination of the size and quantity of the droplet phase: *a, c, e* – microstructure of coatings; *b, d, f* – calculation of the size and number of droplets in the ImageSP program

Теоретический анализ процессов теплопереноса в катодном пятне. Одними из главных характеристик катодного пятна вакуумной дуги металлов является радиус катодного пятна R_k и температура поверхности катода T_k в катодном пятне. Это обусловлено тем, что именно эти характеристики определяют количество и размер микрокапель [1, 6], генерируемых катодным пятном в вакуумном методе нанесения покрытий. Обычно радиус катодного пятна мал по сравнению с характерными размерами самого катода и R_k изменяется в интервале 30–500 мкм [2, 4–6]. Расстояние между нижней частью плазменного облака в катодном пятне и поверхностью катода

не превышает 10–20 мкм [13]. Отсюда следует, что распределение температуры как на поверхности катодного пятна, так и в объеме катода, когда на площадь поверхности размером πR_k^2 падает тепловой поток q , в общем виде можно описать уравнением в цилиндрических координатах (z, r):

$$\frac{dT}{dt} = a \left(\frac{d^2T}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dT}{dr} + \frac{d^2T}{dz^2} \right) \pm Q, \quad (1)$$

где r, z – радиус и координата по оси, проходящей через центр катодного пятна соответственно, м; t – время, с; a – коэффициент температуропроводности, м²/с; Q – внутренние источники тепла, К/с.

Граничные и начальные условия таковы:

$$\text{при } t = 0 \text{ и } 0 \leq r \leq R_k \quad T_0 = \text{const}; \quad (2)$$

$$\text{при } t > 0 \quad \frac{dT}{dz} = \begin{cases} \frac{q}{\lambda}, & r \leq R_k \\ 0, & r > R_k \end{cases}. \quad (3)$$

Здесь λ – коэффициент теплопроводности металла катода, который будем считать не зависящим от температуры, Вт·м⁻¹К⁻¹; T_0 – температура среды, К.

Примем, что катод занимает полупространство $z < 0$ и его поверхность с катодным пятном расположена в плоскости $z = 0$. Тогда граничные условия при $r \rightarrow \infty$ и $z \rightarrow \infty$ можно задать в виде

$$T(\infty, z) = T_0; \quad T(r, -\infty) = T_0. \quad (4)$$

Решение уравнения (1) в явном виде получить практически невозможно. Поэтому для получения аналитического выражения для оценки равновесного радиуса катодного пятна R_k , который определяется только процессами поступления тепла вследствие бомбардировки поверхности потоком ионов из области ионизации испаренных атомов и его потери в результате теплопроводности в объем катода, необходимо уже рассматривать следующее уравнение:

$$\frac{d^2T}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dT}{dr} = 0 \quad (5)$$

с граничными условиями (3) и (4).

Охлаждение катода, обусловленное тепловым излучением из катодного пятна, не оказывает большого влияния на его тепловой баланс в области пятна [6] и может не приниматься во внимание.

Решение уравнения (5), удовлетворяющее условиям (3) и (4), можно представить в виде разложения по собственным функциям оператора Лапласа [11]

$$T = T_0 + \int_0^{\infty} A(p) p J_0(rp) \exp(zp) dp, \quad (6)$$

где $J_0(rp)$ – функция Бесселя нулевого порядка.

Подставляя это выражение в граничное условие (3) и используя формулу для обратного преобразования Ханкеля [11], можно найти функцию $A(p)$. В результате уравнение (6) описывающее распределение температуры в объеме катода, принимает вид

$$T(r, z) = T_0 + \frac{qR_k}{\lambda} \int_0^{\infty} \frac{J_1(rp)}{p} J_0(rp) \exp(zp) dp, \quad (7)$$

где $J_1(rp)$ – функция Бесселя первого порядка.

Из (7) следует, что температура поверхности катода в пятне определяется соотношением

$$T(r, 0) = T_0 + \frac{qR_k}{\lambda} \int_0^{\infty} \frac{J_1(rp)}{p} J_0(rp) dp, \quad (8)$$

которое после вычисления интеграла [11] можно записать в следующей форме:

$$T(r, 0) = T_0 + \frac{2qR_k}{\pi\lambda} \times \begin{cases} E\left(\frac{r}{R_k}\right), & r \leq R_k \\ \frac{r}{R_k} \left[W\left(\frac{R_k}{r}\right) - \left(1 - \frac{r^2}{R_k^2}\right) E\left(\frac{R_k}{r}\right) \right], & r > R_k \end{cases}, \quad (9)$$

где $W\left(\frac{R_k}{r}\right)$ и $E\left(\frac{R_k}{r}\right)$ – полные эллиптические интегралы первого и второго рода.

Из (9) следует, что температура в центре пятна и на ее краю определяется выражениями:

$$\begin{aligned} T(0, 0) &= T_0 + \frac{qR_k}{\lambda}, \\ T(R_k, 0) &= T_0 + \frac{2qR_k}{\pi\lambda}. \end{aligned} \quad (10)$$

Следовательно, при $T \gg T_0$ значения температуры T в пределах пятна отличается в $2/\pi$ раз. При этом среднее значение температуры T_{cp} в пятне равно

$$T_{cp} = T_0 + \frac{8qR_k}{3\pi\lambda}. \quad (11)$$

Исходя из представленной выше картины физических процессов, происходящих в катодном пятне вакуумной дуги, достаточно однозначно следует, что плотность потока тепла q , создаваемого потоком положительных ионов, возвращающихся на поверхность катода в катодном пятне, можно оценить из выражения

$$q = \frac{i}{\pi R_k^2} [(U_k + U_i) + n_a v_a m_a \eta], \quad (12)$$

где i – величина тока, создаваемого потоком ионов, А; U_i – потенциал ионизации атомов металла катода, В; $n_a v_a$ – плотность потока испаряющихся атомов металла катода, $1/\text{м}^2 \cdot \text{с}$; m_a – масса испаряющегося атома, кг; η – теплота испарения, Дж/кг.

Согласно закону Герца–Кнудсена [12] для испарения металлов

$$n_a v_a \approx \frac{P}{\sqrt{2\pi m_a k T_{cp}}}, \quad (13)$$

где P – давление пара, Па; k – постоянная Больцмана, Дж · К⁻¹.

Из полученных прежде проверенных данных [1–10] можно сделать вывод, что

$$\frac{i}{\pi R_k^2} \approx 0,9 n_a v_a e = \frac{0,9 P e}{\sqrt{2\pi m_a k T_{cp}}}, \quad (14)$$

где e – заряд электрона.

Тогда из (11)–(14) получаем

$$q = \frac{P}{\sqrt{2\pi m_a k T_{cp}}} [0,9(U_k + U_i)e - m_a \eta], \quad (15)$$

следовательно,

$$R_k = \frac{1,3\lambda(T_{cp} - T_0)\sqrt{2\pi m_a k T_{cp}}}{P[0,9(U_k + U_i)e - m_a \eta]}. \quad (16)$$

Результаты и обсуждение. Формула (16) позволяет оценить величину радиуса катодного пятна вакуумной дуги металлов R_k . При ее выводе сделаны несколько допущений, а величина средней температуры поверхности катода в катодном пятне T_{cp} является неоднозначной. Для того чтобы можно было взять определенное значение этой температуры, следует исходить из того факта, что подавляющее большинство исследователей [1–10] сходятся во мнении, что средняя температура поверхности катода в каждом катодном пятне вакуумной дуги металлов

Радиус катодного пятна R_k
Radius of the cathode spot R_k

Элемент	Ti	Al	Cu	Ni	Co	Fe	Mo
R_k , мкм	10	20	60	20	25	25	10

очень близка к температуре кипения металла. Поэтому в представленных далее в данной статье результатах оценки радиуса катодного пятна некоторых металлов принято, что температура поверхности катода в катодном пятне равна температуре кипения металла катода. Данные по катодному падению U_k взяты из [5, 10]. В таблице представлены результаты оценки величины R_k для некоторых чистых металлов.

Сравнивая вычисленные значения R_k с экспериментально измеренными по диаметрам микрокапель, генерируемых пятном, и приведенными в [2–10], можно заметить, что экспериментальные диаметры капель d_k примерно в 1,5–2,5 раза меньше рассчитанных значений $2R_k$.

Такое различие в размерах d_k и $2R_k$ можно объяснить следующим образом. При получении выражения (16) рассматривается стационарный режим пятна и в результате получено, что температура в центре пятна несколько выше, чем на краю (формула (10)). Это приводит к тому, что в центре пятна глубина ванны расплавленного металла, которая всегда присутствует в катодном пятне, несколько больше, чем по ее краям. Поток ионов, которые ускоряются в электрическом поле U_k , ударяется о поверхность жидкой ванны, создавая давление на расплавленный металл в несколько атмосфер, что приводит к разбрызгиванию жидкого металла из ванны. Однако весь жидкий металл удалить не удастся, так как этому мешает поверхностное натяжение жидкого металла, поэтому удаляется только его часть. Вследствие этого микрокапли, вылетающие из катодного пятна, имеют меньший диаметр, нежели диаметр самого пятна.

На экспериментальных пластинах с попавшими на их поверхность микрокаплями наблюдаются их расплюснутые кристаллизовавшиеся остатки, что может свидетельствовать лишь о том, что катодное пятно практически никогда не достигает своего стационарного состояния с радиусом катодного пятна R_k . Это происходит из-за постоянного перемещения катодного пятна на поверхности катода вследствие взаимодействия потоков ионов и электронов с внешними и собственными магнитными полями. Таким образом, можно сделать вывод, что между радиусом катодного пятна вакуумной дуги металлов и диаметром микрокапель, генерируемых этим пятном, существует определенная корреляционная зависимость: максимальный диаметр микрокапель примерно в 2–2,5 раза меньше диаметра катодного пятна, оцененного по формуле (16). Этот вывод сделан для катодного пятна вакуумной дуги чистых металлов.

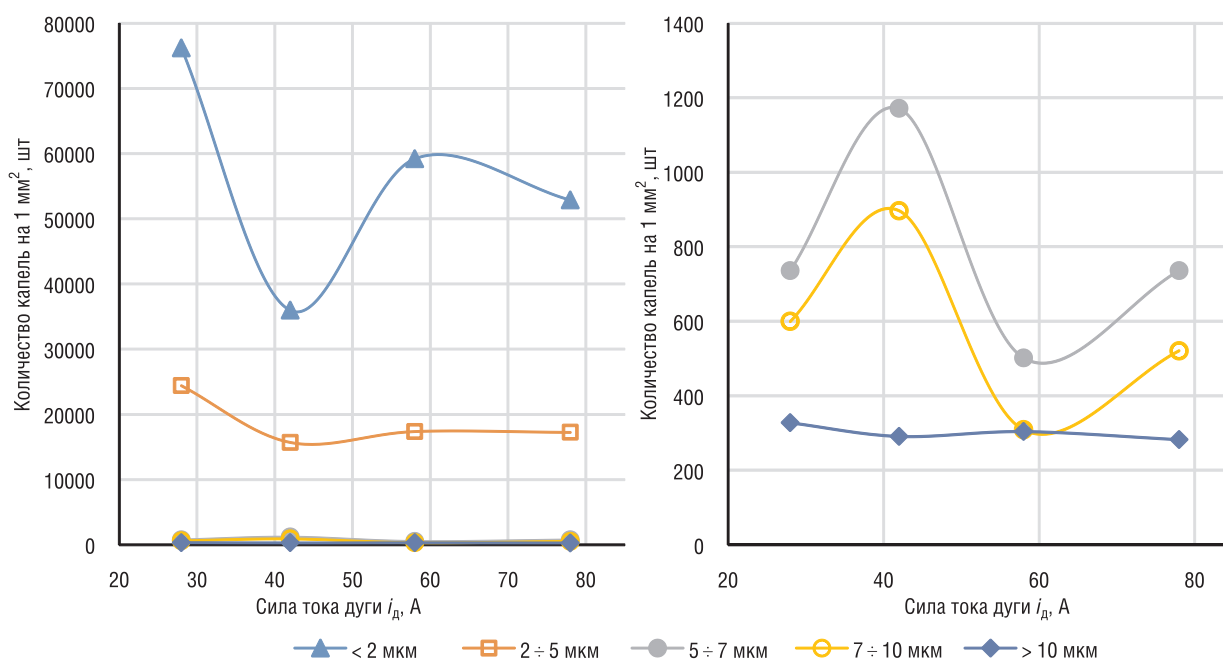


Рис. 2. Зависимость количества и размера капельной фазы покрытий от силы тока дуги
Fig. 2. Dependence of the number and size of the droplet phase of coatings on the arc current

Несколько иная корреляционная зависимость наблюдается для сплавов, особенно многокомпонентных. На рис. 2 представлены результаты экспериментального исследования размеров микрокапель, генерируемых катодным пятном вакуумной дуги, для сплава следующего состава (в ат.%): 68Al–8Cr–4Nb–20Si, в зависимости от силы тока вакуумной дуги i_d . Из полученных данных следует, что больше всего генерируется количество микрокапель диаметром < 2 мкм. Меньше всего генерируется количество микрокапель диаметром > 10 мкм. Количество генерируемых микрокапель диаметром от 2 до 10 мкм практически не зависит от i_d .

Чтобы объяснить полученные и приведенные на рис. 2 экспериментальные результаты, обратимся к такой характеристике вакуумной дуги, как коэффициент электропереноса η . Величина η есть масса металла катода, безвозвратно испаряемая катодом из единичного катодного пятна в виде положительных ионов плазмы вакуумной дуги при прохождении через нее электрического заряда в 1 Кл. При этом в коэффициенте η не учитывается масса, теряемая катодом в виде микрокапель. По данной характеристике для чистых металлов имеется довольно много экспериментально измеренных и теоретически рассчитанных данных [1–10, 13]. Что касается сплавов, то таких данных недостаточно [13], однако имеющиеся позволяют сделать заключение, что диаметр катодного пятна вакуумной дуги сплавов $d_{сп}$ меньше, чем диаметр катодного пятна $d_{к.п}$ его компонентов, то есть

$$d_{сп} < d_{к.п}. \quad (17)$$

Отсюда и следует, что катодное пятно на сплаве будет генерировать микрокапли меньшего размера, нежели если бы их генерировали чистые компоненты этого сплава. Кроме этого, на размер катодного пятна на сплавах оказывает существенное влияние фазовый состав сплава, размер различных включений, технология получения сплава и морфология поверхности катода. Все это, на наш взгляд, приводит к такому распределению микрокапель по размеру, которое представлено на рис. 2.

Заключение. Получено достаточно простое соотношение для оценки радиуса катодного пятна вакуумной дуги чистых металлов и на этой основе установлена корреляционная связь между радиусом катодного пятна и размерами микрокапель, генерируемых катодным пятном. Это позволяет находить пути их уменьшения в плазменном потоке, формирующем покрытия методом КИБ.

Приведены экспериментальные результаты исследования распределения диаметров микрокапель, генерируемых катодным пятном на сплав состава (в ат.%) 68Al–8Cr–4Nb–20Si. Отмечено, что диаметр микрокапель сплава меньше, чем диаметр микрокапель, генерируемых катодным пятном на его компонентах. Этот факт связан с тем, что радиус катодного пятна на сплаве меньше, чем радиус катодного пятна на его чистых компонентах.

Результаты исследования можно использовать при разработке конкретных технологий нанесения покрытий различного функционального назначения вакуумным электродуговым методом КИБ.

Благодарности

Работа выполнена при финансовой поддержке Белорусского республиканского фонда фундаментальных исследований, проект T21M-019.

Acknowledgements

The work was carried out with the financial support of the Belarusian Republican Foundation for Fundamental Research, project T21M-019.

Список использованных источников

1. Мрочек, Ж.Л. Основы формирования многокомпонентных вакуумных электродуговых покрытий / Ж.Л. Мрочек, Б.А. Эйзнер, Г.В. Марков. – Минск: Наука і тэхніка. 1991. – 152 с.
2. Вакуумные дуги. Теория и приложения / Дж. Кобайн [и др.]; под ред. Дж. Лафферти. – М.: Мир, 1982. – 432 с.
3. Любимов, Г.А. Катодное пятно вакуумной дуги / Г.А. Любимов, В.И. Раховский // Успехи физ. наук. – 1978. – Т. 125, №4. – С. 665–706. <https://doi.org/10.3367/ufnr.0125.197808c.0665>
4. Раховский, В.И. Физические основы коммуникации электрического тока в вакууме / В.И. Раховский. – М.: Наука, 1971. – 369 с.
5. Handbook of Vacuum Arc Science and Technology: Fundamentals and Applications / ed. by R.L. Boxman, D.M. Sanders, Ph. J. Martin. – New Jersey: Noyes Publications, 1995. – 773 p.

6. Вакуумная дуга / под ред. И. И. Аксёнова. – Киев: Наук. думка, 2012. – 727 с.
7. Кессаев, И. Г. Катодные процессы электрической дуги / И. Г. Кессаев. – М.: Наука, 1968. – 253 с.
8. Месяц, Г. Л. Эктоны в вакуумном разряде: пробой, искра, дуга / Г. Л. Месяц. – М.: Наука, 2000. – 424 с.
9. Аксёнов, И. И. Вакуумная дуга в эрозионных источниках плазмы / И. И. Аксёнов. – Харьков: НИЦ ХФТИ, 2005. – 212 с.
10. Anders, A. Cathodic Arcs. From Fractal Spots to Energetic Condensation / A. Anders. – Springer, 2008. – 540 p. <https://doi.org/10.1007/978-0-387-79108-1>
11. Трантер, К. Д. Интегральные преобразования в математической физике / К. Д. Трантер. – М.: Наука, 1983. – 750 с.
12. Ивановский, М. Н. Испарение и конденсация металлов / М. Н. Ивановский, В. П. Сорокин, В. И. Субботин. – М.: Наука, 1976. – 287 с.
13. Процессы ионизации в катодном пятне вакуумной дуги металлов / А. П. Ласковнѐв [и др.] // Современные методы и технологии создания и обработки материалов: сб. науч. тр.: в 3 кн. / редкол.: С. А. Астапчик (гл. ред.) [и др.]. – Минск: ФТИ НАН Беларуси, 2013. – Кн. 2: Обработка металлов давлением. – С. 364–370.

References

1. Mrochek Zh. L., Eizner B. A., Markov G. V. *Basics of Formation of Multicomponent Vacuum Electric Arc Coatings*. Minsk, Navuka i tekhnika Publ., 1991. 152 p. (in Russian).
2. Lafferty J. M. (ed). *Vacuum Arcs: Theory and Applications*. Wiley, 1982. 432 p.
3. Lyubimov G. A., Rakhovskii V. I. Cathode spot of vacuum arc. *Uspekhi fizicheskikh nauk = Soviet Physics-Uspeski*, 1978, vol. 21, no. 8, pp. 693–718. <https://doi.org/10.1070/pu1978v021n08abeh005674>
4. Rakhovskii V. I. *Physical Basis of Electric Current Communication in Vacuum*. Moscow, Nauka Publ., 1971. 369 p. (in Russian).
5. Boxman R. L., Sanders D. M., Martin Ph. J. (eds.). *Handbook of Vacuum Arc Science and Technology: Fundamentals and Applications*. New Jersey, Noyes Publications, 1995. 773 p.
6. Aksenov I. I. (ed.). *Vacuum Arc*. Kyiv, Naukova dumka Publ., 2012. 727 p. (in Russian).
7. Kessaev I. G. *Cathodic Processes of an Electric Arc*. Moscow, Nauka Publ., 1968. 253 p. (in Russian).
8. Messyats G. L. *Ectons in Vacuum Discharge: Breakdown, Spark, Arc*. Moscow, Nauka Publ., 2000. 424 p. (in Russian).
9. Aksenov I. I. *Vacuum Arc in Erosive Plasma Sources*. Kharkov, National Scientific Center “Kharkov Institute of Physics and Technology”, 2005. 212 p. (in Russian).
10. Anders A. *Cathodic Arcs. From Fractal Spots to Energetic Condensation*. Springer, 2008. 540 p. <https://doi.org/10.1007/978-0-387-79108-1>
11. Tranter C. J. *Integral Transforms in Mathematical Physics*. London, Methuen & Co., 1951. 126 p.
12. Ivanovskii M. N., Sorokin V. P., Subbotin V. I. *Evaporation and Condensation of Metals*. Moscow, Nauka Publ., 1976. 287 p. (in Russian)
13. Laskovnyov A. P., Volochko A. T., Markov G. V., Ralko A. P., Misuno P. N., Makarova Zh. E. Ionization processes in the cathode spot of a vacuum arc of metals. *Sovremennyye metody i tehnologii sozdaniya i obrabotki materialov: sbornik nauchnykh trudov. Kniga 2: Obrabotka metallov davleniem* [Modern Methods and Technologies for Creating and Processing Materials: Collection of Scientific Papers. Book 2: Forming Metals]. Minsk, Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, 2013, pp. 364–370 (in Russian).

Информация об авторах

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

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

Залесский Виталий Геннадьевич – доктор физико-математических наук, директор института, Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси (ул. Академика Купревича, 10, 220141, Минск, Республика Беларусь). E-mail: v.zallesski@phti.by

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

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).

Alexander T. Volochko – D. Sc. (Engineering), Professor, Head of the Department, 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

Vitali G. Zaleski – D. Sc. (Physics and Mathematics), Director, Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus (10, Academician Kuprevich Str., 220141, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: v.zallesski@phti.by

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

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

UDC 621.793:621.365:544.3

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-399-410>

Received 25.08.2021

Поступила в редакцию 25.08.2021

Oleg G. Devoino¹, Andrei V. Gorbunov², Vera A. Gorbunova¹, Aleksandr S. Volod'ko¹,
Vitali A. Koval¹, Olga K. Yatskevich¹, Anton A. Halinowski³

¹Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus²Aeronautics Institute of Technology, Sao Jose dos Campos, SP, Brazil³Institute of Atmospheric Physics of the Czech Academy of Sciences, Prague, Czech Republic

**CHARACTERIZATION OF OPPORTUNITY FOR UPGRADING OF THE SYSTEM BASED
ON ARC PLASMA TORCH FOR THERMAL SPAYING OF CERAMIC MATERIALS,
BY MEANS OF USE OF FUEL VORTEX INTENSIFIER.
PART I: THERMODYNAMIC MODELING OF THE SYSTEM EFFICIENCY PARAMETERS**

Abstract. One of the main trends in the field of improving the modern technologies of thermal spraying, including plasma one, for functional ceramic coatings formation is the reducing the energy consumption of the process. In this regard, one of the important directions for improving these technologies is the development of their new versions, using the principle of adding inexpensive fuel-oxidizer mixtures based on hydrocarbons with air. This type of plasma-fuel type of spraying will be promising for application at the present time, first of all, in order to obtain refractory functional coatings. For this purpose, we investigated the opportunity for upgrading an industrial unit/system for plasma spraying of ceramic powder materials with arc plasma torch of 25–40 kW power by the use of experimental variant of a fuel gas-vortex intensifier. The thermodynamic assessment of possible parameters of the generated mixed flow after the torch with this fuel intensifier was carried out to estimate the applicability of this system to optimize the spraying of oxide and carbide coatings (based on the examples of Al₂O₃, Cr₃C₂ and other powders). The analysis of possible parameters of the produced flow after the torch with intensifier was performed for the cases of main C–H–O–N–Ar–Me (Me = Al, Cr) systems and additional C–H–O–Al-system to assess the potential of this system to modify the technology of oxide and carbide ceramic coatings formation. New regimes, which were analyzed in our research as the simulants of Al₂O₃ spraying, surpass on calculated energy efficiency characteristics (by 10–20 %) one of the new prospective spraying methods with (CO₂+CH₄)-plasma, as well as the conventional method of powder heating during the spraying with N₂-plasma. The case of our proposed fuel assisted process (FA-APS) with liquefied petroleum gas (LPG) fuel for the heating of ceramic powders (especially, Al₂O₃) demonstrates the advantage of the process (in particular, on the energy efficiencies and energy consumption) in a comparison with the conventional regimes of APS of the powders (in N₂ plasma of the standard torch). For the variants of the FA-APS with Al₂O₃ and Cr₃C₂ feedstock powders it was established to be potentially possible to obtain (at the moderate values of total electric energy consumption for the torch and auxiliary equipment, – near 1.8 and 1.0 kWh/(kg of product)) such high level of the process productivity on the final product as approximately 17 and 28 kg/h, respectively; at the values of required power of the torch: ≥ 28.2 and ≥ 22.3 kW.

Keywords: electric arc torch, combustion assisted plasma spraying, oxide and carbide powders, thermodynamics, energy efficiency, energy consumption

For citation: Devoino O. G., Gorbunov A. V., Gorbunova V. A., Volod'ko A. S., Koval V. A., Yatskevich O. K., Halinowski A. A. Characterization of opportunity for upgrading of the system based on arc plasma torch for thermal spaying of ceramic materials, by means of use of fuel vortex intensifier. Part I: Thermodynamic modeling of the system efficiency parameters. *Vesti Natsyonal'noi akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 4, pp. 399–410 <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-399-410>

О. Г. Девойно¹, А. В. Горбунов², В. А. Горбунова¹, А. С. Володько¹, В. А. Коваль¹, О. К. Яцкевич¹,
А. А. Галиновский³

¹Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь²Технологический институт аэронавтики, Сан-Жозе-дус-Кампос, Бразилия³Институт физики атмосферы Академии наук Чехии, Прага, Чехия

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ МОДЕРНИЗАЦИИ СИСТЕМЫ НА ОСНОВЕ ДУГОВОГО
ПЛАЗМОТРОНА ДЛЯ ГАЗОТЕРМИЧЕСКОГО НАПЫЛЕНИЯ КЕРАМИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ
С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ТОПЛИВНОГО ВИХРЕВОГО ИНТЕНСИФИКАТОРА.
ЧАСТЬ I: ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ЭФФЕКТИВНОСТИ СИСТЕМЫ**

Аннотация. Одно из перспективных направлений в технологиях газотермического, в том числе плазменного, напыления функциональных керамических покрытий, – это разработка новых их вариантов, с применением ввода в теплоноситель недорогих смесей промышленных углеводородов с окислителем для снижения энергоёмкости

процесса. Такую плазменно-топливную разновидность наиболее перспективно использовать для получения тугоплавких функциональных покрытий. Для этой цели нами рассмотрена возможность модернизации промышленной системы для напыления керамических порошковых материалов на основе дугового плазмотрона на 25–40 кВт путем использования пробного варианта топливного газо-вихревого интенсификатора. При этом был проведен термодинамический анализ систем C–H–O–N–Ar–Me (Me = Al, Cr) и C–H–O–Al с целью моделирования возможных параметров генерируемой высокотемпературной струи после плазмотрона с данным интенсификатором для определения применимости такой системы для формирования оксидных и карбидных покрытий (на примере нескольких порошковых материалов, в том числе Al_2O_3 , Cr_3C_2). Изученные нами новые режимы-имитаторы напыления оксида алюминия по расчетным параметрам энергоэффективности на 10–20 % превосходят как традиционный способ нагрева порошков при напылении (в N_2 -плазме), так и современный, разработанный в ряде исследований способ напыления в условиях смесевой (CO_2+CH_4)-плазмы. Показано, что предложенный вариант для модернизации процесса напыления с использованием промышленного пропан-бутанового топлива (сжиженного газа) позволяет в термодинамически равновесных условиях получить небольшое преимущество, по сравнению с традиционным плазменным напылением, при нагреве и плавлении керамических материалов (в особенности, Al_2O_3) по таким параметрам, как удельные энергозатраты и энергетические КПД процесса. Также установлено, что для расчетных случаев систем с оксидноалюминиевым и с карбиднохромовым порошками (сырьем) потенциально возможная производительность процесса по нагреваемым до плавления порошкам составляет соответственно 17 и 28 кг/ч при общих удельных энергозатратах EC не выше, чем 1,8 и 1,0 кВтч/(кг продукта) и при требуемой мощности плазмотрона $\geq 28,2$ и $\geq 22,3$ кВт для нагрева этих двух вариантов сырьевых порошков.

Ключевые слова: дуговой плазмотрон, ассистируемое горением плазменное напыление, порошки, оксиды, карбиды, термодинамика, энергетический КПД, энергозатраты

Для цитирования: Определение возможности модернизации системы на основе дугового плазмотрона для газотермического напыления керамических материалов, с использованием топливного вихревого интенсификатора. Часть I: Термодинамическое моделирование параметров эффективности системы / О.Г. Девойно [и др.] // Вес. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2021. – Т. 66, №4. – С. 399–410. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-399-410>

Introduction and research task. One of the most used industrial techniques for coatings formation for various functional purposes is a method of thermal spraying, which provides enhancement of wear-, thermal and corrosion resistance of the surfaces of machine parts and equipment. The world market for equipment and technologies for thermal spraying reached at the end of the 2010s a level of \$10 billion/year, while in 2010 this value was no more than 4–5 billion [1–3]. At present, the main part (near 45 %) of thermal spraying processes is plasma ones based on the use of DC arc torches. The prevalent starting materials for thermal spraying, including plasma spray, according to the data of leading companies in this field (Oerlikon Metco AG and Praxair Surface Technologies), are powders, of which about 10^5 tons are used annually. A significant part of them are ceramic powders, including Al_2O_3 ones. The disadvantages that restrain their industrial adoption (and other oxide coatings) are, along with moderate adhesion to the metal substrate and the complexity of control of the properties of coating formed, also the high energy consumption for the process (15–35 kWh per kg of sprayed material) and typically insufficient coefficient of powder utilization under the spraying due to its instable heating and limited residence time of particulates in a high temperature zone [1, 3, 4]. In this regard, one of the important directions for improvement of spraying technologies is to optimize the conditions for heat and mass transfer of powders with plasma, in particular, by optimization of operating modes of electric arc plasma torches (EAPTs) for spraying in terms of temperature and velocity characteristics and the composition of used plasma gases or their mixtures.

In the last 10 years in a number of countries (in Canada, USA, Russia, Spain, Japan) within the scope of this important trend in coating technologies, a group of new technologies have been actively developing [4–9] for electric arc spraying (at atmospheric pressure, APS) and for melting/spheroidizing of ceramic (Al_2O_3 , ZrO_2 , TiO_2 , rare earth oxides, WC) and metal (copper alloys for antibacterial coatings, heat-resistant nickel alloys) powder materials, as with the use of hydrocarbon based heat-transport gases (including $CH_4 + CO_2$ mixtures) to improve velocity and thermal conductivity of plasma jets and to intensify particle melting in them, as well as with organic solid or liquid additives injection into plasma to control porosity and structure of sprayed coatings [10–14].

In connection with the aforementioned trends in thermal (including plasma) spraying, it seems promising to develop new processes of this type using the principle of injection (into the heat-transport medium in devices for spraying metal or oxide powders) of inexpensive fuel-oxidizer mixtures, based on alkane hydrocarbons (natural gas (NG), etc.) with air, that are efficient in terms of thermophysical

properties, from analogy with [7, 8]. In our opinion, it is expedient to use such plasma-fuel variety of spraying, first of all, to obtain such functional coatings as wear-resistant coatings of machine-building parts based on Al_2O_3 , as well as carbides (of chromium, etc.), as the most demanded in recent years due to combination of technical and economic parameters for a number of factories, in particular, for the manufacturing of power plant and oil-producing equipment, including in Belarus and CIS [1, 3, 7].

Previously, we performed the analysis using thermodynamic method for processes in C–H–O–N–Me systems in the range of 300–3000 K. This problem statement allows considering them as simulators of operating gas-particulate media for technologies of oxide and metal powder processing, including spraying and powder spheroidizing [15]. This approach can be also efficient for the task stated in this research: *to determine (based on theoretical assessment and subsequent experiment) the possibility for upgrading of typical for CIS systems/installations for spraying of ceramic powder materials (oxides, carbides) based on EAPT of 25–40 kW power [1, 3] by means of use of trial variant of fuel gas-vortex intensifier to a level that gives a prospect for application of these systems in machine industry.*

Plasma torch based spraying system, intended for the upgrading by means of use of the vortex-fuel intensifier. The experimental system was developed based on standard industrial plasma spraying unit of UPU-3D type [1, 3] with special fuel intensifier for testing with the injection of combination of compressed gases – nitrogen and mixture of liquefied petroleum gas (LPG) with air. A schematic diagram of a spray system of this type is illustrated in Figure 1. In this case, the operating regimes can be used with variation of power of the DC plasma torch ($P = 25\text{--}35\text{ kW}$ with electric current on the arc up to 350–400 A) as well as with variation of the composition of outlet high-temperature jets, due to the injection of ($\text{N}_2 + (\text{air} + \text{LPG})$) gas mixture into the apparatus used. The mixture can be injected through the special vortex-type fuel intensifier (the body of which made from Cu–Zn alloy L63), that was designed taking into account the experience of a number of DC torches of 50–200 kW power [16–19] for plasma chemical reactors for pyrolysis and oxidation of hydrocarbons. In particular, the basic operating regime of the upgraded system based on the UPU-3D unit allows, as the most preferable, such flow rate of nitrogen for plasma stabilization in the torch as $G_{\text{N}_2, \text{pl}} = (1.0\text{--}1.2) \cdot 10^{-3}\text{ kg/s}$, and the flow rate of this gas for sprayed powder transportation from the feeder as 10–15 % of the $G_{\text{N}_2, \text{pl}}$ value. These parameters of the proposed spraying system were further used as the initial conditions for our thermodynamic calculations.

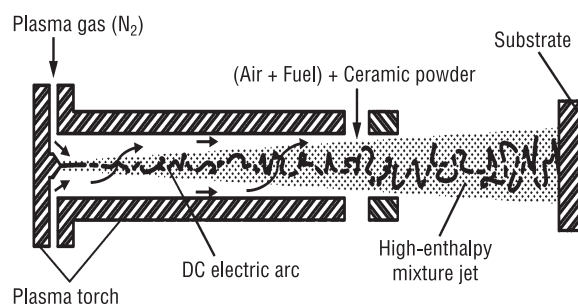
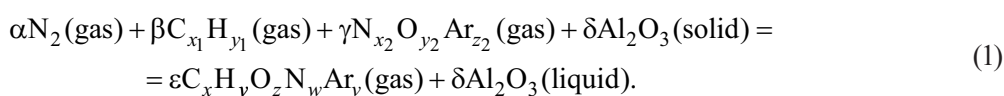


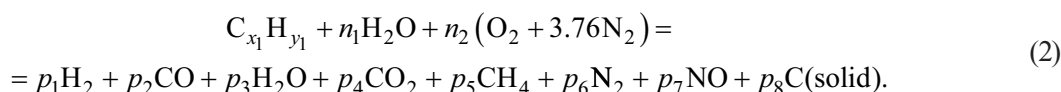
Figure 1. Schematic diagram of the analyzed processing system with ceramic powder injection, using fuel-assisted process for technology of thermal plasma spraying (APS) for oxide and carbide coatings formation

Modeling method for assessment of the parameters of high-enthalpy flow in the spraying unit based on EAPT with the fuel intensifier to determine the applicability of this system (as applied to oxide (Al_2O_3) and carbide (Cr_3C_2) materials). The thermochemical process with the participation of gas fuel in the reaction mixture for the basic case of C–H–O–N–Me systems under consideration (Me = Al, Cr; in this case, the presence of an Ar impurity as air component is also advisable to take into account [20]) under the conditions of the spraying process at ambient pressure ($p = 0.101\text{ MPa}$) is quite complicated in terms of kinetics and it can be presented by a simplified brutto-reaction (assuming that the ceramic (solid) part of the mixture, for example, oxide one, is not subjected to chemical transformations up to its melting point):



Here $\text{C}_{x_1}\text{H}_{y_1}$ and $\text{N}_{x_2}\text{O}_{y_2}\text{Ar}_{z_2}$ are elemental formulae of technical grade LPG and air; and it was accepted that impurities of steam and CO_2 in air after a compressor with standard oil-moisture separator can be neglected. Taking into account the complexity of set of redox reactions in gas phase of the system due to the possibility of several dozen compounds participation in them at different temperatures, in a general

case the set can be represented by quite simplified brutto-reaction, which, by analogy with [19], allows partial as well as complete oxidation of alkane fuel molecules:



The composition of selected fuel (LPG) was taken for further calculation based on the experimental data [16] for this feedstock: CH₄ – 0.6; C₂H₆ – 5.6; C₃H₈ – 72.5; n-butane C₄H₁₀ – 12.2; iso-butane – 9.0 (in vol.%). Its averaged molecular weight is 0.0461 kg/mol, lower heating value (LHV) = 46.2 MJ/kg. Taking this into account, for the reaction (1), as well as those similar to it, the values of the coefficients in elemental formulas of the reagents were established as follows: $x_1 = 3.144$, $y_1 = 8.288$, $x_2 = 1.561$, $y_2 = 0.420$, $z_2 = 0.0094$. Wherein, in the general case, the coefficients for elemental formula of complete heterogeneous mixture of reaction products C_xH_yO_zN_wAr_vMe_k can be expressed as follows: $x = \beta \cdot x_1$, $y = \beta \cdot y_1$, $z = (\gamma \cdot y_2 + 3\delta)$, $w = (2\alpha + \gamma \cdot x_2)$, $v = \gamma \cdot z_2$, $k = 2\delta$ (for systems with Al₂O₃); and $x = (\beta \cdot x_1 + 2\delta)$, $y = \beta \cdot y_1$, $z = \gamma \cdot y_2$, $w = (2\alpha + \gamma \cdot x_2)$, $v = \gamma \cdot z_2$, $k = 3\delta$ (for systems with Cr₃C₂).

During the thermodynamic analysis, which makes it possible to predict probable products under equilibrium and quasi-equilibrium conditions with acceptable accuracy over a wide range of temperature (up to 6000 K), without considering the mechanisms of possible reactions, we used the variant of this method based on finding of entropy maximum (i. e. minimization of the Gibbs free energy/thermodynamic potential) of reacting system. The calculations were carried out using TERRA code [19, 20]. The algorithm used in it for determining the atomic/molecular composition and properties of reacting systems was presented in [15]. The data calculated were further used to analyze the efficiency of the target process of heating ceramic powders in these systems, and herewith a special group of energy and processing parameters was used, including the following ones: equivalence ratio of the mixture (on fuel) *ER* [15, 21] and its adiabatic temperature; the energy efficiency of the material heating (in various versions – with and without taking into account the contribution of fuel to the efficiency value), specific energy consumption *EC* for the heating to desired (specified) temperature of the process, the degree of autothermicity of total allothermal process (in a variant on temperature *AD_T* and in a variant on enthalpy *AD_H*) during the combined powder heating. The informativeness of these parameters was earlier tested during generalization of the characteristics of thermochemical and plasma processes, such as pyrolysis (typically requiring intensive allothermal heating via electrothermal or other routes) and gasification and combustion of a number of fuels and carbonaceous wastes, including high-ash ones [15, 21–24].

For a typical variant of heating (during spraying) of ceramic powders, in particular, oxides, the expression for such parameter as the energy efficiency *EnE₁* is derived taking into account the first law of thermodynamics, and in it (in contrast to the similar efficiency for gasification of solid fuels [19, 22–24]) it is advisable to use in the numerator the enthalpy difference $\Delta H_{MeO_x} = (H_{T_3} - H_{298})_{MeO_x}$, required to heat the oxide from temperature *T₀* to the desired (specified) temperature of the process *T₃*, which exceeds the melting point of oxide *T₂* by an amount (characterizing the degree of overheating of the reacting system beyond *T₂* (DOH)), which schematically represents the degree of nonadiabaticity of spraying apparatus in a zone between plasma torch nozzle (i.e. anode outlet) and the end of powder heating area (i.e. substrate for spraying). The final expression for this efficiency is the following:

$$EnE_1 = \frac{G_{MeO_x} \Delta H_{MeO_x}}{(G_f LHV_f) + [P_{pt} / (\eta_{el} \eta_{pt})] + \left[\left(\sum_k N_{(aeq)k} \right) / \eta_{el} \right]}. \quad (3)$$

Here G_{MeO_x} and G_f are mass flow rates for ceramic powder and for fuel, LHV_f is lower heating value of the fuel, P_{pt} is electric power on an arc of the torch, N_{aeq} is power (or energy consumption) for each type of auxiliary electrical equipment in the system (in our case, these are: a) the power of air compressor and b) the consumption of electricity for cryogenic production of N₂ as a plasma gas for the torch), η_{pt} is thermal efficiency of the torch (assumed equal to 0.80 based on aggregated data for non-transferred arc plasma torches [25]), η_{el} – energy efficiency of commercial-scale solid fuel power plants CPP of steam turbine cycle (it was chosen as 0.393 according to the actual reference data from DOE/NETL) [26]). The thermodynamic properties of the reagents (ΔH_{MeO_x} , etc.) were determined using the NIST's database [27].

As additional indicators of the energy efficiency of the upgraded spraying system, we used, by analogy with [15], the energy efficiency EnE_2 (which differs from EnE_1 by ignoring the real energy efficiency of CPP (i.e. by using such efficiency magnitude as $\eta_{el} = 1$) on the efficiency value EnE_2), and the energy efficiency of EnE_3 (calculated, in a contrast with EnE_1 , without taking into account the effect of fuel enthalpy on the last efficiency, i.e. with $G_f \cdot LHV_f = 0$). The power consumption of the compressor for air blowing into the spraying system was calculated as in the paper [28], at the polytropic index of 1.40. Also, for the “basic” (further labeled as “bas”) regimes (in N_2 , that simulates the conditions of industrial spraying units [1, 3] without fuel in plasma flow) of powder processing, we took account of the energy consumption for production of N_2 from air, and by analogy with [29] it was assumed to be at the level of $0.3 \text{ kW} \cdot \text{h/kg}$ (ignoring the contribution of the CPP efficiency).

The adiabatic temperature T_{ad} of a mixture of given composition under equilibrium and quasi-equilibrium conditions can be calculated in the mass-average approximation based on the dependences derived from the law of conservation of energy [15, 24]. Specific consumption of electric energy (in kWh (for all types of equipment in the system) per kg of final ceramic material) in systems of the type under consideration (excluding the contribution of the CPP efficiency) was calculated as $EC = (P_{pl}/\eta_{pt} + \sum N_{aeq})/G_{MeOx}$; and the degree of overheating (J/J) of the reacting system beyond T_2 (i.e., to the desired specified temperature of the process T_3) as: $DOH = (I_{pr}(T_2) - I_{pr}(T_0))/(I_{pr}(T_1) - I_{pr}(T_0))$. Here, $I_{pr}(T)$ denotes three variants of the sum of enthalpies of the equilibrium products of interaction (taking into account their molar fractions M_i in the reacting mixture): at high temperatures T_2 and T_3 , and at initial $T_0 = 298.15 \text{ K}$.

For most general case of the considered APS process (assuming the use of thermally dissociated feedstock/material in it), the energy balance for the main (thermochemical) zone under the spraying of ceramic (e.g. oxide) material, during which the target transformation takes place (including possible chemical dissociation reaction and the phase transition, i.e. melting of oxide) can be written as:

$$N_0 = Q_{hm} + Q_w + Q_{ex} = (\Delta H_1^m + \Delta H_2^m + \Delta H_3^m + \Delta H_4^m + \Delta H_5^m) + Q_w + Q_{ex}. \quad (4)$$

Here in the considered general case of this air-plasma APS-process (in which, as an option, heating of the powder of thermally dissociating feedstock/material is allowed), the total temperature range for the sprayed substance (which, for the case, e.g. of obtaining a coating from Al_2O_3 with estimated value of melting point of 2328 K [27], ranges approximately from 298.15 to 2500 K) is divided to the regions: 1) from $T_0 = 298.15 \text{ K}$ to the temperature of feedstock decomposition (to final oxide), equal to T_1 ; 2) from T_1 to melting point of oxide particles T_2 ; 3) from T_2 to the maximum temperature T_3 reached by molten particles in front of metal substrate. In the equation (4), for the process thermochemical zone (including quasi-cylindrical section between the outlet from the torch anode and the substrate), the following unit symbols are used: total thermal power (in W) of the feedstock and the heat-transport gas at the inlet to the zone under consideration: $N_0 = Q_{hc} + N_{hm} = Q_{hc} + \sum_j (M_j H_j)$ (where Q_{hc} is the thermal power of the material (if it is injected as preheated one), N_{hm} is the thermal power of the heat transport gas, i.e. plasma gas, preheated by the torch arc); Q_{hm} – “useful” heat, transferred from hot gas in the considered jet to the initial particulates heated to melting (which depends on the material can be exposed to dissociation, as, e.g. in the techniques of special APS-, SPS-, SolPS-spraying [9, 14, 30]); Q_w – heat losses from gas-powder flow in the considered zone in radial direction to surrounding air or to the walls of the protective channel (in the case of flow inside the channel (e.g. shroud, as it was in the oxy-fuel spraying [31])); Q_{ex} is the heat power of the gas phase of this high-enthalpy jet at the exit from the considered zone after the end of powder melting, which decreases during the following heat transfer with substrate; $\Delta H_1^m = (H_{T_1}^0 - H_{T_0}^0)_{hm}$, is the difference between the enthalpy of the initial material (undissociated) at T_1 (e.g., for the case of $Al(OH)_3$ equal to $\sim 550 \text{ K}$ [32]) and its enthalpy at T_0 ; $\Delta H_2^m = \Delta H_{dr298}^0$ is the heat of dissociation reaction (endothermic) of the initial feedstock powder (e.g. with the formation of oxide) at T_1 ; $\Delta H_3^m = (H_{T_2}^0 - H_{T_1}^0)_{hm}$ is the difference between the enthalpy of dissociated powder at the T_2 and its enthalpy at T_1 ; $\Delta H_4^m = (\Delta_f H_{liquid}^0 - \Delta_f H_{solid}^0) = \Delta H_{melt}^0$ – is the heat (normalized to the standard conditions) of powder melting at T_2 ; $\Delta H_5^m = (H_{T_3}^0 - H_{T_2}^0)_{hm}$ is the difference between the enthalpy of final powder at T_3 , slightly higher (usually, for technological reasons, by $150\text{--}300 \text{ K}$) the T_2 , and its enthalpy at T_2 .

Efficiency parameters for C–H–O–N–Ar–Me-systems (Me = Al, Cr) and C–H–O–Al-system as the simulants for the regimes of thermal plasma spray process for oxide and carbide coatings with use of the fuel intensifier

Parameter	Regime number of modeling mixture and type of initial ceramic powder material									
	1 – Al ₂ O ₃	2 – Al ₂ O ₃	3(bas) – Al ₂ O ₃	4 – Al(OH) ₃	5 (bas) – Al(OH) ₃	6 – Cr ₃ C ₂	7 – Cr ₃ C ₂	8 (bas) – Cr ₃ C ₂	9 – Al ₂ O ₃ (analog 1 on [5])	10 – Al ₂ O ₃ (analog 2 on [5])
<i>Initial parameters</i>										
Type of operating gas / flow rate of gas for arc stabilization in the torch (g/s) / use of fuel in the initial mixture	Air+ N ₂ / 1.20 (N ₂) / LPG	the same that #1	N ₂ / 1.20 / –	the same that #1	the same that #3	the same that #1	the same that #1	the same that #3	CO ₂ / 1.20 / CH ₄	CO ₂ / 1.20 / CH ₄
Fraction of initial powder in the mixture γ_{im} , kg/kg	0.500	0.620	0.620	0.650	0.650	0.800	0.800	0.800	0.620	0.620
Fraction of final product in the product mixture at T_3 γ_{pr} , kg/kg	0.500	0.620	0.620	0.425	0.425	0.800	0.800	0.800	0.620	0.620
Fraction of fuel in the mixture γ_{mf}	0.017	0.013	0	0.011	0	0.013	0.011	0	0.047	0.064
Melting point of the product T_2 , K	2328	2328	2328	2328	2328	2108	2108	2108	2328	2328
Desired specified temperature T_3 , K	2500	2500	2500	2500	2500	2300	2300	2300	2500	2500
$H_{T_3}^0 - H_{298}^0$, MJ/(kg of final powder)	3.37	3.37	3.37	5.82*	5.82*	1.71	1.71	1.71	3.37	3.37
Oxidizer – fuel equivalence ratio ER [21]	1.050	1.050	0	0.500	0	0.300	0.500	0	0	0
<i>Output parameters</i>										
Process productivity on final product G_{pr} , kg/h	10.17	16.60	7.04	7.12	5.24	27.85	33.65	17.26	8.026	8.463
Condensed products in the reacting system at T_2 and T_3 temperatures	Al ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	Cr ₃ C ₂	Cr ₃ C ₂ , Cr ₇ C ₃	Cr ₃ C ₂ , C(s) †	Al ₂ O ₃	Al ₂ O ₃
Adiabatic temperature of the system T_{ad} , K	986	837	298	365	300	699	827	275	370	375
Degree of overheating (DOH) of the system beyond T_2 , J/J	1.100	1.095	1.080	1.098	1.106	1.110	1.106	1.117	1.066	1.064
Energy efficiency of process EnE_1 , J/J	0.167	0.197	0.175	0.158	0.154	0.172	0.179	0.183	0.114	0.102
Energy efficiency of process EnE_2 , J/J	0.381	0.461	0.446	0.385	0.391	0.390	0.413	0.467	0.242	0.209
Energy efficiency of process EnE_3 , J/J	0.181	0.208	0.175	0.164	0.154	0.186	0.192	0.183	0.130	0.121
Energy consumption EC , kW·h/kg of product	2.037	1.772	2.101	3.888	4.136	1.000	0.969	1.015	2.831	3.045
Degree of autothermicity AD_{T_1} , K/K	0.312	0.245	0	0.030	0	0.200	0.264	0	0.033	0.035
Degree of autothermicity AD_{T_2} , J/J	0.249	0.180	0	0.083	0	0.130	0.174	0	0.079	0.098
Ratio (H/C_{eff}) for the initial mixture	-109.5	-125.9	0	-131.13	0	-3.68	-3.78	0	-5.257	-4.409
Required minimal power of plasma torch (at its efficiency $\eta_{pl} = 0.8$) P_{pt-1} , kW	19.78	28.23	13.49	25.64	20.37	22.31♦	29.64♦	16.24	11.15♦	9.83♦
Required minimal power of plasma torch (at the value of $\eta_{pl} \cdot \eta_{cs} = 0.6$) P_{pt-2} , kW	28.33	39.59	17.99	35.21	27.16	32.45♦	42.22♦	21.65	18.76♦	18.72♦
Enthalpy (MJ/kg) / Temperature (K) for N ₂ -plasma at plasma torch outlet	13.20 / 6200	18.84 / 6650	9.01 / 5650	17.12 / 6500	13.60 / 6250	14.89♦ / 6350	19.78♦ / 6700	10.84 / 5900	7.44♦ / 3100 (CO ₂)	6.56♦ / 3000 (CO ₂)
Enthalpy (MJ/kg) in the flow after the combination of (torch + intensifier) with shroud	2.72	2.75	2.57	3.70	3.57	1.89♦	1.94♦	1.63	3.81♦	4.22♦

Footnote for the Table.

Unit symbols for the parameters:

mass fraction of fuel in the mixture – γ_{hf} ;

process productivity on final product (i.e. oxide or carbide powder material) – G_{pr} ;

mass fraction of final product/material in the product mixture at T_3 – γ_{pr} ;

the difference between the enthalpies of final ceramic material (as (*) the case of APS-process with $Al(OH)_3$ -feedstock was marked, which differs by the taking account of energy consumption for feedstock heating up to its dissociation to oxide) at final temperature T_3 and at initial T_0 for the reacting mixture – $(H_{T_3}^0 - H_{298}^0)$;

the equivalence ratio for analyzed reacting mixture $ER = (G_{ox}/G_f) / R_{st}$ (where G_{ox}/G_f – ratio of the mass flow rates of oxidizer and fuel for the mixture; R_{st} – ratio of the flow rates of these reagents in the stoichiometric mixture, which is sufficient for complete fuel oxidation);

energy efficiency for the heating of initial material in the mixture (ignoring the contribution of CPP' efficiency) – EnE_2 ;

energy efficiency for the heating of initial material (ignoring the contribution of the fuel enthalpy in the heating process) – EnE_3 ;

degree of autothermicity of the reacting system on temperature – AD_T (K/K) and on enthalpy – AD_H (J/J);

effective hydrogen to carbon ratio for initial reacting mixtures with varied chemical composition [33] – (H/C_{eff}) ;

required minimal power of plasma torch (at total energy efficiency of the combination “torch + attached protective “shroud” $\eta_{pl} \eta_{es} = 0.6$) – $P_{pt,2}$;

Symbols:

† – micro-impurity ($\leq 1\%$ of total mass of condensed products), ♦ – with taking account of effect of heating value (HHV) of fuels in these POA-APS-regimes as for complete combustion.

Results of the modeling. The calculated efficiency parameters for C–H–O–N–Ar–Me systems (Me = Al, Cr; $p = 0.101$ MPa) are shown in Table as for the simulants of operating regimes of the plasma spraying system (APS-process) for oxide and carbide coatings, using proposed fuel intensifier, for two variants on injected fuel evolution: a) regimes with complete oxidation (i.e. combustion) assistance (CA-APS), b) regimes with its partial oxidation assistance (POA-APS). Figures 2–4 represent the examples of data obtained on the compositions during heating of the reacting systems for two variants (CA- and POA-APS) for the cases that simulate thermodynamically optimal conditions for processing regimes with Al_2O_3 and Cr_3C_2 (the condensed phases are indicated by the symbol “c” in the graphs). For the cases that are identical to the ones in the Table, but without metals (i.e. C–H–O–N–Ar-system, see their compositions in Figure 5), it was found that for the regime with $ER = 1.0$ (CA-APS-process) temperature $T_{ad} = 1597$ K and at $ER = 0.30$ (POA-APS-process) the value $T_{ad} = 938$ K. Besides, in Figure 6 the dependences for total enthalpies of analyzed C–H–O–N–Ar–Al-, C–H–O–N–Ar–Cr- and C–H–O–Al-systems are presented. The regimes investigated, which simulate the spraying of oxides (on the example of Al_2O_3 from two kinds of feedstock), surpass (by 5–20 %) on calculated output characteristics, such as energy efficiencies and energy consumption for heating, the conventional method of powder heating during the spraying with N_2 -plasma (especially, case with Al_2O_3 powder), as well as one of the new methods with (CO_2+CH_4) -plasma [5–6, 9], – see the Table for comparison of the regimes: 2 with 3; 4 with 5; 9.

In Figure 7 the comparison of the part of the found efficiency parameters is presented for various cases of the modeled systems as the simulants for regimes of plasma spray with the fuel assistance. It is evidently from the Figure 7 as well as from the results of the Table, that the case of proposed FA-APS

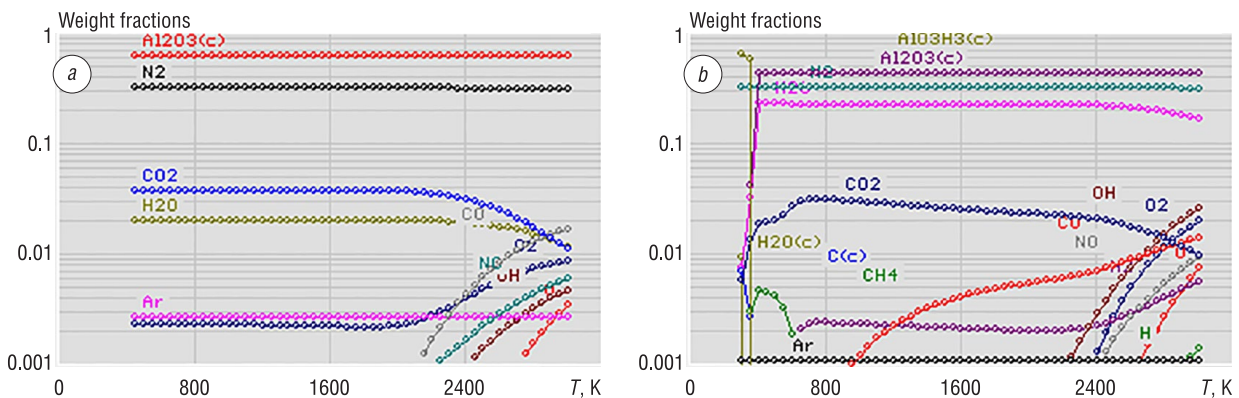


Figure 2. Calculated chemical compositions for equilibrium systems C–H–O–N–Ar–Al at $T = 300$ – 3000 K ($p = 0.101$ MPa) with the ratios of initial reagents corresponding to model regimes of alumina coating spraying with use of initial Al_2O_3 powder (a) in oxidative gas medium at the equivalence ratio $ER = 1.05$ (see regime 2 in the Table), and with initial $Al(OH)_3$ feedstock powder (b) in combined reducing-oxidative medium at $ER = 0.50$ (see regime 4 in the Table)

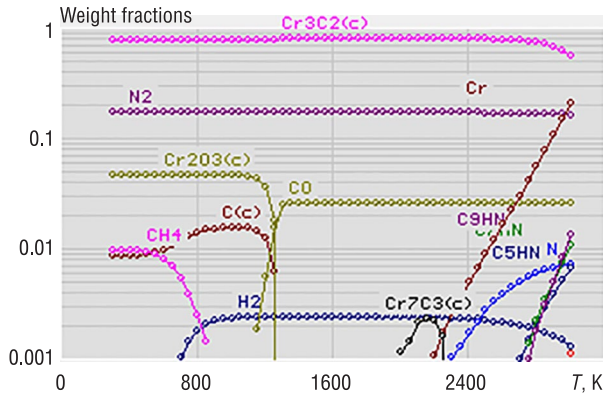


Figure 3. Calculated composition for quasi-equilibrium system C–H–O–N–Ar–Cr at $T = 300\text{--}3000\text{ K}$ ($p = 0.101\text{ MPa}$) with the ratios of initial reagents corresponding to the model regime of carbide coating spraying with use of initial Cr_3C_2 powder in reducing gas medium, which is achievable at the conditions of partial oxidation of LPG (see regime 6 in the Table) at the mixture equivalence ratio $ER = 0.30$. (In this calculation the absence of CrN and Cr_2N phases was specified for kinetic reasons of the initial carbide-contained heterogeneous systems of this group at $T \leq 1200\text{ K}$ [4])

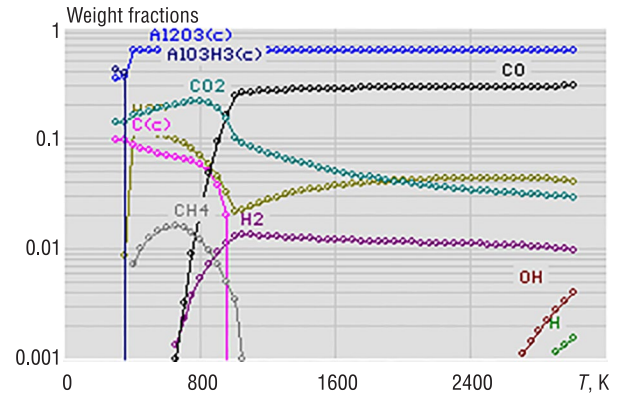


Figure 4. Calculated composition for equilibrium system C–H–O–Al at $T = 300\text{--}3000\text{ K}$ ($p = 0.101\text{ MPa}$) with the proportion of initial reagents, that is simulating the experiment, which is analogue of our proposed plasma-fuel spray process and was performed by the authors [5] with the effect of complete melting of alumina powder in the DC plasma torch jet in reducing medium in the mixture of $(\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{CO}_2 + \text{CH}_4)$ at the conditions of partial oxidation of the alkane fuel (see regime 10 in the Table)

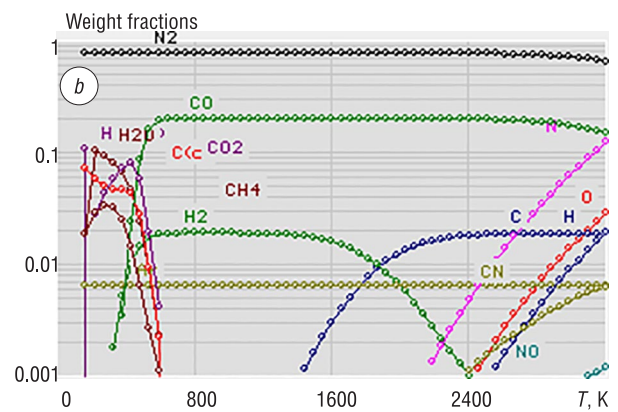
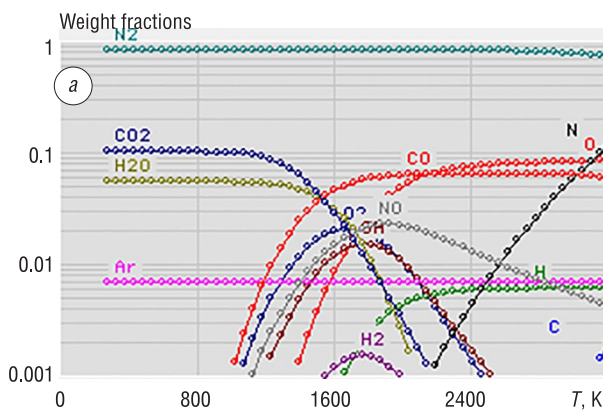


Figure 5. Composition for equilibrium systems C–H–O–N–Ar (without metals) for the range of $300\text{--}6000\text{ K}$ ($p = 0.101\text{ MPa}$), with the ratios of initial components corresponding to the regimes, which are applicable for deposition of ceramic coatings: in the oxidizing medium formed by the “ $\text{N}_2 + \text{air} + \text{LPG fuel}$ ”-mixture (CA-APS-process) at the equivalence ratio $ER = 1.00$ and $T_{\text{ad}} = 1597\text{ K}$ (a), and in the reducing medium formed by the similar mixture (POA-APS-process) at $ER = 0.30$ and $T_{\text{ad}} = 938\text{ K}$ (b). For these regimes the nitrogen flow rate $G_{\text{N}_2} = 1.2 \cdot 10^{-3}\text{ kg/s}$

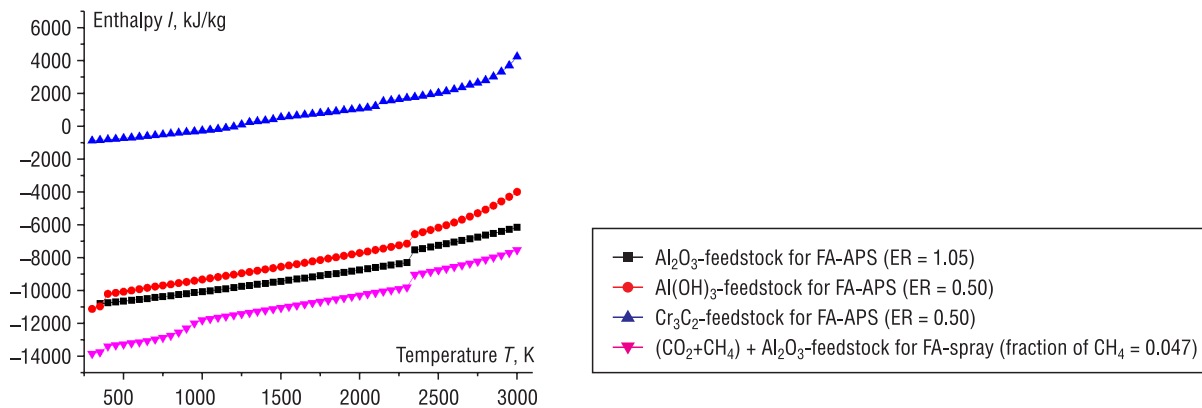


Figure 6. Mass averaged enthalpies of the simulated C–H–O–N–Ar–Al-, C–H–O–N–Ar–Cr- and C–H–O–Al-systems at the range of $T = 300\text{--}3000\text{ K}$ ($p = 0.101\text{ MPa}$) for the regimes 2 (with Al_2O_3 feedstock), 4 (with $\text{Al}(\text{OH})_3$ feedstock), 7 (with Cr_3C_2 feedstock) and 9 (with Al_2O_3 feedstock) in the Table

with LPG fuel for the heating of ceramic powders (especially, alumina) demonstrates the advantage of this FA-APS (in particular on the energy efficiencies and total energy consumption EC) in a comparison with the “basic” regimes of APS of the powders (in pure N_2 plasma).

As a result for the cases of FA-APS with Al_2O_3 -feedstock and with Cr_3C_2 one it was found that it is potentially possible to reach such enhanced level of the process productivity on the final products G_{pr} as close to 17 and 28 kg/h, respectively (at the moderate values of electric energy consumption EC , – near 1.8 and 1.0 kWh/kg (see the Figure 7, *a, d*)). For these two powder heating cases the values of the required power of the torch (at $\eta_{pl} = 0.8$) are as the follows: ≥ 28.2 and ≥ 22.3 kW.

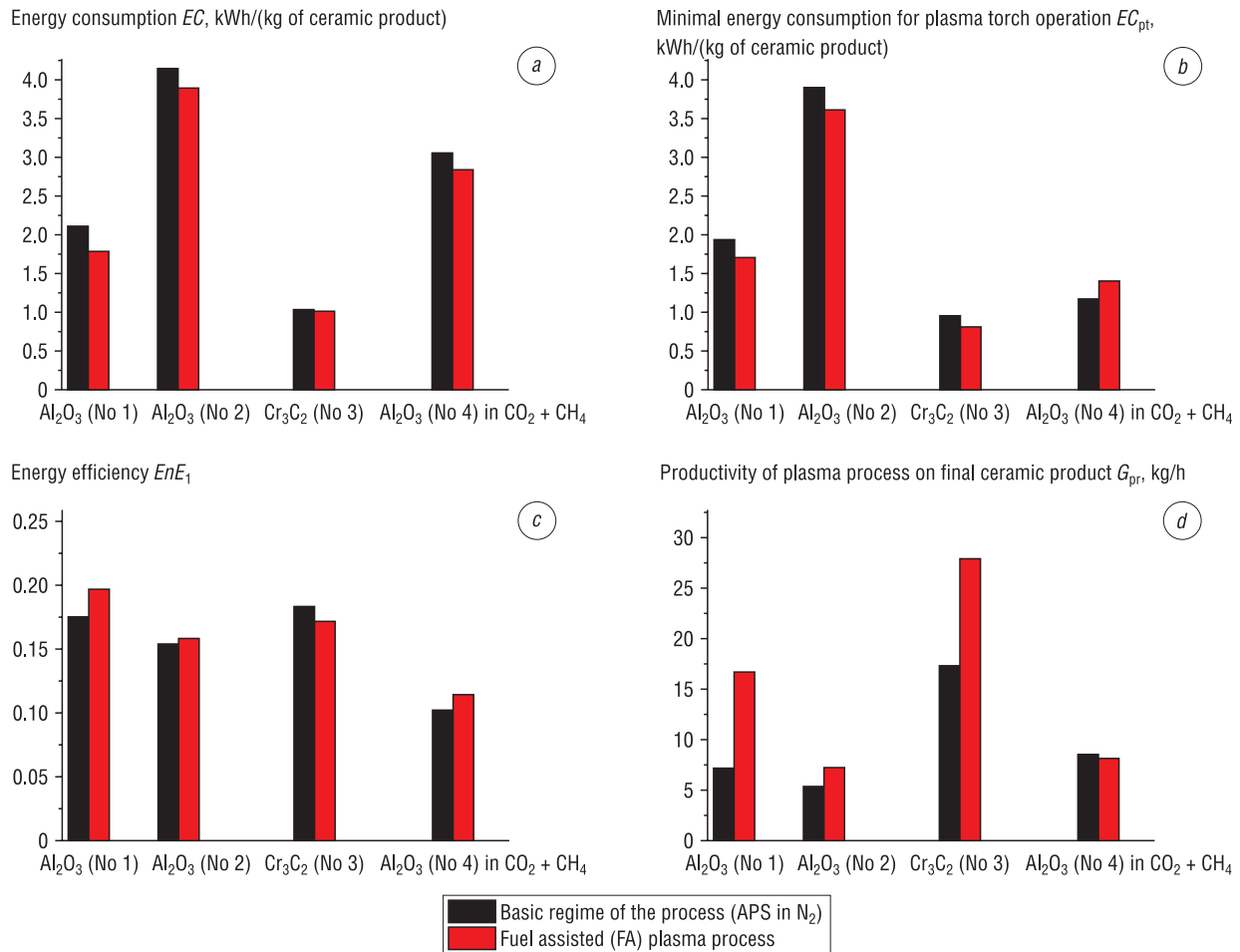


Figure 7. Comparison of efficiency parameters for various cases of modeled C-H-O-N-Ar-Me- and C-H-O-Al-systems: *a* – comparison for energy consumption EC ; *b* – comparison for energy consumption for plasma torch operation (ignoring the CPP’ efficiency and with taking account of effect of HHV of fuel in POA-APS-regimes as for combustion) EC_{pt} ; *c* – comparison for EnE_1 ; *d* – comparison for the process productivity on the product. Here the red columns correspond to the following regimes in the Table: 1 – CA-APS with Al_2O_3 -feedstock (regime 2), 2 – POA-APS with $Al(OH)_3$ -feedstock (regime 4), 3 – POA-APS with Cr_3C_2 -feedstock (regime 6), 4 – FA-spray with Al_2O_3 in (CO_2+CH_4) -gas (regime 9); and the black columns correspond to the “basic” regimes of APS (with pure N_2 medium – 3, 5, 8) and for regime 10 for the mixture of $(Al_2O_3+CO_2+CH_4)$

In accordance with obtained results for the variants of this group systems, it was also found that for the regimes simulating the heating of carbides (in particular, Cr_3C_2 , – see regime 6 in the Table) in $(N_2$ -air-LPG)-mixtures, the parameters of the process efficiency differ slightly from those for the conventional (clear-endothermal) regimes of their processing in N_2 (in the spraying UPU-3D units [1, 3]). For the case of processing regimes of $Al(OH)_3$ hydroxide, they are explicitly worse than the CA-APS-variant with Al_2O_3 -powder feedstock by the level of output efficiency parameters, but nevertheless, this variety of APS with dissociation-able $Al(OH)_3$ feedstock will be quite promising due to very low prices for this material (only 0.6–2.0 US\$/kg) [34], in a comparison with commercial Al_2O_3 powders for spraying.

Conclusions. 1. The opportunity for upgrading of the industrial-type unit/system of atmospheric pressure for thermal spraying of ceramic powders with DC electric arc torch (30–40 kW power) by use of experimental variant of fuel gas-vortex intensifier was considered.

2. Special analysis of possible parameters of the produced mixed high-enthalpy flow after the plasma torch with this intensifier was performed based on thermodynamic calculations for the cases of C–H–O–N–Ar–Al-, C–H–O–N–Ar–Cr-, and C–H–O–Al-systems in order to assess the potential of this system to modify the technology of oxide and carbide ceramic coatings formation. For the analyzed regimes, simulating spraying of alumina, they are 10–20 % superior in terms of the thermochemical characteristics of process to both the conventional method of powder heating during spraying in N₂, and the new efficient variant under (CO₂+CH₄)-plasma conditions, proposed in recent years.

3. The case of proposed FA-APS with LPG fuel for the heating of ceramic powders (especially, alumina) demonstrates the advantage of this FA-APS (in particular on the energy efficiencies and *EC*) in a comparison with the “basic” regimes of APS of the powders (in N₂ plasma). For the variants of FA-APS with alumina feedstock and for Cr₃C₂ feedstock powder it was found to be potentially possible to reach (at the moderate values of total electric energy consumption *EC* for plasma torch and auxiliary equipment, – near 1.8 and 1.0 kWh/(kg of final ceramic product)) such enhanced level of the process productivity on the final product G_{pr} as approximately 17 and 28 kg/h, respectively.

References

1. Bielyi A. V., Kalinitchenko A. S., Kukareko V. A., Devoino O. G. *Surface Engineering of Structural Materials with Using of Plasma and Beam Technologies*. Minsk, Belorusskaya nauka Publ., 2017. 457 p. (in Russian).
2. Thermal spray coatings – global market trajectory & analytics. *Report, Apr. 2021, Global Industry Analysts, Inc.*, Available at: <https://www.researchandmarkets.com/reports/5141523/thermal-spray-coatings-global-market-trajectory#rela4-4479760> (accessed 20 June 2021).
3. Yatskevitch O. K. *Technique for Formation of Wear-Resistant Ceramic Coatings by Plasma Spray of Alumina Powders Doped with Molybdenum and Boron*. Minsk, BNTU, 2019. 176 p. (in Russian).
4. Pawlowski L. *The Science and Engineering of Thermal Spray Coatings*. Hoboken, NJ, USA, John Wiley & Sons Publ., 2008. 647 p. <https://doi.org/10.1002/9780470754085>
5. Pershin L., Mitrasinovic A., Mostaghimi J. Treatment of refractory powders by a novel, high enthalpy dc plasma. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2013, vol. 46, no. 22, 224019. <https://doi.org/10.1088/0022-3727/46/22/224019>
6. Mostaghimi J., Pershin L., Salimijazi H., Nejad M., Ringuette M. Thermal spray copper alloy coatings as potent bio-cidal and virucidal surfaces. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2021, vol. 30, no. 4, pp. 1–15. <https://doi.org/10.1007/s11666-021-01161-7>
7. Kuzmin V., Gulyaev I., Sergachev D., Vaschenko S., Kornienko E., Tokarev A. Equipment and technologies of air-plasma spraying of functional coatings. *MATEC Web of Conferences*, 2017, vol. 129, pp. 01052. <https://doi.org/10.1051/mateconf/201712901052>
8. Kornienko E. E., Mul' D. O., Rubtsova O. A., Vaschenko S. P., Kuzmin V. I., Gulyaev I. P., Sergachev D. V. Effect of plasma spraying regimes on structure and properties of Ni₃Al coatings. *Thermophysics and Aeromechanics*, 2016, vol. 23, no. 6, pp. 919–928. <https://doi.org/10.1134/S0869864316060147>
9. Adán C., Marugán J., Grieken R. van, Chien K., Pershin L., Coyle T., Mostaghimi J. Effect of liquid feed-stock composition on the morphology of titanium dioxide films deposited by thermal plasma spray. *Journal of Nanoscience and Nanotechnology*, 2015, vol. 15, no. 9, pp. 6651–6662. <https://doi.org/10.1166/jnn.2015.10874>
10. Tekmen C., Iwata K., Tsunekawa Y., Okumiya M. Influence of methane and carbon dioxide on in-flight particle behavior of cast iron powder by atmospheric plasma spraying. *Materials Letters*, 2009, vol. 63, no. 28, pp. 2439–2441. <https://doi.org/10.1016/j.matlet.2009.08.026>
11. Carnicer V., Orts M. J., Moreno R., Sánchez E. Engineering zirconia coating microstructures by using saccharides in aqueous suspension plasma spraying feedstocks. *Ceramics International*, 2020, vol. 46, no. 15, pp. 23749–23759. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2020.06.149>
12. Carnicer V., Martinez-Julian F., Orts M. J., Sánchez V., Moreno R. Effect of fructose-containing feedstocks on the microstructure of multicomponent coatings deposited by suspension plasma spraying. *Journal of the European Ceramic Society*, 2019, vol. 39, no. 12, pp. 3433–3441. <https://doi.org/10.1016/j.jeurceramsoc.2019.04.042>
13. Yugeswaran S., Amarnath P., Ananthapadmanabhan P. V., Pershin L., Mostaghimi J., Chandra S., Coyle T. W. Thermal conductivity and oxidation behavior of porous Inconel 625 coating interface prepared by dual-injection plasma spraying. *Surface and Coating Technology*, 2021, vol. 411, pp. 126990. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2021.126990>

14. Pateyron B., Calve N., Pawłowski L. Influence of water and ethanol on transport properties of the jets used in suspension plasma spraying. *Surface and Coatings Technology*, 2013. vol. 220, pp. 257–260. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2012.10.010>
15. Gorbunov A. V., Devoino O. G., Gorbunova V. A., Yatskevitch O. K., Koval V. A. Thermodynamic estimation of the parameters for the C-H-O-N-Me-systems as operating fluid simulants for new processes of powder thermal spraying and spheroidizing. *Science and Technique*. 2021, vol. 20, no. 5, pp. 390–398. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2021-20-5-390-398>
16. Halinouski A. A., Gorbunov A. V., Mosse A. L. *Thermophysical and Power Parameters of DC Electric Arc Plasma Torches with 200 kW Power for the Reactors of Pyrolysis and Oxidation Pyrolysis of the Hydrocarbons*. Minsk, A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of NAS of Belarus, 2007. 42 p. (in Russian).
17. Petrov S. V., Saakov A. G. *Plasma of Combustion Products in Surface Engineering*. Kyiv, TOPAS Publ., 2000. 218 p. (in Russian).
18. Gadzhiev M. Kh., Tyuftyaev A. S., Kulikov Yu. M., Sargsyan M. A., Yusupov D. I., Son E. E. A Low-temperature plasma generator working on N₂-propane mixture. *Journal of Physics Conference Series*, 2021, vol. 1787, no. 1, pp. 012060. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/1787/1/012060>
19. Gorokhovski M., Karpenko E. I., Lockwood F. C., Messerle V. E., Trusov B. G., Ustimenko A. B. Plasma technologies for solid fuels: experiment and theory. *Journal of the Energy Institute*, 2005, vol. 78, no. 4, pp. 157–171. <https://doi.org/10.1179/174602205x68261>
20. Barbin N. M., Terentiev D. I., Alexeev S. G., Barbina T. M. Thermodynamic analysis of radionuclides behaviour in products of vapour phase hydrothermal oxidation of radioactive graphite. *Journal of Radioanalytical and Nuclear Chemistry*, 2015, vol. 307, no. 2, pp. 1459–1470. <https://doi.org/10.1007/s10967-015-4587-2>
21. Bublicevsky A. F., Sagas J. C., Gorbunov A. V., Maciel H. S., Bublicevsky D. A., Filho G. P., Lacava P. T., Halinouski A. A., Testoni G. E. Similarity relations of power-voltage characteristics for tornado gliding arc in plasma-assisted combustion processes. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2015, vol. 43, no. 5, pp. 1742–1746. <https://doi.org/10.1109/TPS.2015.2419822>
22. Carpinlioglu M. O., Sanlisoy A. Performance assessment of plasma gasification for waste to energy conversion: A methodology for thermodynamic analysis. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2018, vol. 43, no. 25, pp. 11493–11504. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2017.08.147>
23. Mourão R., Marquesi A. R., Gorbunov A. V., Filho G. P., Halinouski A. A., Otani C. Thermochemical assessment of gasification process efficiency of biofuels industry waste with different plasma oxidants. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2015, vol. 43, no. 10, pp. 3760–3767. <https://doi.org/10.1109/TPS.2015.2416129>
24. Engel'sht V. S., Balan R. K. Chemical thermodynamics of the vapor-oxygen gasification of graphite. *High Temperature*, 2011, vol. 49, no. 5, pp. 736–743. <https://doi.org/10.1134/S0018151X11050063>
25. Zhukov M. F., Zasytkin I. M. *Thermal Plasma Torches: Design, Characteristics and Applications*. Cambridge, Cambridge International Science Publ., 2007. 596 p.
26. Oh S.-Y., Yun S., Kim J.-K. Process integration and design for maximizing energy efficiency of a coal-fired power plant integrated with amine-based CO₂ capture process. *Applied Energy*, 2018, vol. 216, pp. 311–322. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2018.02.100>
27. *NIST Chemistry WebBook*. Available at: <https://webbook.nist.gov/cgi/cbook.cgi?ID=C74828&Units=SI&Mask=1#Thermo-Gas> (accessed 25 July 2021).
28. Zhou T., Francois B. Modeling and control design of hydrogen production process for an active hydrogen/wind hybrid power system. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2009, vol. 34, no. 1, pp. 21–30. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2008.10.030>
29. Matveev I. B., Messerle V. E., Ustimenko A. B. Plasma gasification of coal in different oxidants. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2008, vol. 36, no. 6, pp. 2947–2954. <https://doi.org/10.1109/TPS.2008.2007643>
30. Brousse-Pereira E., Wittmann-Teneze K., Bianchi V., Longuet J. L., Del Campo L. Optical and electrical properties of heterogeneous coatings produced by aluminum powder and boehmite suspension plasma spraying. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2012, vol. 21, no. 6, pp. 1110–1119. <https://doi.org/10.1007/s11666-012-9792-8>
31. Dolatabadi A., Mostaghimi J., Pershin V. Effect of a cylindrical shroud on particle conditions in high velocity oxy-fuel spray process. *Science and Technology of Advanced Materials*, 2002, vol. 137, no. 3, pp. 245–255. [https://doi.org/10.1016/S1468-6996\(02\)00023-2](https://doi.org/10.1016/S1468-6996(02)00023-2)
32. Serena S., Raso M. A., Rodríguez M. A., Caballero A., Leo T. J. Thermodynamic evaluation of the Al₂O₃–H₂O binary system at pressures up to 30 MPa. *Ceramics International*, 2009, vol. 35, no. 8, pp. 3081–3090. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2009.04.014>
33. Lee H. W., Cha J. S., Park Y.-K. Catalytic co-pyrolysis of Kraft lignin with refuse-derived fuels using Ni-loaded ZSM-5 type catalysts. *Catalysts*, 2018, vol. 8, no. 11, p. 506. <https://doi.org/10.3390/catal8110506>
34. *Aluminium Hydroxide, Industrial Grade, CAS No.: 21645-51-2, powder purity: 98 % min*. Available at: <https://ditai-chem.en.made-in-china.com/product/mSKEaPAXVBWi/China-High-Whiteness-Aluminum-Hydroxide-with-Lowest-Price.html> (accessed 25 June 2021).

Information about the authors

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

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

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

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

Vitali A. Koval – Ph. D. (Engineering), Assistant Professor, Automotive and Tractor Faculty, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: vit_koval@mail.ru

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

Anton A. Halinouski – Ph. D. (Engineering), Scientific Assistant, Department of Ionosphere and Aeronomy, Institute of Atmospheric Physics of the Czech Academy of Sciences (Boční II 1401 Prague 4, Czech Republic). Web of Science Researcher ID: X-6016-2018. E-mail: halinouski@ufa.cas.cz

Информация об авторах

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

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

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

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

Коваль Виталий Александрович – кандидат технических наук, доцент, автотракторный факультет, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: vit_koval@mail.ru

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

Галиновский Антон Александрович – кандидат технических наук, научный сотрудник, Институт физики атмосферы Академии наук Чехии (Boční II 1401, Прага 4, Чешская Республика). Web of Science Researcher ID: X-6016-2018. E-mail: halinouski@ufa.cas.cz

МАШИНОСТРОЕНИЕ, МЕХАНИКА
MECHANICAL ENGINEERING AND MECHANICS

УДК 531.781.2
<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-411-419>

Поступила в редакцию 23.07.2021
Received 23.07.2021

К. Ю. Быков, И. В. Качанов, И. М. Шаталов

Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь

**СИЛОВОЙ РЕЖИМ ОСЕСИММЕТРИЧНОГО СКОРОСТНОГО
КОМБИНИРОВАННОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ
ДОРОЖНЫХ РЕЗЦОВ**

Аннотация. Приведена упрощенная, трехэтапная модель перехода от плоской к осесимметричной деформации при скоростном, комбинированном выдавливании биметаллических дорожных резцов. В основу перехода положен принцип равенства площадей, согласно которому площадь фигуры при плоской деформации заменяется равновеликой площадью круга. При этом считается, что кинематически возможное поле линий скольжения остается неизменным. Такой подход позволяет снизить количество необходимых расчетов и при этом сохранить высокую степень корректности полученных уравнений. Первый этап характеризуется переходом к частному случаю плоской задачи, при котором из исходной заготовки квадратного сечения выдавливается ступенчатая деталь прямоугольного сечения, в котором одна из сторон равна стороне квадрата исходной заготовки. На втором этапе перехода осуществляется выдавливание из исходной заготовки квадратного сечения плоскоступенчатой детали, имеющей квадратные сечения по всей длине. Непосредственно на третьем этапе формируется окончательный переход к осесимметричной деформации резца, при котором площадь квадрата заменяется равновеликой площадью круга. Зависимости, полученные в результате решения осесимметричной задачи, могут быть рекомендованы для расчетов при промышленной реализации технологии скоростного, комбинированного выдавливания биметаллических дорожных резцов.

Ключевые слова: осесимметричная деформация, дорожный резец, комбинированное выдавливание, равенство площадей, режим деформирования, напряженно-деформированное состояние

Для цитирования: Быков, К. Ю. Силовой режим осесимметричного скоростного комбинированного выдавливания биметаллических дорожных резцов / К. Ю. Быков, И. В. Качанов, И. М. Шаталов // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2021. – Т. 66, №4. – С. 411–419. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-411-419>

Konstantin Yu. Bykov, Igor V. Kachanov, Igor M. Shatalov

Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus

**POWER MODE OF AXISYMMETRIC HIGH-SPEED COMBINED EXTRUSION OF BIMETALLIC ROAD
MILLING PICKS**

Abstract. The article presents a simplified three-stage model of the transition from a flat to axisymmetric deformation during high-speed, combined extrusion of bimetallic road milling picks. The transition is based on the principle of equality of areas, according to which the area of a figure during a flat deformation is replaced by an equal area of a circle. In this case, it is assumed that the kinematically possible field of the slip lines remains unchanged. This approach makes it possible to reduce the number of necessary calculations and at the same time maintain a high degree of correctness of the obtained equations. The first stage shows the transition to a special case of a flat problem, in which a stepped rectangular part is extruded from the original square blank, in which one of the sides is equal to the square side of the original blank. At the second stage of the transition, a flat-step part having square sections along its entire length is extruded from the original square-section blank. Directly at the third stage, the final transition to the axisymmetric deformation of the cutter is formed, in which the area of the square is replaced by the equal area of the circle. The dependences obtained because of solving the axisymmetric problem can be recommended for calculations in the industrial implementation of the technology of high-speed combined extrusion of bimetallic milling picks.

Keywords: axisymmetric deformation, road-milling picks, combined extrusion, equality of areas, deformation mode, stress-strain state

For citation: Bykov K. Yu., Kachanov I. V., Shatalov I. M. Power mode of axisymmetric high-speed combined extrusion of bimetallic road milling picks. *Vestsi Natsyonal'най akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 4, pp. 411–419 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-411-419>

Введение. Разработка новых технологических процессов при получении стержневых изделий с осевой симметрией, к которым можно отнести и дорожные резцы, сопряжена с проведением анализа напряженно-деформированного состояния заготовки с последующим определением мощности и усилия, необходимых для штамповки готового продукта. В литературе имеется достаточное количество рекомендаций для расчета как плоских, так и осесимметричных (пространственных) задач [1–8]. Стоит отметить, что некоторые из этих рекомендаций являются весьма трудоемкими с точки зрения реализации необходимых расчетов.

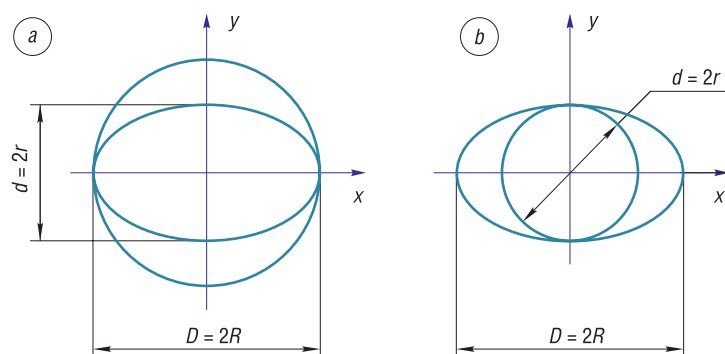


Рис. 1. Два перехода плоской деформации при анализе осесимметричного выдавливания [6, 7]: *a* – схема «круг – эллипс», *b* – схема «эллипс – круг»

Fig. 1. Two flat strain transitions in axisymmetric extrusion analysis [6, 7]: *a* – scheme “circle – ellipse”, *b* – scheme “ellipse – circle”

Так, в [6, 7] авторы рассматривают осесимметричную деформацию как суперпозицию двух переходов плоской деформации (рис. 1). При этом считается, что на первом переходе цилиндрическая заготовка диаметром $D = 2R$ (R – радиус заготовки) выдавливается в стержень эллиптического сечения с параметрами осей $D = 2R$ (большая ось) и $d = 2r$ (малая ось) (рис. 1, *a*). На втором переходе эллиптическая заготовка деформируется через круглое отверстие в цилиндрический пруток с диаметром $d = 2r$ (рис. 1, *b*).

Наряду с этим авторы работ [9, 10] отмечают, что при исследовании кинематики пластического течения имеет место подобие очагов пластической деформации при выдавливании плоских и осесимметричных изделий. Поэтому для осесимметричного выдавливания рассмотрение очага деформации осуществляется в диаметральной сечении заготовки и продеформированной стержневой части.

С учетом этого обстоятельства вполне правомерно осуществить, на наш взгляд, решение плоской задачи с минимальным искажением очага деформации при последующем переходе к осесимметричной деформации. Как пример такого решения в данной статье предлагается плоскую деформацию осуществить на примере ступенчатого, комбинированного выдавливания поковок резца из исходной квадратной заготовки. При этом отличительной особенностью этого процесса является равенство площадей квадратных сечений заготовки и ступенчатых элементов поковки соответствующим площадям круга в осесимметричной детали. При таком подходе полученное решение плоской задачи для поковки с площадями квадратного сечения может быть пересчитано на осесимметричную деталь (используя все полученные расчетные зависимости, годографы скоростей и ускорений) на основе практической неизменности кинематически возможных полей линий скольжения (очага деформации) в условиях как плоской, так и осесимметричной деформации.

Цель данной работы – представление упрощенной, трехэтапной, модели перехода от плоской к осесимметричной деформации при выдавливании биметаллических дорожных резцов.

Первый этап перехода от плоской деформации к осесимметричной. Используя метод верхней оценки, нами была разработана математическая модель [11] расчета режима нагружения пуансона в процессе скоростного комбинированного горячего выдавливания биметаллических дорожных резцов в условиях плоской деформации. В процессе решения плоской задачи была получена диаграмма $P_n = f(h_n)$ «усилие на пуансоне – путь деформирования» (рис. 2). Условно процесс был разделен на две стадии: стадию разгона (зона «Р» на рис. 2) и стадию торможения, состоящую из двух этапов (зоны «Т₁» и «Т₂» на рис. 2). Отличительной особенностью данного процесса от ряда схожих по тематике работ [12–14] является то, что в процессе выдавливания на стадии разгона часть металла деформируемой заготовки течет в направлении, противоположном ходу движения пуансона, то есть имеет место так называемое обратное выдавливание.

В ходе решения плоской задачи зависимости, полученные на основе минимальной мощности внутренних сил, установленной по оптимальным параметрам поля и матричной полости (α, β, γ), и характеризующие воспринимаемое пуансоном на каждом этапе выдавливания усилие, имеют вид [11]:

$$P_{п.р, \min} = \frac{2AbM \left\{ k \left[F_{1, \text{opt}}(\alpha, \lambda_1, \mu) + 2\mu h_p \frac{\lambda_1^2 + 1}{A} \right] + \rho v_0^2 F_{2, \text{opt}}(\alpha, \lambda_1) \right\}}{M - 2A^2 b \rho \left(F_{3, \text{opt}}(\alpha, \lambda_1) + h_p \frac{\lambda_1^2}{A} + \frac{l_{п.б} \rho_{п.б}}{A \rho} \right)}; \quad (1)$$

$$P_{п1, \min} = \frac{2AbM \left\{ k \left[F_{4, \text{opt}}(\beta, \lambda_2, \mu) + 2\mu \left(\frac{L_{\text{зар}'} - h_1}{A} + h_1 \frac{\lambda_2^2}{A} \right) \right] + \rho v_0^2 F_{5, \text{opt}}(\beta, \lambda_2) \right\}}{M + 2A^2 b \rho \left(F_{6, \text{opt}}(\alpha, \beta, \lambda_1, \lambda_2) + \frac{L_{\text{зар}'} - h_1}{A} + h_1 \frac{\lambda_1^2}{A} + \frac{l_{п.б} \rho_{п.б}}{A \rho} - \frac{h_p}{A} \right)}; \quad (2)$$

$$P_{п2, \min} = \frac{2AbM \left\{ k \left[F_{4, \text{opt}}(\beta, \lambda_2, \mu) + 2\mu \left(\frac{L_{\text{зар}'} - h_1 - h_2}{A} + h_2 \frac{\lambda_2^2}{A} \right) \right] + \rho v_0^2 F_{5, \text{opt}}(\beta, \lambda_2) \right\}}{M + 2A^2 b \rho \left(F_{6, \text{opt}}(\alpha, \beta, \lambda_1, \lambda_2) + \frac{L_{\text{зар}'} - h_1 - h_2}{A} + h_2 \frac{\lambda_1^2}{A} + \frac{l_{п.б} \rho_{п.б}}{A \rho} - \frac{h_p}{A} \right)} + \frac{2AbM \left\{ k \left[F_{7, \text{opt}}(\gamma, \lambda_3, \mu) + 2\mu \left(h_2 \frac{\lambda_2^2 (\lambda_3^2 + 1)}{A} \right) \right] + \rho v_0^2 F_{8, \text{opt}}(\gamma, \lambda_2, \lambda_3) \right\}}{M + 2A^2 b \rho \left(F_{9, \text{opt}}(\gamma, \lambda_3) + h_2 \frac{\lambda_2^2 (\lambda_3^2 + 1)}{A} \right)}, \quad (3)$$

где $P_{п.р, \min}, P_{п1, \min}, P_{п2, \min}$ – минимальные верхнеграницные усилия, воспринимаемые пуансоном на путях деформирования h_p, h_1, h_2 соответственно; h_p, h_1, h_2 – пути деформирования на стадии разгона, первом и втором этапах стадии торможения соответственно; $L_{\text{зар}'}$ – длина заготовки; A и b – геометрические размеры (высота и ширина) заготовки, пуансона и промежуточного

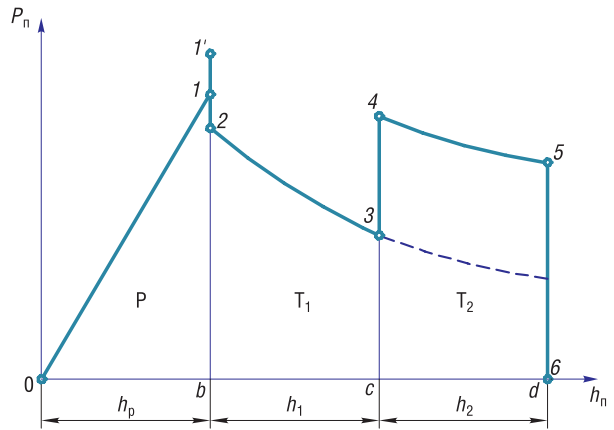


Рис. 2. Расчетная диаграмма $P_n = f(h_n)$ «усилие на пуансоне – путь деформирования» для плоской задачи: Р – стадия разгона; Т₁ – первый этап стадии торможения; Т₂ – второй этап стадии торможения; h_p – путь деформирования на стадии разгона; h_1 – путь деформирования на первом этапе стадии торможения; h_2 – путь деформирования на втором этапе стадии торможения [11]

Fig. 2. Diagram $P_n = f(h_n)$ “force on the punch – deformation path” for a flat problem: P – acceleration phase; Т₁ – the first stage of the inhibition phase; Т₂ – the second stage of the inhibition phase; h_p – deformation path at the acceleration phase; h_1 – deformation path at the first stage of the inhibition stage; h_2 – deformation path in the second stage of the inhibition phase [11]

бойка; M – масса пуансона; k – пластическая постоянная; $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ – коэффициенты вытяжек; μ – коэффициент контактного трения; v_0 – начальная скорость пуансона; ρ – плотность заготовки; $l_{п.б}$ – длина промежуточного бойка; $\rho_{п.б}$ – плотность промежуточного бойка; α, β, γ – углы матричной полости; $F_{1,opt} - F_{9,opt}$ – функционалы усилий выдавливания, определяемые в зависимости от условий деформирования.

При этом коэффициенты вытяжек $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ в выражениях (1)–(3) определяются через отношение площадей сечений до и после деформации по зависимостям $\lambda_1 = \frac{2Ab}{2a_1b} = \frac{A}{a_1}, \lambda_2 = \frac{2Ab}{2a_2b} = \frac{A}{a_2}, \lambda_3 = \frac{2a_2b}{2a_3b} = \frac{a_2}{a_3}$.

Для перехода от плоской задачи к осесимметричной на первом этапе формоизменения, когда сечение заготовки по длине представляет собой прямоугольники со сторонами $2A, 2a_1, 2a_2, 2a_3$ и b (рис. 3), необходимо внести изменение, суть которого сводится к приравнению размера b (ширина заготовки) к размеру $2A$ (высота заготовки), то есть $b = 2A$ (рис. 4). Отсюда получаем, что площадь исходной заготовки $f_{п.исх} = 2Ab$ увеличивается до значения $f_{п.кв} = 4A^2$. Таким образом, возникает частный случай плоской задачи, когда из исходной заготовки квадратного сечения выдавливаются прямоугольники с шириной, равной $2A$ (рис. 4).

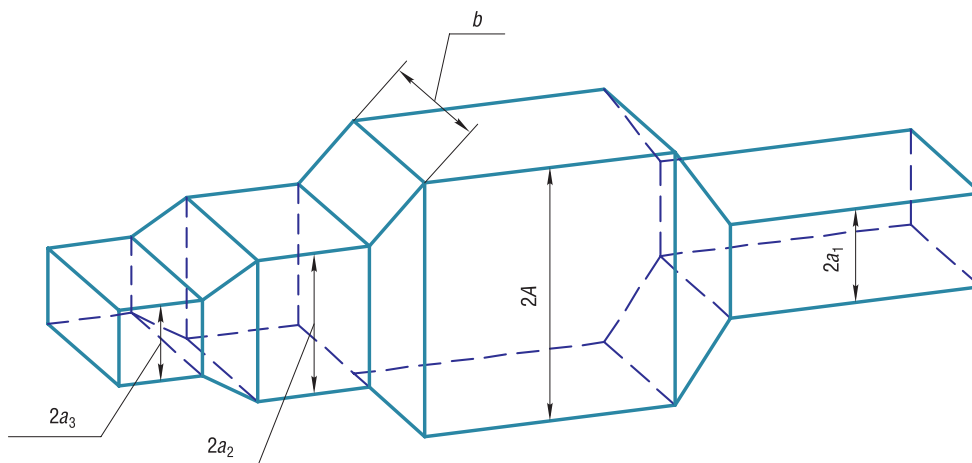


Рис. 3. Плоская задача выдавливания биметаллических дорожных резцов
Fig. 3. The problem of flat extrusion of bimetallic milling picks

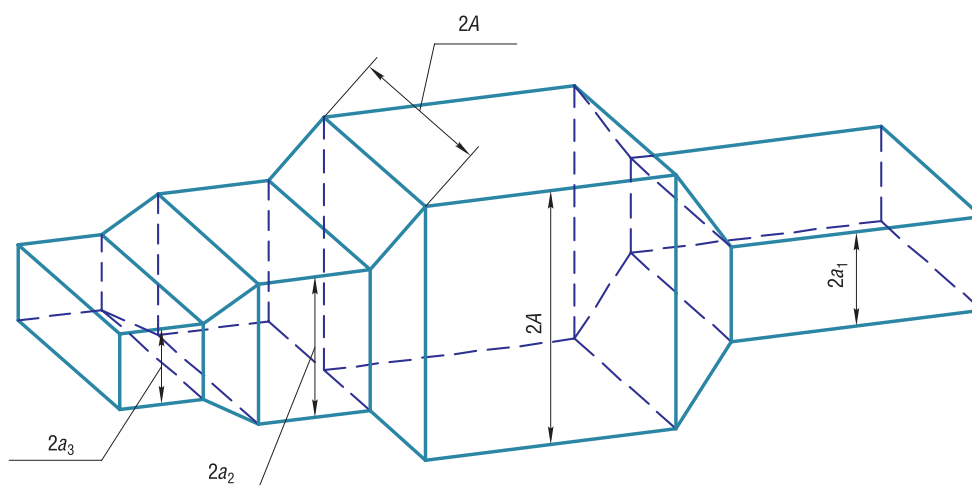


Рис. 4. Частный случай плоской задачи с исходной заготовкой в виде квадрата
Fig. 4. The special case of the flat problem with an initial workpiece in the form of a square

Произведя замену исходных площадей в уравнениях (1)–(3), получим выражения для расчета усилия деформирования при выдавливании из исходной квадратной заготовки ступенчатой детали, ширина которой равняется $2A$:

$$P_{п.р, \min} = \frac{4A^2M \left\{ k \left[F_{1, \text{opt}}(\alpha, \lambda_1, \mu) + 2\mu h_p \frac{\lambda_1^2 + 1}{A} \right] + \rho v_0^2 F_{2, \text{opt}}(\alpha, \lambda_1) \right\}}{M - 4A^3 \rho \left(F_{3, \text{opt}}(\alpha, \lambda_1) + h_p \frac{\lambda_1^2}{A} + \frac{l_{п.б} \rho_{п.б}}{A\rho} \right)}; \quad (4)$$

$$P_{п1, \min} = \frac{4A^2M \left\{ k \left[F_{4, \text{opt}}(\beta, \lambda_2, \mu) + 2\mu \left(\frac{L_{заг'} - h_1}{A} + h_1 \frac{\lambda_2^2}{A} \right) \right] + \rho v_0^2 F_{5, \text{opt}}(\beta, \lambda_2) \right\}}{M + 4A^3 \rho \left(F_{6, \text{opt}}(\alpha, \beta, \lambda_1, \lambda_2) + \frac{L_{заг'} - h_1}{A} + h_1 \frac{\lambda_1^2}{A} + \frac{l_{п.б} \rho_{п.б}}{A\rho} - \frac{h_p}{A} \right)}; \quad (5)$$

$$P_{п2, \min} = \frac{4A^2M \left\{ k \left[F_{4, \text{opt}}(\beta, \lambda_2, \mu) + 2\mu \left(\frac{L_{заг'} - h_1 - h_2}{A} + h_2 \frac{\lambda_2^2}{A} \right) \right] + \rho v_0^2 F_{5, \text{opt}}(\beta, \lambda_2) \right\}}{M + 4A^3 \rho \left(F_{6, \text{opt}}(\alpha, \beta, \lambda_1, \lambda_2) + \frac{L_{заг'} - h_1 - h_2}{A} + h_2 \frac{\lambda_1^2}{A} + \frac{l_{п.б} \rho_{п.б}}{A\rho} - \frac{h_p}{A} \right)} + \quad (6)$$

$$+ \frac{4A^2M \left\{ k \left[F_{7, \text{opt}}(\gamma, \lambda_3, \mu) + 2\mu \left(h_2 \frac{\lambda_2^2(\lambda_3^2 + 1)}{A} \right) \right] + \rho v_0^2 F_{8, \text{opt}}(\gamma, \lambda_2, \lambda_3) \right\}}{M + 4A^3 \rho \left(F_{9, \text{opt}}(\gamma, \lambda_3) + h_2 \frac{\lambda_2^2(\lambda_3^2 + 1)}{A} \right)}.$$

При этом выражения для определения коэффициентов вытяжек $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ останутся неизменными.

Второй этап перехода от плоской деформации к осесимметричной. На данном этапе необходимо осуществить формоизменение плоскоступенчатого резца квадратного сечения со сторонами ступеней a_1, a_2, a_3 из исходной заготовки квадратного сечения со стороной квадрата $2A$ (рис. 5). Для того чтобы получить квадратные сечения по всей длине, необходимо дополнительно продеформировать заготовку в направлении, перпендикулярном направлению движения пуансона (физической плоскости).

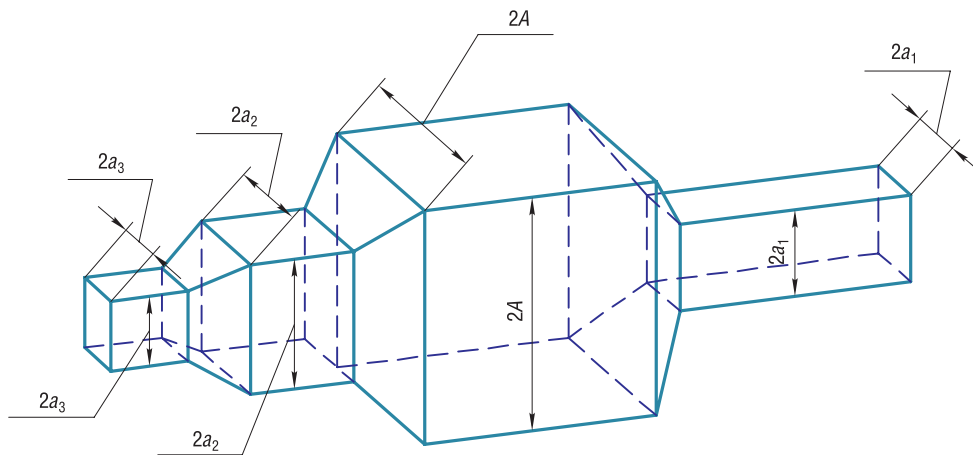


Рис. 5. Форма поперечных сечений резца в виде квадратов
 Fig. 5. The shape of the cross-sections of the road milling picks in the form of squares

Математически это будет означать, что усилия, полученные по уравнениям (4)–(6), необходимо увеличить в 2 раза. Тогда указанные выражения примут вид:

$$P_{п.п,\min} = \frac{8A^2 M \left\{ k \left[F_{1,\text{opt}}(\alpha, \lambda_1, \mu) + 2\mu h_p \frac{\lambda_1^2 + 1}{A} \right] + \rho v_0^2 F_{2,\text{opt}}(\alpha, \lambda_1) \right\}}{M - 4A^3 \rho \left(F_{3,\text{opt}}(\alpha, \lambda_1) + h_p \frac{\lambda_1^2}{A} + \frac{l_{п.б} \rho_{п.б}}{A\rho} \right)}; \quad (7)$$

$$P_{п1,\min} = \frac{8A^2 M \left\{ k \left[F_{4,\text{opt}}(\beta, \lambda_2, \mu) + 2\mu \left(\frac{L_{заг'} - h_1}{A} + h_1 \frac{\lambda_2^2}{A} \right) \right] + \rho v_0^2 F_{5,\text{opt}}(\beta, \lambda_2) \right\}}{M + 4A^3 \rho \left(F_{6,\text{opt}}(\alpha, \beta, \lambda_1, \lambda_2) + \frac{L_{заг'} - h_1}{A} + h_1 \frac{\lambda_1^2}{A} + \frac{l_{п.б} \rho_{п.б}}{A\rho} - \frac{h_p}{A} \right)}; \quad (8)$$

$$P_{п2,\min} = \frac{8A^2 M \left\{ k \left[F_{4,\text{opt}}(\beta, \lambda_2, \mu) + 2\mu \left(\frac{L_{заг'} - h_1 - h_2}{A} + h_2 \frac{\lambda_2^2}{A} \right) \right] + \rho v_0^2 F_{5,\text{opt}}(\beta, \lambda_2) \right\}}{M + 4A^3 \rho \left(F_{6,\text{opt}}(\alpha, \beta, \lambda_1, \lambda_2) + \frac{L_{заг'} - h_1 - h_2}{A} + h_2 \frac{\lambda_1^2}{A} + \frac{l_{п.б} \rho_{п.б}}{A\rho} - \frac{h_p}{A} \right)} + \quad (9)$$

$$+ \frac{8A^2 M \left\{ k \left[F_{7,\text{opt}}(\gamma, \lambda_3, \mu) + 2\mu \left(h_2 \frac{\lambda_2^2 (\lambda_3^2 + 1)}{A} \right) \right] + \rho v_0^2 F_{8,\text{opt}}(\gamma, \lambda_2, \lambda_3) \right\}}{M + 4A^3 \rho \left(F_{9,\text{opt}}(\gamma, \lambda_3) + h_2 \frac{\lambda_2^2 (\lambda_3^2 + 1)}{A} \right)}.$$

В выражениях (7)–(9) значения коэффициентов вытяжек $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ будут равны: $\lambda_1 = \frac{2A^2}{2a_1^2} = \frac{A^2}{a_1^2}$, $\lambda_2 = \frac{2A^2}{2a_2^2} = \frac{A^2}{a_2^2}$, $\lambda_3 = \frac{2a_2^2}{2a_3^2} = \frac{a_2^2}{a_3^2}$.

Третий этап перехода от плоской деформации к осесимметричной. На этом этапе перехода к осесимметричной деформации необходимо заменить площадь квадратной заготовки $f_{п.кв} = 4A^2$ на равновеликую площадь круга $f_{кр} = \pi D^2/4$ (рис. 6):

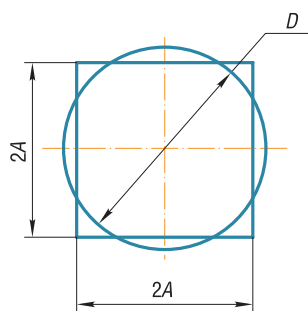


Рис. 6. Форма равновеликих площадей квадратной и круглой заготовок при переходе к осесимметричной деформации

Fig. 6. The shape of equal areas of square and round blanks in the transition to axisymmetric deformation

$$f_{п.кв} = f_{кр} = 4A^2 = \frac{\pi D^2}{4} \Rightarrow A = 0,443D, \quad (10)$$

где D – диаметр равновеликого круга осесимметричной заготовки; $2A$ – сторона равновеликой по площади квадратной заготовки, используемая в решении плоской задачи.

При этом будем считать, что кинематически возможное поле линий скольжения с варьируемыми оптимальными параметрами $\alpha_{\text{opt}}, \beta_{\text{opt}}, \gamma_{\text{opt}}$, включая выражения для расчетов этих параметров, полученные при решении плоской задачи [11], остаются неизменными.

Подставляя зависимость (10) в уравнения (7)–(9), получим выражения для расчета усилия необходимого для скоростного выдавливания осесимметричного дорожничного резца с диаметрами ступеней d_1, d_2, d_3 из исходной заготовки диаметром D :

$$P_{п.п,\min.ос} = \frac{1,57D^2 M \left\{ k \left[F_{1,\text{opt}}(\alpha, \lambda_1, \mu) + 2\mu h_p \frac{\lambda_1^2 + 1}{0,443D} \right] + \rho v_0^2 F_{2,\text{opt}}(\alpha, \lambda_1) \right\}}{M - 0,348D^3 \rho \left(F_{3,\text{opt}}(\alpha, \lambda_1) + h_p \frac{\lambda_1^2}{0,443D} + \frac{l_{п.б} \rho_{п.б}}{0,443D\rho} \right)}; \quad (11)$$

$$P_{п1, \min. oc} = \frac{1,57D^2M \left\{ k \left[F_{4, \text{opt}}(\beta, \lambda_2, \mu) + 2\mu \left(\frac{L_{\text{зар}'} - h_1}{0,443D} + h_1 \frac{\lambda_2^2}{0,443D} \right) \right] + \rho v_0^2 F_{5, \text{opt}}(\beta, \lambda_2) \right\}}{M + 0,348D^3 \rho \left(F_{6, \text{opt}}(\alpha, \beta, \lambda_1, \lambda_2) + \frac{L_{\text{зар}'} - h_1}{0,443D} + h_1 \frac{\lambda_1^2}{0,443D} + \frac{l_{п.б} \rho_{п.б}}{0,443D \rho} - \frac{h_p}{0,443D} \right)}; \quad (12)$$

$$P_{п2, \min. oc} = \frac{1,57D^2M \left\{ k \left[F_{4, \text{opt}}(\beta, \lambda_2, \mu) + 2\mu \left(\frac{L_{\text{зар}'} - h_1 - h_2}{0,443D} + h_2 \frac{\lambda_2^2}{0,443D} \right) \right] + \rho v_0^2 F_{5, \text{opt}}(\beta, \lambda_2) \right\}}{M + 0,348D^3 \rho \left(F_{6, \text{opt}}(\alpha, \beta, \lambda_1, \lambda_2) + \frac{L_{\text{зар}'} - h_1 - h_2}{0,443D} + h_2 \frac{\lambda_1^2}{0,443D} + \frac{l_{п.б} \rho_{п.б}}{0,443D \rho} - \frac{h_p}{0,443D} \right)} + \quad (13)$$

$$+ \frac{1,57D^2M \left\{ k \left[F_{7, \text{opt}}(\gamma, \lambda_3, \mu) + 2\mu \left(h_2 \frac{\lambda_2^2(\lambda_3^2 + 1)}{0,443D} \right) \right] + \rho v_0^2 F_{8, \text{opt}}(\gamma, \lambda_2, \lambda_3) \right\}}{M + 0,348D^3 \rho \left(F_{9, \text{opt}}(\gamma, \lambda_3) + h_2 \frac{\lambda_2^2(\lambda_3^2 + 1)}{0,443D} \right)}.$$

Коэффициенты вытяжек $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ в уравнениях (11)–(13) будут определяться по зависимостям: $\lambda_1 = \frac{D^2}{d_1^2}, \lambda_2 = \frac{D^2}{d_2^2}, \lambda_3 = \frac{d_2^2}{d_3^2}$.

Сравнительный анализ уравнений (1)–(3) и (11)–(13) показывает, что усилие, воспринимаемое пуансоном, при осесимметричной деформации в 2 раза больше, чем при плоской. Сравнительная диаграмма зависимостей $P_{п} = f(h_{п})$ «усилие на пуансоне – путь деформирования» для случая осесимметричного и плоского скоростного комбинированного горячего выдавливания биметаллических дорожных резцов представлена на рис. 7.

В условиях осесимметричной деформации усилие, воспринимаемое пуансоном, возрастает за счет увеличивающегося в 2 раза объема материала, который подвергся деформации, и сил контактного трения, динамических напряжений на поверхностях разрыва скоростей и действия сил инерции деформируемой заготовки на стадиях разгона и торможения (рис. 7, кривая 1).

Приведенная диаграмма (см. рис. 7, кривая 1) для случая осесимметричной деформации по аналогии с плоской деформацией (см. рис. 7, кривая 2) имеет схожие участки, соответствующие условным стадиям процесса: стадии разгона и стадии торможения. Так, на стадии разгона (см. рис. 7, кривая 1, участок 0–1_{oc}), когда происходит заполнение хвостовой части резца [11], усилие на пуансоне, как показано на диаграмме, возрастает практически по линейному закону. Затем на стадии торможения за счет одномоментного выравнивая скоростей пуансона и оставшейся части заготовки происходит дополнительное возрастание усилия до некоторого значения, характеризуемого точкой 1'_{oc}, а затем усилие деформирования убывает по экспоненциальной кривой (участок диаграммы 2'_{oc} – 3'_{oc}). В точке 3'_{oc} на втором этапе стадии торможения за счет прохождения оставшейся части металла одновременно через два очага деформации возрастает воспринимаемое пуансоном усилие [11]. Достигнув некоторого значения, характеризуемого точкой 4'_{oc} (см. рис. 7, кривая 2), усилие пуансона начинает убывать, подобно первой стадии торможения, по экспоненциальной кривой (участок диаграммы 4'_{oc} – 5'_{oc}, см. рис. 7, кривая 1).

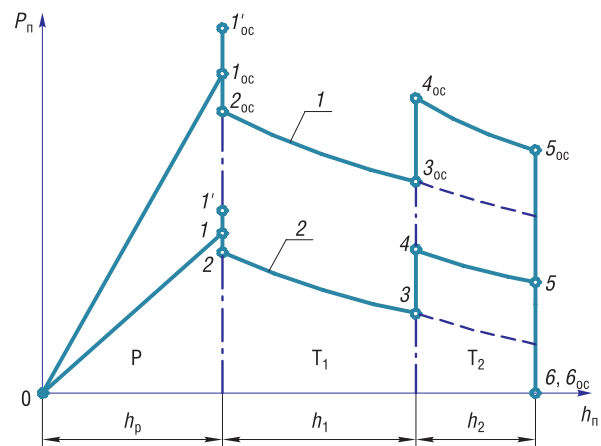


Рис. 7. Сравнительная диаграмма $P_{п} = f(h_{п})$ «усилие на пуансоне – путь деформирования» при скоростном выдавливании биметаллических дорожных резцов: кривая 1 – осесимметричная задача, кривая 2 – плоская задача

Fig. 7. Comparison chart $P_{п} = f(h_{п})$ “force on the punch – deformation path” at high-speed extrusion of bimetallic road milling picks: curve 1 – axisymmetric problem, curve 2 – flat problem

Таким образом, выражения (11)–(13) и диаграмма $P_{\text{п}} = f(h_{\text{п}})$ «усилие на пуансоне – путь деформирования» (см. рис. 7, кривая 1), полученные в результате предложенного перехода от плоской деформации к осесимметричной, определяют оптимальный режим и характерные этапы нагружения при скоростном комбинированном выдавливании биметаллических дорожных резцов в условиях осесимметричной деформации.

Заключение. Получены математические зависимости для определения минимального усилия при скоростном, комбинированном выдавливании биметаллических дорожных резцов в условиях осесимметричной деформации. Положенный в основу решения принцип равенства площадей позволяет говорить о достаточной корректности полученных выражений, а также рекомендовать данные зависимости для энергосиловых расчетов при проектировании и подборе оборудования в рамках промышленной реализации технологии скоростного, комбинированного, горячего выдавливания биметаллических дорожных резцов.

На основании полученных зависимостей построена диаграмма $P_{\text{п}} = f(h_{\text{п}})$ «усилие на пуансоне – путь деформирования» для осесимметричной деформации.

Зависимости (11)–(13) могут быть рекомендованы для расчета энергосиловых параметров при промышленной реализации технологии скоростного, комбинированного выдавливания биметаллических дорожных резцов.

Список использованных источников

1. Качанов, И. В. Определение усилия в процессе ударного выдавливания плоских стержневых изделий / И. В. Качанов, О. М. Дьяконов // Вес. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2002. – № 1. – С. 77–81.
2. Теорияковки и штамповки: учеб. пособие / Е. П. Унксов [и др.]. – М.: Машиностроение, 1992. – 720 с.
3. Джонсон, У. Теория пластичности для инженеров / У. Джонсон, Л. Меллор. – М.: Машиностроение, 1979. – 598 с.
4. Колмогоров, В. Л. Механика обработки металлов давлением / В. Л. Колмогоров. – М.: Металлургия, 1986. – 688 с.
5. Томленов, А. Д. Теория пластинчатого деформирования металлов / А. Д. Томленов. – М.: Металлургия, 1972. – 408 с.
6. Качанов, И. В. Скоростное горячее выдавливание стержневых изделий / И. В. Качанов; под ред. Л. А. Исаевича. – Минск: УП «Технопринт», 2002. – 327 с.
7. Здор, Г. Н. Технология высокоскоростного деформирования материалов / Г. Н. Здор, Л. А. Исаевич, И. В. Качанов. – Минск: БНТУ, 2010. – 456 с.
8. Смирнов, В. С. Теория обработки металлов давлением / В. С. Смирнов. – М.: Металлургия, 1973. – 497 с.
9. Теоретические основыковки и горячей штамповки / Е. М. Макушок [и др.]. – Минск: Наука и техника, 1968. – 408 с.
10. Томсен, Э. Механика пластической деформации при обработке металлов / Э. Томсен, Э. Янг, Ш. Кобояши. – М.: Машиностроение, 1969. – 503 с.
11. Быков, К. Ю. Силовой режим скоростного комбинированного выдавливания плоских биметаллических дорожных резцов / К. Ю. Быков, И. В. Качанов, И. М. Шаталов // Наука и техника. – 2021. – Т. 20, № 4. – С. 287–295. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2021-20-4-287-295>
12. Качанов, И. В. Ресурсосберегающая технология скоростного горячего выдавливания биметаллического стержневого инструмента / И. В. Качанов, В. Н. Шарий, В. В. Власов // Наука и техника. – 2016. – Т. 155, № 1. – С. 3–8. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2016-15-1-3-8>
13. Качанов, И. В. Оптимизация энергосилового режима при ударном выдавливании стержневых изделий с плакированием торцевой части / И. В. Качанова, В. Н. Шарий // Вестн. Белорус. нац. техн. ун-та. – 2008. – № 2. – С. 29–36.
14. Качанов, И. В. Оптимизация режима нагружения при скоростном ударном выдавливании биметаллических плоскоступенчатых стержневых изделий / И. В. Качанов, В. В. Власов // Вес. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2018. – Т. 63, № 1. – С. 43–52. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2018-63-1-43-52>

References

1. Kachanov I. V., Dyakonov O. M. Determination of the force in the process of impact extrusion of flat rod products. *Vesti Natsyunal'noi akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2002, no. 1, pp. 77–81 (in Russian).
2. Unksov E. P., Dzhonson U., Kolmogorov V. L. [et al.]. *Forging and Stamping Theory*. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1992. 720 p. (in Russian).
3. Johnson W., Mellor P. B. *Plasticity for Mechanical Engineers*. London, Princeton, N. J., Van Nostrand, 1962. 412 p.
4. Kolmogorov V. L. *Metal Forming Mechanics*. Moscow, Metallurgiya Publ., 1986. 688 p. (in Russian).
5. Tomlenov A. D. *The Theory of Plate Deformation of Metals*. Moscow, Metallurgiya Publ., 1972. 408 p. (in Russian).
6. Kachanov I. V. *High-Speed Hot Extrusion of Core Products*. Minsk, Tekhnoprint Publ., 2002. 327 p. (in Russian).

7. Zdor G. N., Isaevich L. A., Kachanov I. V. *High-Speed Material Deformation Technology*. Minsk, Belarusian National Technical University, 2010. 456 p. (in Russian).
8. Smirnov V. S. *Theory of Metal Forming*. Moscow, Metallurgiya Publ., 1973. 497 p. (in Russian).
9. Makushok E. M., Matusevich A. S., Severdenko V. P., Segal V. M. *Theoretical Foundations of Forging and Hot Forging*. Minsk, Nauka i tekhnika Publ., 1968. 408 p. (in Russian).
10. Thomsen E. G., Yang C. T., Kobayashi S. *Mechanics of Plastic Deformation in Metal Processing*. Macmillan, 1965. 486 p.
11. Bykov K. Y., Kachanov I. V., Shatalov I. M. Power Mode of High-Speed Combined Extrusion of Flat Bimetallic Rod Milling Picks. *Nauka i tekhnika = Science & Technique*, 2021, vol. 20, no. 4, pp. 287–295 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2021-20-4-287-295>
12. Kachanov I. V., Shary V. N., Vlasov V. V. Resource-Saving Technology for High-Speed Hot Extrusion of Bimetallic Rod Parts. *Nauka i tekhnika = Science & Technique*, 2015, vol. 15, no. 1, pp. 3–8 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2016-15-1-3-8>
13. Kachanov I. V., Shary V. N. Optimization of power regime during impact extrusion of rod products with cladding of the end part. *Vestnik BNTU*, 2008, no. 2, pp. 29–36 (in Russian).
14. Kachanov I. V., Vlasov V. V. Loading regime optimization for high-speed impact extrusion of bimetallic flat-step rod products. *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. 43–52 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2018-63-1-43-52>

Информация об авторах

Быков Константин Юрьевич – аспирант, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: k.bykovofficial@gmail.com

Качанов Игорь Владимирович – доктор технических наук, профессор, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: ihar.kachanau@bntu.by

Шаталов Игорь Михайлович – старший преподаватель, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: ishatalau@bntu.by

Information about the authors

Konstantin Yu. Bykov – Postgraduate Student, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: k.bykovofficial@gmail.com

Igor V. Kachanov – D. Sc. (Engineering), Professor, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: ihar.kachanau@bntu.by

Igor M. Shatalov – Senior Lecturer, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: ishatalau@bntu.by

**Sergei A. Chizhik¹, Michael A. Zhuravkov², Andrey B. Petrovskiy³, Viktor Ya. Prushak⁴,
Dmitry A. Puzanov⁵**

¹*Presidium of the National Academy of Sciences of the Republic of Belarus, Minsk, Republic of Belarus*

²*Belarusian State University, Minsk, Republic of Belarus*

³*JSC “Belaruskali”, Soligorsk, Minsk Region, Republic of Belarus*

⁴*Soligorsk Institute of Resources Saving Problems with Pilot Production, Soligorsk, Minsk Region,
Republic of Belarus*

⁵*Institute of Mining, Soligorsk, Minsk Region, Republic of Belarus*

ULTIMATE STATE CRITERIA AND STRENGTH CHARACTERISTICS OF THE ROCK MASSIFS BEING UNDERMINED REPEATEDLY

Abstract. Methodological approaches to the selection of ultimate state criteria and strength characteristics of the repeatedly undermined rock massifs were developed. These approaches were designed to provide parametric support to the geomechanical modelling of the massif stress-strain state and the mining systems of the Starobin potash deposit mine fields planned for the additional mining of the mineral reserves left. It was established that a complex criterion must be used to study the massif ultimate state. Determination of such criterion can be carried out using the developed approaches. The first approach is to select several criteria that evaluate the massif ultimate state by certain types of the massif stress-strain state. These criteria are the following: the criterion of the maximum normal stresses, criterion of the maximum linear strains, the criterion of the maximum shear stresses and the Coulomb–Mohr failure criterion. The second approach is to construct an integrated failure state criterion for materials whose ultimate tensile and compressive stresses differ significantly. In this case, parameters characterizing the type of stress state and properties of the material are introduced. These parameters together determine the destruction character – tear or shear. To describe the rocks behavior in the extreme strength stage of deformation, it is proposed to apply deformation theory of strength using the developed strain failure criterion. When calculating the strength characteristics of the repeatedly undermined rock massif, it is recommended to use a structural attenuation coefficient as the product of several factors, taking into account various types of disturbances in the primary undermined massif and the time factor. The Coulomb–Mohr strength condition is recommended to be used taking into account the composite structural attenuation coefficient. Dependencies have been developed to describe the change in the strength characteristics of rocks in the undermined massif, considering the attenuation coefficient.

Keywords: layered rock massif, mechanical characteristics, stress-strain state, ultimate criteria

For citation: Chizhik S. A., Zhuravkov M. A., Petrovskiy A. B., Prushak V. Ya., Puzanov D. A. Ultimate state criteria and strength characteristics of the rock massifs being undermined repeatedly. *Vesti Natsyyanal' nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 4, pp. 420–429. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-420-429>

С. А. Чижик¹, М. А. Журавков², А. Б. Петровский³, В. Я. Прушак⁴, Д. А. Пузанов⁵

¹*Президиум Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь*

²*Белорусский государственный университет, Минск, Республика Беларусь*

³*ОАО «Беларуськалий», Солигорск, Минская область, Республика Беларусь*

⁴*Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством, Солигорск, Минская область,
Республика Беларусь*

⁵*Институт горного дела, Солигорск, Минская область, Республика Беларусь*

КРИТЕРИИ ПРЕДЕЛЬНОГО СОСТОЯНИЯ И ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПОВТОРНО ПОДРАБАТЫВАЕМЫХ МАССИВОВ ГОРНЫХ ПОРОД

Аннотация. Разработаны методические подходы к выбору критериев предельного состояния и прочностных характеристик повторно подрабатываемых массивов горных пород, предназначенных для параметрического обеспечения геомеханического моделирования напряженно-деформированного состояния массива и горнотехнических систем участков шахтных полей Старобинского месторождения калийной руды, планируемых для доизвлечения оставленных запасов полезного ископаемого. Установлено, что для изучения предельного состояния массива необходимо применять комплексный критерий. Определение такого критерия можно выполнить с использованием разработанных подходов. Первый подход заключается в выборе нескольких критериев, оценивающих предельное состояние массива по отдель-

The feature of the underground structures behavior is the fact that the ultimate equilibrium of rock massifs does not yet mean complete loss of the bearing capacity of an underground structure. Therefore, to describe the strength and stability of rock massifs, only the “limit relations” between the principal stresses are not sufficient [11, 12]. The “limit relations” must be supplemented by an indication of the ultimate (critical) deformations (strains or displacements) at which the bearing capacity of the object will be exhausted. The critical deformations provide information about the deformation process, especially at the stage of the “descending deformation curve” [13]. The bearing capacity of rock massifs depends significantly on the “extreme” deformed state. Consequently, ultimate stress state testing is insufficient to estimate the bearing capacity of many geomechanics objects. The rock massifs deformations (including residual deformation) depend significantly on the loading or deformation history. Therefore, for assessment of rock massifs destruction, the deformed state type should be taken into account. In this case, the critical deformations are one of the physically correct criteria for object destruction.

Thus, to describe the rocks behavior beyond the strength it is necessary to use the strength deformation theory. In accordance with this, we modify equations (1) of limit equilibrium taking into account massif strains on “descending branch of deformation curve” as follows:

$$\Psi(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, e_1, e_2, e_3) = 0, \quad (2)$$

where e_1, e_2, e_3 – are the principal strains.

Due to the formation of a complex stress state in the undermined rock massif, where generalized compression, tension and shear areas exist simultaneously, it is obvious that a complex criterion must be used to study the ultimate (critical) rock massifs state. The determining of such complex criterion can be done using two approaches.

First approach. Selection of several criteria assessing the limit massif state by the certain types of the massif stress-strain state. In the frame of first approach in our modeling studies, we had used the following ultimate criteria to investigate the undermined rock massif state with underground workings.

Criterion of maximum normal stresses, which in terms of principal stresses can be written in the following form:

$$\begin{cases} \sigma_1 \geq \sigma_{\text{lim ext}}, \sigma_1 > 0; \\ \sigma_3 \leq \sigma_{\text{lim press}}, \sigma_3 \leq 0. \end{cases} \quad (3)$$

In (3) it is considered that $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$; $\sigma_{\text{lim ext}}$ is ultimate tensile stress (positive value); $\sigma_{\text{lim press}}$ is the ultimate compressive stress (negative value), where the ultimate compressive value may be the yield stress or the allowable stress. The ultimate values in (3) can be taken as strength for uniaxial, biaxial or volumetric stress states. The ultimate value for the uniaxial stress state is most often used.

Criterion of maximum linear strains. According to this criterion, the massif strength is effected if the greatest absolute value of the relative linear deformation exceeds some extreme value, independent of the type of stress state. A mathematical formulation of this criterion is as follows:

in terms of the deformed state:

$$F(\varepsilon_1, \varepsilon_3) = \begin{cases} \varepsilon_{\text{max}} = \varepsilon_1 \geq \varepsilon_{\text{lim ext}}^{\text{el}}; \\ \varepsilon_{\text{min}} = \varepsilon_3 \leq \varepsilon_{\text{lim press}}^{\text{el}}, \end{cases} \quad (4)$$

where $\varepsilon_{\text{lim ext}}^{\text{el}}$ is ultimate strain on tension, it corresponds to the point of the elasticity limit (positive value); $\varepsilon_{\text{lim press}}^{\text{el}}$ is ultimate strain on compression, it corresponds to the point the elasticity limit (negative value);

in terms of the stress state:

$$F(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = \begin{cases} \varepsilon_{\text{max}} E = \sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3) \geq \sigma_{\text{lim ext}}^{\text{el}}; \\ \varepsilon_{\text{min}} E = \sigma_3 - \nu(\sigma_1 + \sigma_2) \leq \sigma_{\text{lim press}}^{\text{el}}, \end{cases} \quad (5)$$

where $\sigma_{\text{lim ext}}^{\text{el}}$ is the ultimate tensile stress (positive value); $\sigma_{\text{lim press}}^{\text{el}}$ is the ultimate compressive stress (negative value).

The use of the *maximum linear strains* criterion in the form (5) is preferable in practice. Firstly, during the deformation processes development over time, the calculated stresses are the true stresses. Secondly, the stress extreme values are easier to determine empirically than the strain extreme values.

The maximum shearing stress criterion. The limit state condition according to the maximum *shearing stress criterion*, written out in terms of principal stresses, is as follows:

$$\begin{cases} \sigma_1 - \sigma_3 \geq \sigma_{\text{lim ext}}; \\ \sigma_1 - \sigma_3 \geq |\sigma_{\text{lim press}}|. \end{cases} \quad (6)$$

It should be noted that there are quite a lot of modifications of the criterion (6) [13].

The Coulomb–Mohr criterion. The Coulomb–Mohr limit condition can be written out as follows:

$$\max(|\tau_n| - (\sigma_n \text{tg } \varphi + C)) = 0, \quad (7)$$

where τ_n and σ_n are respectively the tangential and normal stress at the site with the normal line n ; φ is the internal friction angle (respectively $\text{tg}\varphi$ is internal friction coefficient); C is bonding strength.

It is important that the Coulomb–Mohr condition can be used as a boundary condition in the areas of significant horizontal layer displacements. In addition, even if condition (7) is acceptable for irreversible deformation zones, it can also be used for elastic zones if the contact displacements in them are sufficiently large.

It is also possible to use the expression of equation (7) in principal stresses:

$$\sigma_1 - (2\lambda + 1)\sigma_3 = \sigma_{\text{press}}, \quad (8)$$

where σ_1 and σ_3 are the maximum and minimum principal normal stresses respectively (taking into account the sign), $\lambda = \sin\varphi/(1 - \sin\varphi)$, σ_{press} is the ultimate strength of rocks in uniaxial compression.

The peculiarity of strength criterion (8) is that it takes into account both shear failure and tearing failure.

Second approach. Construction of a combined strength theory. When we were comparing the results of theoretical calculations with experimental data it was noticed that for each hypothesis there is an area of stressed states, in which theory is in the best agreement with experience. Therefore, it seems reasonable to construct a combined ultimate state criterion, which includes several criteria.

For materials in which the ultimate tensile and compressive stresses differ significantly, it is promising to use a combined criterion of the form [11]:

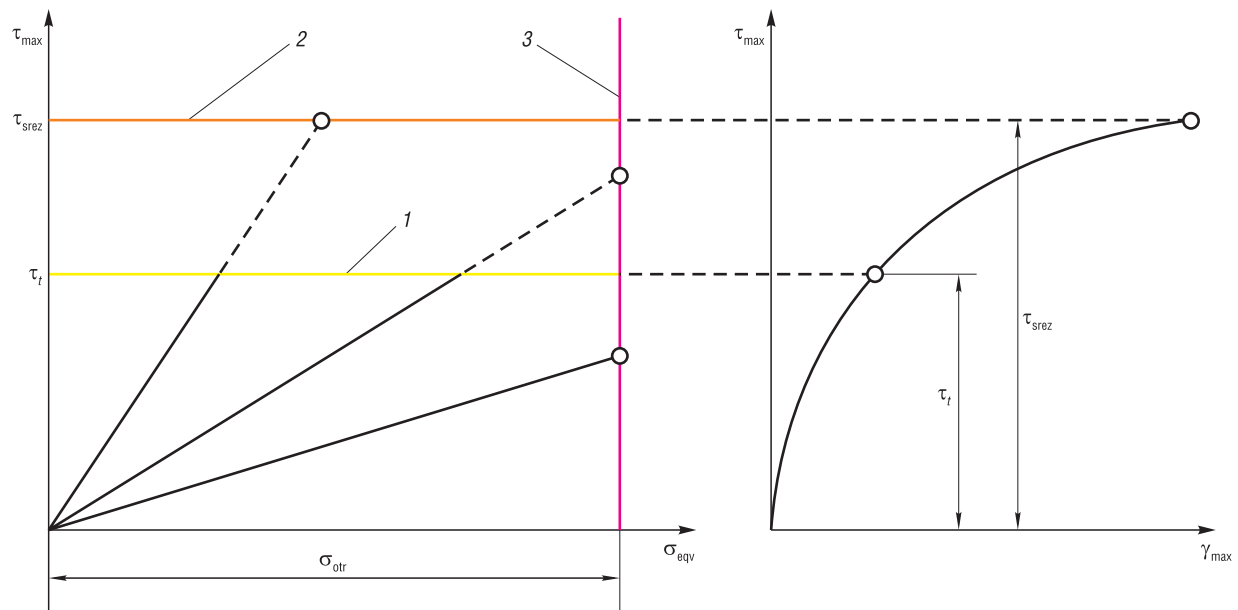
$$F(\sigma_1, \sigma_3) = \begin{cases} \sigma_1 \geq \sigma_{\text{lim ext}}, \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} > 0; \\ \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \geq \frac{\sigma_{\text{lim ext}} + \sigma_{\text{lim press}}}{\sigma_{\text{lim ext}} - \sigma_{\text{lim press}}} \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} - \frac{\sigma_{\text{lim ext}} \sigma_{\text{lim press}}}{\sigma_{\text{lim ext}} - \sigma_{\text{lim press}}}, \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \leq 0. \end{cases} \quad (9)$$

The physical meaning of (9) can be formulated as follows: material strength breaching occurs either when shearing stresses reach some critical value, depending on the normal stresses acting along the same sliding planes, or when the maximum normal stress σ_1 reaches the limit value for the material (tensile stress).

The use of the combined Davidenkov–Friedman strength criterion seems promising [14]. This criterion is based on the principle that the nature of material failure depends not only on its physical and mechanical properties and external operating conditions, but also on the stress-strain state scheme. It is taken into account that, depending on the nature of the stressed state, the material can fail both, from normal stresses and from tangential stresses. Thus, the Davidenkov–Friedman strength theory combines two classical strength theories: maximum tangential stresses and maximum relative elongations, which are important for geomaterials.

It is easy to present this theory graphically in the form of a well-known mechanical state diagram, in which the basic properties of the material are reflected (Figure). The flow curve, independent of the stress state type, is placed in the right part of the diagram, and the yield and fracture ultimate states are represented in the left part by straight lines parallel to the coordinate axes of the system $\tau_{\text{max}} - \sigma_{\text{eqv}}$. Here σ_{eqv} is an equivalent stress, determined according to the theory of maximum relative elongations

(corresponding to the greatest linear positive strain). A ray starting from the coordinate origin corresponds to each stress state. Depending on which limit curve this ray crosses the type of failure (by tearing or by shear) and hence the strength theory is determined.



Material mechanical state diagram: 1 – beginning of yield strength, 2 – shear failure, 3 – tearing failure

The mechanical state diagram is based on the stresses limit values σ_{otr} , τ_{srez} , τ_t , which are assumed to be constant for the material and independent of the stress-strain state schemes. The object condition can be evaluated according to the mechanical state diagram (see Figure), representing the stress state in the diagram as a point with coordinates ($\tau_{max} = (\sigma_1 - \sigma_3)/2$, $\sigma_{eqv} = \sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3)$).

The mechanical meaning of the theory is well explained by the example of a simple loading. If a line is drawn through the origin and a given point, it is possible to predict which type of failure will correspond to the stress state being analyzed (see Figure). Thus, for line “2” there is a material failure by shear; for line “1” – a failure by tearing, which occurs after the plastic deformations development; for line “3” – a failure by tearing without development of plastic deformations.

According to the combined strength theory, the main characteristic of the stress state determining the nature of the failure can be the value α , which is equal to the following ratio:

$$\alpha = \frac{\tau_{max}}{\sigma_{eqv}} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2[\sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3)]}. \quad (10)$$

The parameter α characterizes the type of the stressed state. For example, if $\alpha = \nu/2$, then the straight line in the deformation diagram corresponds to the compression; if $\alpha = 1/(1 + \nu)$ – to torsion; and in case $\alpha = 1/2$ – to extension. We should note that instead of the parameter α , it seems promising to take the Nadai–Lode coefficient, which characterizes the type of the stress state.

In addition to the parameter α , we introduce a parameter β to evaluate material properties:

$$\beta = \tau_{srez}/\sigma_{otr}. \quad (11)$$

If $\beta \ll 1$, the material will most often fail by shearing; if $\beta < 1$, the material will generally fail by tearing; if $\beta \approx 1$, the material failure nature depends largely on the type of the stress state.

According to the introduced parameters, the destruction nature is determined both by the stress state (coefficient α) and by the nature of the material (parameter β). Namely, at $\alpha < \beta$ tearing takes place and at $\alpha > \beta$ we obtain shearing.

Before destruction, the behavior of the material is determined by the ratio of the coefficient α and the parameter $\eta = \tau_t/\sigma_{otr}$. If $\eta > \alpha$, the material fails without developing plastic deformations, i.e. becomes brittle; if $\eta < \alpha$, then the failure is preceded by the appearance of plastic deformations.

As noted earlier, the ultimate state of rock massifs according to the criteria including only components of the stress state does not yet mean a complete loss of bearing capacity of the underground structures. Therefore, the “limit relations” should be supplemented by an indication of the ultimate deformations values. In other words, the “deformation history” of the investigated rock massif area must be taken into account, i.e. the complete deformation diagram must be considered. Therefore, deformation theory of strength must be used to describe the rocks behavior beyond their extreme values.

Thus, at the stage of deformation up to the “critical point” (strength) the massif strength is considered according to a set of the described criteria. At the “beyond stage of deformation” equation (2) is written in the form corresponding to the deformation strength criterion, e.g. [8, 9]:

$$\sigma_1^* = (2\lambda + 1)\sigma_3 + \sigma_{\text{press}} - E^* e_1'. \quad (12)$$

Here σ_1^* is the value of the principal stress σ_1 at the beyond the limit branch of the deformation diagram (at points on the descending part of the curve $(\sigma_1 - e_1)$); e_1' is the value of principal strains increment e_1 at the beyond the limit stage of deformation; E^* is deformation module of the descending part of the full diagram curve; $\lambda = \sin\varphi/(1 - \sin\varphi)$.

The considered approaches are based on the assumption that the ultimate strength state is practically independent of principal stress σ_2 . The value of σ_2 determines the type of volumetric (3-Dimension) stress state. This fact can be clearly seen from the value of the Nadai–Lode parameter μ_σ , which characterizes the generalized stress state in the rock massif:

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}, \quad -1 \leq \mu_\sigma \leq 1.$$

Let us remind that for the principal stress components $\sigma_1, \sigma_2,$ and σ_3 the inequality $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ is fulfilled. Compressive stresses are taken as standard with a minus sign. The maximum compressive load applies along the vertical axis, therefore this axis is numbered “3” and the maximum compressive stress along this axis is indicated as σ_3 .

The Nadai–Lode parameter varies from “-1” to “1” and characterizes the type of volumetric stress state: if $\mu_\sigma \in [-1; -0.5]$ – corresponds to a generalized tensile state; if $\mu_\sigma \in [-0.5; +0.5]$ – corresponds to a generalized shift state; if $\mu_\sigma \in [0.5; 1]$ – corresponds to a generalized compression state.

Today, there are quite a lot of recommendations for taking into account the value of the average principal stress σ_2 . Thus, according to A. Nadai, instead of the ultimate state criterion in the form of the classical Coulomb–Mohr condition $\tau_n = f(\sigma_n)$, the condition for octahedral stresses should be written down:

$$\tau_{\text{oct}} = f(\sigma_{\text{oct}}). \quad (13)$$

Since the expressions for octahedral stresses include the value σ_2 , the limit condition (13) depends on the stress σ_2 . The expressions for the octahedral stresses are

$$\sigma_{\text{oct}} = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3), \quad \tau_{\text{oct}} = \frac{1}{3}\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}.$$

The limit condition proposed by Professor A. I. Botkin, written out in terms of principal stresses, is [1]:

$$\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} = \frac{2\sqrt{2}\sigma_{\text{press}}\sigma_p}{\sigma_{\text{press}} + \sigma_p} + \frac{\sqrt{2}(\sigma_{\text{press}} - \sigma_p)}{\sigma_{\text{press}} + \sigma_p}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3). \quad (14)$$

Comparing the equations (14) with the classical Coulomb–Mohr condition in the form (8), one can see that this limit condition extends the Coulomb–Mohr condition with respect to the 3D stress state.

For the 3D stress state, a generalized strength criterion can be proposed, which takes into account the material destruction as a result of both shearing and separation/gap:

$$\frac{\sigma_{\text{ext}}^2}{\sigma_{\text{press}}^2} \frac{1}{2} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right] + \left(1 - \frac{\sigma_{\text{ext}}^2}{\sigma_{\text{press}}^2} \right) \sigma_1^2 \leq \sigma_{\text{ext}}^2. \quad (15)$$

In the case if $\sigma_{\text{ext}}/\sigma_{\text{press}} \sim 0$ (i.e. for ideally brittle materials), expression (15) is converted into the corresponding equation of the theory of maximum normal stresses.

Strength characteristics of the undermined repeatedly rock massifs. To estimate the rocks strength in the massif according to the known rock samples strength taken from core, the most common method is the use of a structural weakening coefficient μ_σ . It should be noted that the effect of structural heterogeneities on the massif strength is still poorly studied. Difficulties of the transition from sample strength to massif strength arises from the fact that the structural weakening coefficient μ_σ depends on a number of factors. The determination of μ_σ coefficients numerical values is carried out mainly by experimental methods, although approaches based on mathematical modelling are increasingly being used.

For the problem of the underground structures stability evaluation in an undermined repeatedly massif, one of the most important factors affecting the massif strength is the occurrence of fractures and slip lines due to primary excavation. Therefore, the structural weakening coefficient μ_σ can be a function of the relation between the bonding at the contacts of the weakenings in the undermined massif and the bonding in the undisturbed rock massif. In the absence of reliable representative experimental data, the value of this coefficient can be assumed to be in the range of 0.01–0.02 for a wide range of rock massifs [15]. Such value of the coefficient μ_σ indicates that the occurrence of slip and fracture lines in an undermined massif significantly affects the shear strength characteristics of a rock massif. Obviously, a reliable quantitative evaluation of the influence factors requires labour-intensive multiple in-situ tests.

The change in massifs strength due to mining workings can be performed by introducing a discrete series of coefficients, depending on the irregularities present in the considered volume of the rock massif. For example, an effective way to account for the presence of low thickness clay interlayers is to introduce attenuation coefficients into the strength characteristics of the massifs, which is actively used in mining practice at the Starobin potash salt deposit.

An approach based on empirical dependencies of the form

$$\mu_\sigma = \eta_m \eta_\varphi / \eta_\alpha \quad (16)$$

can also be used to estimate the coefficient μ_σ . Here η_m is the strength reduction factor which depends on the ratio of the cavity size to the size l^* of the elementary block; η_φ and η_α take into account the rock strength reduction due to the spatial arrangement of the weakening planes in the elements of the underground structure (cavity walls and roofs).

Expression (16) can be supplemented by introduction of additional coefficients. For example, it is possible to take into account the reduction of the massif strength over time by means of the coefficient η_t . Structure of strength functional dependence on time factor can be as follows (based on the results of laboratory tests):

$$\eta_t = \eta_\infty + (1 - \eta_\infty) \exp(-\alpha t). \quad (17)$$

Here η_∞ is a parameter characterizing long-term strength; α is a parameter characterizing rate of strength reduction over time. In most cases it is correct to assume $\alpha = 0.02$ in the absence of experimental data (if time t is measured in days).

Taking into account the marked attenuation coefficients, the Coulomb–Mohr strength condition can be represented, for example, as [6]:

$$\tau_n - \sigma_n - \sin\varphi[\tau_n + \sigma_n + 2\Phi(k_\varphi) - k_t \text{ctg}\varphi] = 0, \quad (18)$$

where $k_t = k \cdot \eta_t \cdot \eta_\sigma$; k and $\text{ctg}\varphi$ are respectively, as before, bonding and coefficient of internal friction; $F(k_\varphi)$ is a function describing the change in the bonding coefficient as a function of η_φ and η_α .

The ratio (18) can also be supplemented by the introducing a coefficient that takes into account the dynamic loading of the rock massif. Let $\sigma_{\text{max.d}}$ is the fatigue rock strength under dynamic loading, and $\sigma_{\text{c.st}}$ and $\sigma_{\text{p.st}}$ are the compressive and tensile strengths of the rock under static loading, respectively. The stress relation $k_d = \sigma_{\text{max.d}} / \sigma_{\text{c.st(h.st)}}$ is called the dynamic loading coefficient. In the article [16] it is shown that an approximate value of the dynamic loading coefficient for rocks can be calculated using the formulas: $k_{\text{d.c}} \cong 1.71 - 0.288 \lg N$ for compression and $k_{\text{d.p}} \cong 1.24 - 0.240 \lg N$ for tension. Here N is the number of load cycles.

One of the main consequences of the rock massif technological disturbance is a change in the rocks bonding coefficient. Therefore, the bonding coefficient can be represented as a distance function to the area of technological disturbance. In accordance with this hypothesis, it is necessary to introduce a strength reduction function into the strength condition, which takes into account the degree of the rocks deformation. Studies carried out by various authors, based on the processing of experimental data, have established that this dependence is highly nonlinear and can be assumed to be exponential [13].

At the limit of information about the extreme rock deformation, the degree of fragmentation can be taken as a destruction measure. Then the effect of rock strata technological heterogeneity on its strength properties can be taken into account by the degree of fragmentation K_p . The following law of change with distance from the technological disturbance (cavity contour) can be adopted for the degree of fragmentation K_p :

$$F(K_p) = \exp[-\alpha_k (K_p - K_p^H)].$$

Here K_p^H is the initial degree of rock fragmentation at the strength (determined experimentally); α_k is a parameter which values vary between 15 and 25. The specific value of α_k is determined from the condition that at $K_p \rightarrow K_p^H$ the function is $F(K_p) \rightarrow 0$. In turn, here K_p^H is the ultimate degree of fragmentation. The value K_p^H is within a rather tight range from 1.1 to 1.3, with the lower value being typical for harder rocks. This value is also determined experimentally, but due to its small deviation from the one, it can be assumed with a safety factor that $K_p^H = 1$.

If the degree of fragmentation is taken as a measure of strength loss, then the two extremes of the strength reduction function can be assumed to be equal:

$$C(\rho) = C - C_1/\rho^n, \tag{19}$$

where C is the rocks bonding in the undisturbed massif, $\rho = R/R_0$, R is the radial coordinate, R_0 is the cavity equivalent radius, C_1 , n are experimentally determined parameters.

Dependence (19) shows that the bonding function takes maximum value only at infinity (at $\rho \rightarrow \infty$).

From physical aspects, it seems more correct to consider that the bonding coefficient, depending on the current radius, increases from its minimum value C_0 at the cavity contour to its maximum value C_1 at the boundary separating the elastic region from the inelastic area. Due to this fact, when studying the mechanical processes in the vicinity of underground cavity, it is convenient to represent the variable coefficient $C(\rho)$ in the form:

$$C(\rho) = \begin{cases} (C_1 - C_0)f(\rho) + C_0, & \text{if } 1 \leq \rho \leq \rho_0 \\ C, & \text{if } \rho > \rho_0 \end{cases}. \tag{20}$$

Here C is a bonding in the undisturbed massif, $f(\rho)$ is a loss of strength function reflecting the heterogeneity nature of the rock massif properties when we are moving from the cavity contour deep into the rock massif.

The function $f(\rho)$ can be presented as follows:

$$f(\rho) = \frac{\rho_0^n}{\rho^n - 1} \left(1 - \frac{1}{\rho^n} \right); \quad f(\rho) = \left(\frac{\rho^n - 1}{\rho_0^n - 1} \right)^m; \quad f(\rho) = \log_{\rho_0} \rho; \quad f(\rho) = \frac{\rho^{p-1} - 1}{\rho_0^{p-1} - 1}, \text{ etc.} \tag{21}$$

In these expressions, $\rho = r/R_0$ is the dimensionless current radius, r is the dimensional radial coordinate, R_0 is the cavity radius, $\rho = r_0/R_0$ is dimensionless external radius of the zone of non-elastic strains.

Thus, change of rock strength characteristics in the vicinity of the specific cavity when we are moving from the cavity contour can be described by dependence (20) and by a function (21). Accounting for several cavities placed arbitrarily in the rock massif can be performed using R-functions according to the method described in the [12].

Conclusion. Methodological approaches to the selection of ultimate state criteria and strength characteristics of the repeatedly undermined rock massifs were developed. These approaches were designed to provide parametric support to the geomechanical modelling of the massif stress-strain state and the mining systems of the Starobin potash deposit's mine fields planned for the additional mining of the mineral reserves left.

It was determined that due to formation of complex stress state in the undermined rock massif, where the areas of generalized compression, tension and shear simultaneously present, it is necessary to use complex criterion to study the ultimate state of the massif. Determination of such criterion can be carried out using several approaches. The first approach is to select some criteria that evaluate the massif ultimate state by certain types of its stress-strain state: the criterion of the *maximum* normal stresses (3), the criterion of the *maximum* linear strains (5), the criterion of the *maximum shearing* stress (6) and the Coulomb–Mohr criterion (8). The second approach is to construct a combined limit state criterion (9) for materials whose ultimate tensile and compressive stresses differ significantly. In this case, the parameter α (10) characterizing the type of stress state and the parameter β (11) characterizing the properties of the material are introduced, which together determine the character of failure – tear or shear. Thus, at the stage of deformation up to the “critical point” (ultimate strength), the strength of the massif should be considered by a set of the criteria described above, including stress-strain components. At the same time, in order to describe the behavior of rocks beyond the limit of strength (beyond stage of deformation) it is necessary to apply deformation theory of strength using the developed equation of the deformation strength criterion (12).

When calculating the strength characteristics of the repeatedly undermined rock massif, it is recommended to use a structural attenuation coefficient as the product of several factors (16), (17), taking into account different types of disturbance of the primary undermined massif and the time factor. The Coulomb–Mohr strength condition (with regard to the composite coefficient of structural attenuation) is recommended to use in the proposed form (18). The change of the rock’s bonding coefficient is represented as a distance function to the area of technological disturbance as one of the main consequences of technological disturbance of the rock massif. It is shown that, taking into account the degree of fragmentation, the change in the strength characteristics of rocks in the undermined massif can be described by the proposed dependence (20) and the function (21).

References

1. Rodionov V.N., Sizov I.A., Tsvetkov V.M. *Fundamentals of Geomechanics*. Moscow, Nedra Publ., 1986. 301 p. (in Russian).
2. Alimzhanov M. T. On one operation model of rock massif in the vicinity of cavity. *Some Problems of Geomechanics*. Moscow, Nedra Publ., 1971 (in Russian).
3. Alimzhanov M. T. Consideration of heterogeneity of rock properties while studying the mechanical processes around a deep cavity. *Fiziko-tekhicheskiye problemy razrabotki poleznykh iskopayemykh = Journal of Mining Science*, 1997, no. 5, pp. 10–15 (in Russian).
4. Amusin B.Z. Prediction of stability of capital cavities taking into account gradual destruction of rocks in the zone of non-elastic deformations. *Journal of Mining Science*, 1977, vol. 13, no. 5, pp. 460–466. <https://doi.org/10.1007/bf02498457>
5. Glushko V. T., Vaganov I. I., Kirnichanskiy G. T. Determination of mechanical characteristics of rock fracture in laboratory conditions. *Ugol' Ukrainy* [Coal of Ukraine], 1974, no. 5, pp. 23–26 (in Russian).
6. Olovyanniy A. G., Amusin B. Z. Study of mine cavities stability and unsteady pressure on the roof support with regard to rock ultimate strains. *Zapiski Leningradskogo gornogo instituta* [Notes of the Leningrad Mining Institute], 1974, vol. 67, issue 1, pp. 25–29 (in Russian).
7. Protasenya A. G. Elastoplastic stress distribution near a circular hole for a plastically heterogeneous medium. *Soviet Applied Mechanics*, 1972, vol. 8, no. 2, pp. 172–176. <https://doi.org/10.1007/bf00886137>
8. Rodin R. A. Scale factor and strength properties of rocks. *Izvestiya vuzov. Gornyi zhurnal = News of the Higher Institutions. Mining Journal*, 1986, no. 7, pp. 7–12 (in Russian).
9. Rodin R. A. On physical and mechanical properties of rocks. *Izvestiya vuzov. Gornyi zhurnal = News of the Higher Institutions. Mining Journal*, 1989, no. 6, pp. 10–13 (in Russian).
10. Fisenko G. L. *Ultimate State of Rocks Around Mine Cavities*. Moscow, Nedra Publ., 1976. 272 p. (in Russian).
11. Zhuravkov M. A., Zubovich V. S. *Stability and Subsidence of Rock Massifs*. Moscow, RUDN, 2009. 432 p. (in Russian).
12. Zhuravkov M. A. *Mathematical Modelling of Deformation Processes in Rigid Deformable Mediums (on the Example of Rock and Massif Mechanics Problems)*. Minsk, Belarusian State University, 2002. 456 p. (in Russian).
13. Baklashov I. V. *Deformation and Fracture of Rock Massifs*. Moscow, Nedra Publ., 1988. 271 p. (in Russian).
14. Hellan K. *Introduction to Fracture Mechanics*. Moscow, Mir Publ., 1988. 364 p. (in Russian).
15. Shashenko A. N., Sdvizhkova E. A., Kuzhel' S. V. *Scale Effect in Rocks*. Donetsk, Publishing House “Nord-Press”, 2004. 126 p. (in Russian).
16. Bychkov G. V. Strength of rocks in a massif. *Izvestiya vuzov. Gornyi zhurnal = News of the Higher Institutions. Mining Journal*, 1985, no. 1, pp. 7–10 (in Russian).

Information about the authors

Sergei A. Chizhik – Academician of the National Academy of Sciences of Belarus, D. Sc. (Engineering), Professor, First Deputy Chairman of the Presidium of the National Academy of Sciences of Belarus (66, Nezavisimosti Ave., 220072, Minsk, Republic of Belarus), Chief Researcher, A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of National Academy of Sciences of Belarus (15, P. Brovka Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: chizhik_sa@tut.by

Michael A. Zhuravkov – D. Sc. (Physics and Mathematics), Professor, Head of the Department, Belarusian State University (4, Nezavisimosti Ave., 220030, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: zhuravkov@bsu.by

Andrey B. Petrovskiy – Deputy Chief Engineer, JSC “Belaruskali” (5, Korzh Str., 223710, Soligorsk, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: belaruskali.office@kali.by

Viktor Ya. Prushak – Corresponding Member of the National Academy of Sciences of Belarus, D. Sc. (Engineering), Professor, Technical 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

Dmitry A. Puzanov – Master of Engineering, Researcher, Institute of Mining (69, Kozlov Str., 223710, Soligorsk, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: sigd@list.ru

Информация об авторах

Чижик Сергей Антонович – академик Национальной академии наук Беларуси, доктор технических наук, профессор, первый заместитель Председателя Президиума Национальной академии наук Беларуси (пр. Независимости, 66, 220072, Минск, Республика Беларусь); главный научный сотрудник, Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси (ул. П. Бровка, 15, 220072, Минск, Республика Беларусь). E-mail: chizhik_sa@tut.by

Журавков Михаил Анатольевич – доктор физико-математических наук, профессор, заведующий кафедрой, Белорусский государственный университет (пр. Независимости 4, 220030, Минск, Республика Беларусь). E-mail: zhuravkov@bsu.by

Петровский Андрей Борисович – заместитель главного инженера, 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, технический директор, Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством (ул. Козлова, 69, 223710, Солигорск, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: ipr@sipr.by

Пузанов Дмитрий Александрович – магистр технических наук, научный сотрудник, Институт горного дела (ул. Козлова, 69, 223710, Солигорск, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: sigd@list.ru

А. С. Козерук¹, А. А. Сухоцкий¹, Р. О. Диас Гонсалес^{1,2}, М. И. Филонова¹, В. О. Кузнечик¹,
Э. Р. Али-задэ¹

¹Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь

²Университетский политехнический институт Сантьяго Мариньо, Мерида, Венесуэла

МОДЕЛИРОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ КОНИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Аннотация. Рассмотрена схема обработки конических поверхностей посредством их притирания к плоскому инструменту и предложено техническое решение для реализации такой обработки. Использование созданного авторами устройства позволяет реализовать групповой метод формообразования конических деталей с отклонением образующей конуса от прямолинейности не более 0,00012 мм. Разработана математическая модель, устанавливающая закономерности съема припуска с конической детали плоским инструментом. Получена формула для расчета скорости скольжения в любой точке обрабатываемой конической поверхности, реализующая инженерные методы управления формообразованием конических изделий без проведения предварительных трудоемких экспериментальных исследований. Предложена методика оптимизации наладочных параметров технологического оборудования. Выявлены наиболее эффективные режимы обработки аксиконов на стадиях предварительного, основного и окончательного шлифования, а также на этапе полирования в зависимости от технологической наследственности заготовки с точки зрения распределения подлежащего удалению припуска по ее поверхности. Установлено, что изменения эксцентриситета между осями вращения инструмента и планшайбы, а также амплитуды возвратно-вращательных движений последней практически не влияют как на точность, так и на производительность обработки, поэтому на практике эти параметры можно не оптимизировать, а назначать их средние значения. Определены режимы работы базового рычажного шлифовально-полировального станка, при которых обеспечивается требуемая точность рабочей поверхности инструмента, непосредственно влияющая на прямолинейность образующей конуса. Выполнены исследования закономерностей формообразования боковой поверхности конической линзы в условиях свободного притирания и установлены наладочные параметры технологического оборудования, обуславливающие качество и производительность процесса обработки.

Ключевые слова: коническая поверхность, плоский инструмент, свободное притирание, параметры обработки, оптимизация режимов формообразования

Для цитирования: Моделирование закономерностей формообразования конических поверхностей / А. С. Козерук [и др.] // Вес. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2021. – Т. 66, №4. – С. 430–439. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-430-439>

Albin S. Kozeruk¹, Alexander.A. Sukhotsky¹, Rafael Orlando Diaz González^{1,2}, Marina I. Filonova¹,
Valeria O. Kuznechik¹, Eldar R. Ali-zade¹

¹Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus

²University Polytechnic Institute Santiago Mariño, Merida, Venezuela

MODELING OF FORMATION REGULARITIES OF CONICAL SURFACES

Abstract. The scheme of processing conical surfaces by grinding them to a flat tool is considered and a technical solution for the implementation of such processing is proposed. Using the created device allows implementing the group method of forming conical parts with a deviation of the generatrix of the cone from straightness of not more than ± 0.00012 mm. A mathematical model of the patterns of removal of stock from a conical part with a flat tool is developed. A formula is obtained for calculating the modulus of the sliding velocity at any point on the processed conical surface, which implements engineering methods for controlling the shaping of conical parts without conducting preliminary labor-intensive experimental studies. An optimization technique for the adjustment parameters of technological equipment was proposed. The most effective axicon processing modes were revealed at the stages of preliminary, medium and fine grinding, as well as at the polishing stage, depending on the technological heredity of the workpiece from the point of view of distribution of the stock to be removed over its surface. It has been established that changes in the eccentricity between the axes of rotation of the tool and the faceplate as well as the amplitudes of the reciprocating rotational movements of the latter practically do not affect both

accuracy and processing productivity, therefore, in practice, these parameters can not be optimized, but their average values can be assigned. The operating modes of the basic lever grinding and polishing machine are established, at which the required accuracy of the working surface of the tool is provided, which directly affects the straightness of the generatrix of the cone. Studies of the regularities of the shaping of the side surface of a conical lens in the conditions of free grinding are carried out and the adjustment parameters of technological equipment that affect the quality and productivity of the processing process are determined.

Keywords: conical part, flat tool, free grinding, processing parameters, optimization of shaping modes

For citation: Kozeruk A. S., Sukhotsky A. A., Diaz González R. O., Filonova M. I., Kuznechik V. O., Ali-zade E. R. Modeling of formation regularities of conical surfaces. *Vesti Natsyonal'nai akademii nauk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh nauk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 4, pp. 430–439. (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-430-439>

Введение. Для повышения точности работы современных оптико-электронных приборов, предназначенных для измерения дальности до объектов импульсным методом, эффективным является обеспечение максимальной добротности импульсов лазерного излучения [1], то есть максимальной крутизны их переднего фронта. Одним из путей решения этой задачи может быть применение в оптической схеме лазерного дальномера конической линзы – аксикона. Этот оптический элемент позволяет преобразовать Гауссово распределение энергии в исходном лазерном импульсе, для которого характерен пологий передний фронт, в распределение Бесселя с крутым передним фронтом [2]. В настоящее время в странах ближнего зарубежья конические линзы изготавливают поштучно вручную посредством перемещения по образующей вращающейся конической заготовки плоского круглого инструмента с лункой в центре. В лунку помещают шаровой наконечник удерживаемого в руке поводка. Благодаря шаровому соединению поводка с инструментом последний совершает, наряду с переносным, относительное движение по образующей конуса. Обработка непроизводительна, причем ее результат полностью зависит от опыта и интуиции рабочего.

В странах дальнего зарубежья (в частности, в Китае) окончательную обработку (полирование) выполняют в три этапа: 1) грубое полирование с использованием полиуретанового полировального диска; 2) прецизионное полирование в плазменной атмосфере; 3) фрагментарное (локальное) полирование гибким зонным инструментом, направленное на уменьшение локальных погрешностей до приемлемого уровня (Pat. 109 719 573B China, Int. Cl. B 24 B 1/00, B 24 B 13/00, B 24 B 13/02, B 24 B 27/033, B 24 B 49/12, B 28 D 1/22, G 01 B 11/24, G 01 B 11/30 «Machining method of axicon», authors – Zhang Yanchao, Dayton Love Huan, Shao Jianda, Wu Lingqi, Wu Fulin, Xu Ke). Такая обработка требует значительных трудозатрат, что обуславливает высокую стоимость зарубежных аксиконов, а также то, что используемый на заключительной стадии гибкий инструмент не обладает требуемым уровнем адаптивности и стабильности, а это отрицательно сказывается на точности обработанной поверхности.

Поэтому разработка технологии групповой обработки аксиконов с применением инженерных методов управления процессом формообразования их поверхностей плоским инструментом является актуальной научно-технической проблемой.

Устройство для обработки конической поверхности. Разработанное авторами статьи устройство (рис. 1) содержит соединенные между собой клиноременной передачей 1 ведущий 2 и ведомый 3 шкивы. Первый из них вращается вместе с ведущим шкивом 4 в дополнительной зажимной колодке 5, а второй установлен с возможностью вращения вокруг оси вала ведомого шкива 6, неподвижно соединенного через компенсационную муфту 7 с планшайбой с хвостовиком 8 и шарнирно – с поводком 9, который в свою очередь неподвижно закреплен в основной зажимной колодке 10. Основная 10 и дополнительная 5 зажимные колодки установлены подвижно на выходном звене исполнительного механизма станка 11, находящегося в шарнирном соединении с его приводным валом 12. На дополнительной колодке 5 смонтирован электродвигатель 13, соединенный с валом ведущего шкива 4. На ведомом шкиве 3 закреплены неподвижные кронштейны 14 с лимбами 15 и верхние части гибких стоек 16, соединенных с помощью компенсационных муфт 17 с нижней частью гибких стоек 18, находящихся в подвижном соединении с полими стойками 19, жестко соединенными с установленной на инструмент 20 правильной пластиной 21, снабженной отверстиями для обрабатываемых деталей 22. Подвижные кронштейны 23

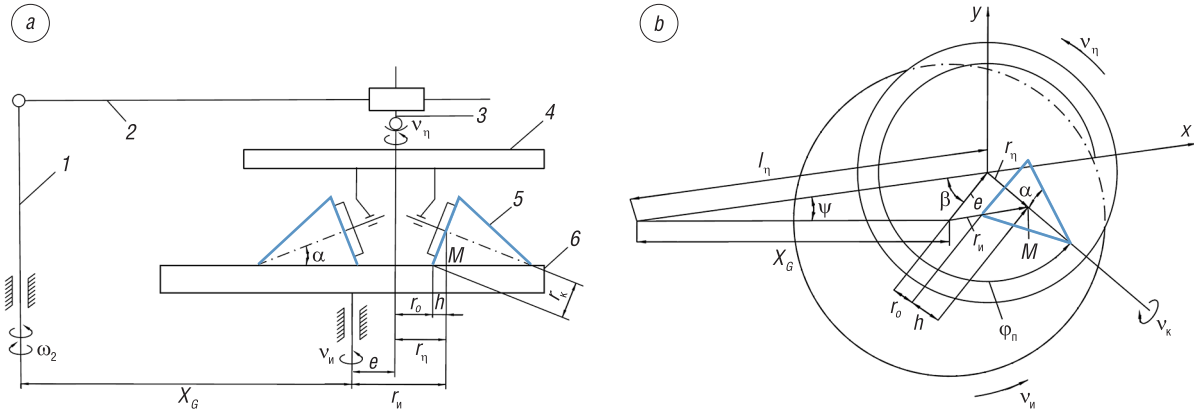


Рис. 2. Схема обработки деталей с коническими поверхностями (а) и векторная схема для ее расчета (b)
 Fig. 2. Scheme of processing parts with conical surfaces (a) and a vector diagram for its calculation (b)

Из анализа рассматриваемой схемы обработки конических поверхностей (рис. 2, b) следует, что скорость скольжения v в произвольной точке M детали выражается векторным соотношением

$$\vec{v} = \vec{v}_n - \vec{v}_п - \vec{v}_к - \vec{v}_в, \tag{1}$$

в правой части которого записаны векторы линейных скоростей вращательных движений: v_n – инструмента $б$, $v_п$ – планшайбы 4 , $v_к$ – конуса 5 и $v_в$ – возвратно-вращательное перемещение рычага 2 относительно оси симметрии стойки 1 . В нашем случае эти скорости имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} \vec{v}_n &= \vec{\omega}_n \times \vec{r}_n; \vec{v}_п = \vec{\omega}_п \times \vec{r}_п \\ \vec{v}_к &= \vec{\omega}_к \times \vec{r}_к; \vec{v}_в = \vec{\psi}' \times \vec{l}_п \end{aligned} \right\} \tag{2}$$

где $\vec{\omega}_n, \vec{\omega}_п, \vec{\omega}_к$ – векторы угловых скоростей инструмента, планшайбы и конуса соответственно; $\vec{r}_n = \vec{e} + \vec{r}_п$ ($e = \sqrt{l_п^2 + X_G^2} - 2X_G l_п \cos \psi$ – текущее значение расстояния между осями инструмента и планшайбы, где X_G – расстояние между осями вращения стойки 1 и инструмента $б$, ψ – угол поворота рычага 2 от исходного положения), $\vec{r}_п, \vec{r}_к$ – радиус-векторы рассматриваемой точки M относительно оси симметрии инструмента, планшайбы и конуса соответственно; $l_п$ – расстояние между осями симметрии поводка 3 и стойки 1 ; ψ' – угловая скорость возвратно-вращательного движения рычага 2 .

Закон изменения ψ' определяется типом исполнительного механизма. В рассматриваемом устройстве в качестве последнего применяется шарнирный четырехзвенник. Для него, как показано в [3], $\psi' = \omega_2 i_{42}$, где ω_2 – угловая скорость входного звена исполнительного механизма станка, а i_{42} – кинематическая передаточная функция этого механизма.

Запишем проекции векторов, входящих в уравнения (2), на оси системы координат XYZ , начало которой находится на оси вращения планшайбы 4 , а ось X совпадает с осевой линией рычага 2 :

$$\begin{aligned} \vec{\omega}_n &= \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \omega_n \end{pmatrix}; \vec{\omega}_п = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \omega_п \end{pmatrix}; \vec{\psi}' = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \psi' \end{pmatrix}; \vec{\omega}_д = \begin{pmatrix} \omega_д \cos \alpha \cos \varphi_п \\ \omega_д \cos \alpha \sin \varphi_п \\ \omega_д \sin \alpha \end{pmatrix}; \\ \vec{r}_п &= \begin{pmatrix} r_п \cos \theta_п \\ r_п \sin \theta_п \\ 0 \end{pmatrix}; \vec{e} = \begin{pmatrix} e \cos \beta \\ e \sin \beta \\ 0 \end{pmatrix}; \vec{r}_д = \begin{pmatrix} r_д \sin \alpha \cos \theta_п \\ r_д \sin \alpha \sin \theta_п \\ -r_д \cos \alpha \end{pmatrix}. \end{aligned}$$

Учитывая эту запись и выполнив соответствующие преобразования, проекции скорости скольжения v на оси системы координат XYZ согласно соотношению (1) запишем в виде

$$\left. \begin{aligned} v_X &= -\omega_n (r_п \sin \varphi_п + e \sin \beta) + (\omega_п r_п + \omega_д r_д) \sin \varphi_п, \\ v_Y &= \omega_n (r_п \sin \varphi_п + e \cos \beta) - (\omega_п r_п + \omega_д r_д) \sin \varphi_п - \psi' l_п, \\ v_Z &= 0, \end{aligned} \right\} \tag{3}$$

где φ_{Π} – угол поворота планшайбы 4 относительно оси X; $\beta = \arccos \frac{l_{\Pi}^2 + e^2 - X_G^2}{2l_{\Pi}e}$ – угол между осевой линией рычага 2 и прямой, проходящей через оси симметрии инструмента 6 и планшайбы 4.

Используя уравнения (3), можно определить скорость скольжения в любой точке обрабатываемой конической поверхности:

$$v = \sqrt{v_X^2 + v_Y^2 + v_Z^2}. \quad (4)$$

Методика определения режимов обработки. Изложенный в [4] метод формообразования деталей с конической поверхностью в условиях свободного притирания [5] предполагает притирку образующей вращающейся конической заготовки к инструменту с плоской рабочей поверхностью. Прямолинейность образующей конуса при такой обработке зависит в основном от точности рабочей поверхности инструмента, которая в обсуждаемом в данной статье методе поддерживается так называемым правильником в виде стеклянной пластины с отверстиями для конических деталей. В процессе обработки правильник совершает перемещение по рабочей поверхности инструмента по сложной траектории, состоящей из относительного и переносного движений.

Для обеспечения требуемой плоскостности инструмента параметры такой траектории рассчитывали по специальной программе [6] с учетом диаметров инструмента и правильника. При этом диаметр первого из них принимали равным 1,2 от диаметра окружности, проведенной через вершины трех конусов, расположенных как и в схеме устройства (см. рис. 1). В качестве диаметра детали брали эффективный диаметр правильника $d_{\text{эф}}$, который рассчитывали по формуле

$$d_{\text{эф}} = 2\sqrt{\frac{S_{\text{эф}}}{\pi}},$$

где $S_{\text{эф}}$ – эффективная площадь рабочей поверхности правильника, которая получена вычитанием из площади круга, чей диаметр равен диаметру правильника, площади отверстий для обрабатываемых конических деталей.

Используя вышеизложенную модель, провели теоретические исследования закономерностей формообразования конической линзы высотой 25 мм и диаметром основания 12,5 мм. В качестве регулируемых параметров процесса обработки принимали частоты вращения инструмента, конуса и входного звена исполнительного механизма станка, отношение частот вращения правильника и инструмента, а также амплитуду возвратно-вращательного движения первого из них по рабочей поверхности второго и их относительное смещение. Рассчитывали относительное расхождение путей трения, характеризующее качество обработки, и среднее арифметическое значение этих путей, пропорциональное производительности съема припуска с заготовки. Данные показатели определялись как при изменении каждого из отмеченных параметров в отдельности, так и при попарном их изменении в 15 различных комбинациях.

В технологии оптического приборостроения последний прием можно назначать только на стадии предварительного шлифования, поскольку одновременное регулирование двух и более наладочных параметров станка приводит к резкому изменению закономерностей съема припуска с заготовки и тем самым вызывает деформацию геометрической формы обрабатываемой поверхности. Это искажение формы детали можно исправить на последующих операциях. Если же такая погрешность возникнет на финишной операции полирования, то для исправления дефекта деталь необходимо перешлифовывать и повторно полировать, что увеличивает ее себестоимость. Однако изменение двух наладочных параметров позволяет ускорить процесс съема припуска, поэтому на предварительной стадии обработки применение такого приема оправдано.

Наиболее выгодные регулируемые параметры технологического оборудования определяли в следующей последовательности. Исходя из диапазона конструктивно возможных изменений регулируемых параметров процесса обработки, принимали среднее их значение. Учитывая эти значения, рассчитывали точность и производительность обработки, изменяя один из параметров до достижения минимального расхождения относительных путей трения. Используя полученное

таким образом рациональное значение изменяемого параметра, во втором цикле расчетов относительных расхождений путей трения определяли оптимальную величину второго регулируемого параметра при полученном значении первого из них и средних величинах остальных. Затем, приняв выявленные значения первых двух параметров, оптимизировали третий при средних значениях остальных и так далее до определения рациональных величин всех параметров. Полученные таким образом наиболее выгодные величины регулируемых параметров уточняли путем последовательных изменений каждого из них при неизменных остальных. Так повторяли до тех пор, пока после оптимизации последнего из рассматриваемых параметров не получали постоянной величины относительных расхождений путей трения.

Результаты определения рациональных регулируемых параметров процесса обработки конических деталей на рассматриваемом устройстве по изложенной методике приведены на рис. 3, а, а на рис. 3, б показаны полученные при этом закономерности изменений средних арифметических значений путей трения. Из анализа этих результатов следует, что изменения эксцентриситета e между осями вращения инструмента и планшайбы (кривая 4 на рис. 3, а), а также амплитуды возвратно-вращательных движений последней (кривая 5) практически не влияют как на точность, так и на производительность обработки. Поэтому на практике можно принимать средние значения этих параметров. Оставшиеся параметры по степени их влияния на качество обработки расположены в следующей последовательности: v_d/v_n , v_n , v_2 , v_k (кривые 1, 2, 3, 6 на рис. 3, а соответственно).

Обработка оптических деталей с конической поверхностью по предлагаемой схеме сводится к шлифованию их в три этапа абразивной суспензией микропорошков (электрокорунда белого) зернистости М40, М20, М10 и полированию водной суспензией полирита (окиси церия) [7].

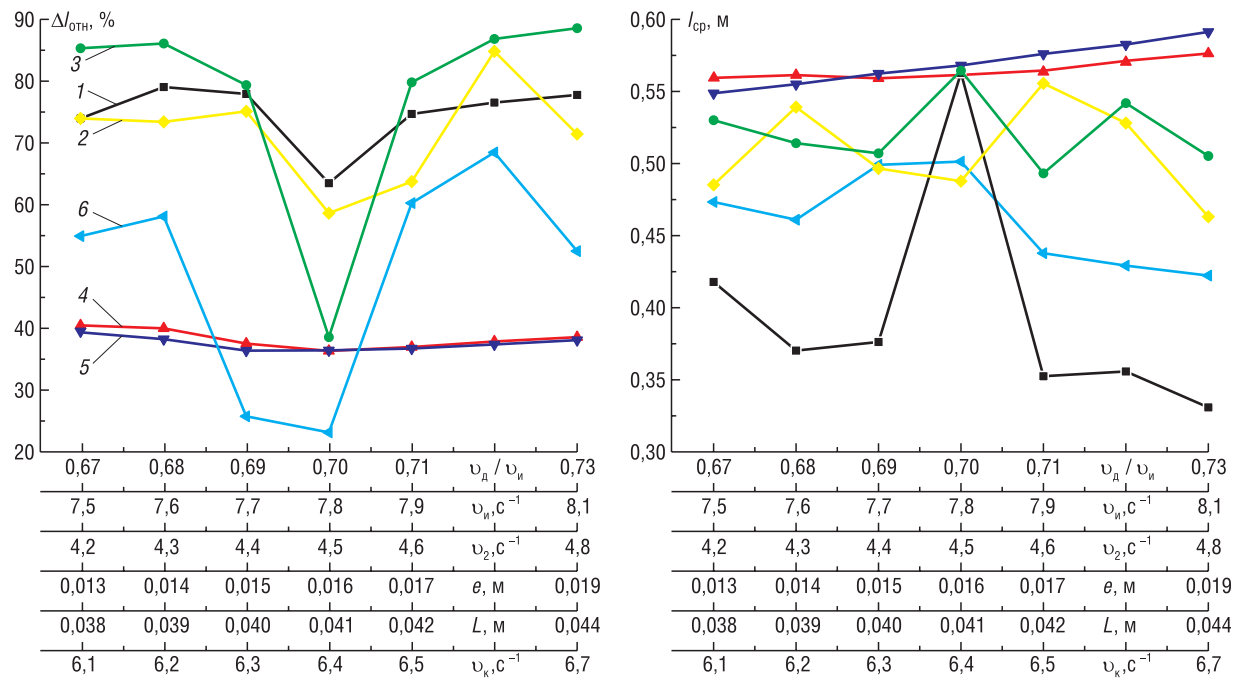


Рис. 3. Закономерности изменения относительного расхождения $\Delta I_{отн}$ (а) и среднего арифметического значения I_{cp} (б) путей трения при обработке боковой поверхности конической линзы в зависимости от величины: $v_{пл}/v_n$ при $v_n = 5,0 c^{-1}$, $v_2 = 4,0 c^{-1}$, $e = 0,01 m$, $L = 0,04 m$, $v_k = 3,0 c^{-1}$ (кривая 1); v_n при $v_{пл}/v_n = 0,7$ и прежних v_2 , e , L , v_k (кривая 2); v_2 при $v_{пл}/v_n = 0,7$, $v_n = 7,8 c^{-1}$ и прежних e , L , v_k (кривая 3); e при $v_{пл}/v_n = 0,7$, $v_n = 7,8 c^{-1}$, $v_2 = 4,5 c^{-1}$ и прежних L , v_k (кривая 4); L при $v_{пл}/v_n = 0,7$, $v_n = 7,8 c^{-1}$, $v_2 = 4,5 c^{-1}$, $e = 0,016 m$ и прежней v_k (кривая 5); v_k при $v_{пл}/v_n = 0,7$, $v_n = 7,8 c^{-1}$, $v_2 = 4,5 c^{-1}$, $e = 0,016 m$, $L = 0,041 m$

Fig. 3. Patterns of change in the relative discrepancy $\Delta I_{отн}$ (a) and the arithmetic mean value I_{cp} (b) of the friction paths when processing the side surface of a conical lens depending on the magnitude $v_{пл}/v_n$ in case of $v_n = 5,0 s^{-1}$, $v_2 = 4,0 s^{-1}$, $e = 0,01 m$, $L = 0,04 m$, $v_k = 3,0 s^{-1}$ (curve 1); v_n in case of $v_{пл}/v_n = 0,7$ and former v_2 , e , L , v_k (curve 2); v_2 in case of $v_{пл}/v_n = 0,7$, $v_n = 7,8 s^{-1}$ and former e , L , v_k (curve 3); e in case of $v_{пл}/v_n = 0,7$, $v_n = 7,8 s^{-1}$, $v_2 = 4,5 s^{-1}$ and former L , v_k (curve 4); L in case of $v_{пл}/v_n = 0,7$, $v_n = 7,8 s^{-1}$, $v_2 = 4,5 s^{-1}$, $e = 0,016 m$ and former v_k (curve 5); v_k in case of $v_{пл}/v_n = 0,7$, $v_n = 7,8 s^{-1}$, $v_2 = 4,5 s^{-1}$, $e = 0,016 m$, $L = 0,041 m$

Согласно результатам выполненных исследований (см. рис. 3), при проведении упомянутых операций целесообразно придерживаться следующих условий: на первой стадии шлифования назначать оптимальное значение v_d/v_n , а значения параметров v_n , v_2 , v_k – средние; на второй стадии шлифования – оптимальные v_d/v_n и v_n , а v_2 и v_k – средние; на третьей стадии шлифования – оптимальные v_d/v_n , v_n , v_2 и среднее v_k , а на этапе полирования использовать все оптимизированные регулируемые параметры процесса обработки. Соблюдение этих рекомендаций обеспечивает поэтапное уменьшение погрешности отклонения образующей конуса от прямолинейности при закономерном уменьшении интенсивности съема припуска с заготовки, что отображается кривыми 1, 2, 3 и 6 на рис. 3, б.

Проведенные исследования производительности и качества обработки конических поверхностей при попарном изменении принятых в нашем случае регулируемых параметров показали, что из возможных различных их комбинаций наиболее выгодно назначать сочетание «частота вращения конуса – эксцентриситет между осями симметрии инструмента и планшайбы».

Экспериментальные исследования. Качество и производительность обработки боковой поверхности конической линзы определяли на стадии ее шлифования. При этом использовались заготовки детали с такими же геометрическими параметрами, как и в случае теоретических исследований. Первоначально подготавливали заготовку посредством ее шлифования на инструменте в виде планшайбы диаметром 350 мм. В качестве обрабатывающей использовали абразивную суспензию электрокорунда белого зернистостью М10 концентрацией Т:Ж = 1:5. Суспензию в зону обработки подавали вручную с помощью кисточки. Шлифование выполняли на серийном шлифовально-полировальном станке ЗШП-320 с закрепленным на его шпинделе инструментом, который настраивали по специальной методике [8], добиваясь того, чтобы его (инструмента) рабочая поверхность имела выпуклую форму такого радиуса кривизны, после шлифования на которой используемой заготовки ее образующая имела отклонение от прямолинейности в виде прогиба величиной 0,012 мм.

Необходимый радиус кривизны рабочей поверхности шлифовальника обеспечивали по следующей методике. Используя выражение для стрелки прогиба h сферической поверхности радиусом R

$$h = R - \sqrt{R^2 - \frac{d^2}{4}}, \quad (5)$$

где d – диаметр выбранного шарового сегмента, на котором измеряли стрелку прогиба h , по формуле

$$R = \frac{h^2 + \frac{d^2}{4}}{2h} \quad (6)$$

(в нашем случае $h = 0,012$ мм, $d = 25,8$ мм – длина образующей конической заготовки с принятыми геометрическими параметрами), определили, что искомый радиус кривизны равен 6934 мм. Для получения шлифовальника с рабочей поверхностью такого радиуса кривизны R выполняли его наладку по сферометру с диаметром кольца 100 мм и микронной индикаторной головкой часового типа. При этом обеспечивали стрелку прогиба величиной 0,18 мм, рассчитанную по формуле (5) для $R = 6934$ мм и $d = 100$ мм. На подготовленной таким образом рабочей поверхности инструмента используемую коническую заготовку шлифовали в течение 15 мин абразивной суспензией микропорошка М10, что обеспечивало отклонение ее образующей от прямолинейности величиной 0,012 мм в каждой серии экспериментальных исследований. Эти исходные заготовки обрабатывали на чугунном шлифовальнике в виде планшайбы диаметром 150 мм с выпуклой рабочей поверхностью. Радиус кривизны равнялся 40000 мм, его контролировали сферометром посредством измерения стрелки прогиба, которая на диаметре 100 мм составляла 0,03 мм, а на длине образующей используемой конической заготовки – 0,002 мм.

При шлифовании исследовали закономерности изменения стрелки прогиба в зависимости от величины регулируемых параметров процесса обработки по такой же методике, как и на стадии теоретических исследований, то есть первоначально изменяли отношение частот вращения

планшайбы (детали) и инструмента $v_d/v_{и}$ при постоянных средних значениях $v_{и} = 5,0 \text{ с}^{-1}$, $v_2 = 4,0 \text{ с}^{-1}$, $e = 0,01 \text{ м}$, $L = 0,04 \text{ м}$, $v_k = 3,0 \text{ с}^{-1}$. Затем, назначив оптимальное значение $v_d/v_{и} = 0,7$, полученное на стадии теоретических исследований, и средние v_2 , e , L , v_k , изменяли частоту вращения инструмента $v_{и}$ и т. д. В каждом цикле шлифования использовали исходную заготовку с отклонением ее образующей от прямолинейности величиной $0,012 \text{ мм}$, а продолжительность обработки составляла 10 мин .

Результаты экспериментальных исследований закономерностей изменения стрелки прогиба h в зависимости от значений регулируемых параметров процесса обработки $v_d/v_{и}$, $v_{и}$, v_2 , L и v_k приведены на рис. 4. Анализ результатов показывает, что по мере использования оптимальных значений отмеченных регулируемых параметров точность обработки повышается (отклонение образующей конуса от прямолинейности с исходных $0,012 \text{ мм}$ уменьшается до $0,004 \text{ мм}$).

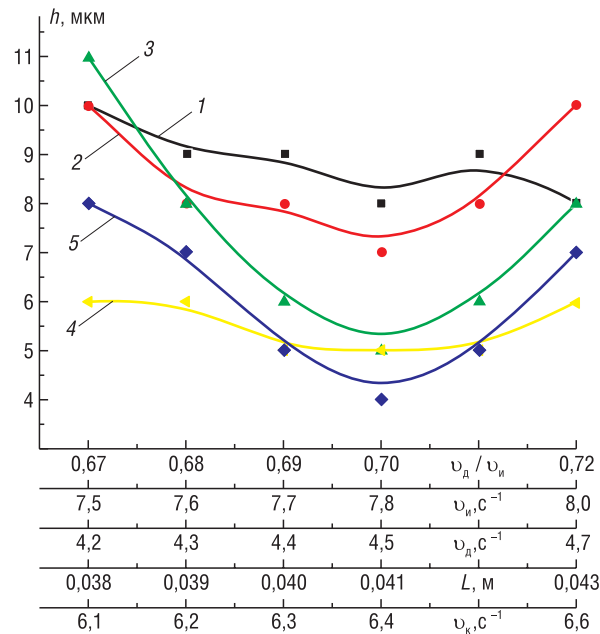


Рис. 4. Зависимость стрелки прогиба h боковой поверхности конической линзы в процессе ее шлифования от изменяющихся значений: отношения частот вращения детали и инструмента $v_d/v_{и}$ и постоянных $v_{и} = 5,0 \text{ с}^{-1}$, $v_2 = 4,0 \text{ с}^{-1}$, $L = 0,04 \text{ м}$, $v_k = 3,0 \text{ с}^{-1}$ (кривая 1); частоты вращения инструмента $v_{и}$ и постоянных $v_d/v_{и} = 0,7$, $v_2 = 4,0 \text{ с}^{-1}$, $L = 0,04 \text{ м}$, $v_k = 3,0 \text{ с}^{-1}$ (кривая 2); частоты вращения входного звена исполнительного механизма станка v_2 и постоянных $v_d/v_{и} = 0,7$, $v_{и} = 5,0 \text{ с}^{-1}$, $L = 0,04 \text{ м}$, $v_k = 3,0 \text{ с}^{-1}$ (кривая 3); амплитуды возвратно-вращательных движений выходного звена исполнительного механизма станка L и постоянных $v_d/v_{и} = 0,7$, $v_{и} = 5,0 \text{ с}^{-1}$, $v_2 = 4,0 \text{ с}^{-1}$, $v_k = 3,0 \text{ с}^{-1}$ (кривая 4); частоты вращения конической заготовки v_k и постоянных $v_d/v_{и} = 0,7$, $v_{и} = 5,0 \text{ с}^{-1}$, $v_2 = 4,0 \text{ с}^{-1}$, $L = 0,04 \text{ м}$ (кривая 5)

Fig. 4. Dependence of the arrow deflection h of the lateral surface of a conical lens during its grinding on the changing values of the ratio of the frequencies of rotation of the part and tool $v_d/v_{и}$ and former $v_{и} = 5.0 \text{ s}^{-1}$, $v_2 = 4.0 \text{ s}^{-1}$, $L = 0.04 \text{ m}$, $v_k = 3.0 \text{ s}^{-1}$ (curve 1); tool speed $v_{и}$ and permanent $v_d/v_{и} = 0.7$, $v_2 = 4.0 \text{ s}^{-1}$, $L = 0.04 \text{ m}$, $v_k = 3.0 \text{ s}^{-1}$ (curve 2); rotational speed of the input link of the actuator of the machine v_2 and permanent $v_d/v_{и} = 0.7$, $v_{и} = 5.0 \text{ s}^{-1}$, $L = 0.04 \text{ m}$, $v_k = 3.0 \text{ s}^{-1}$ (curve 3); the amplitude of the reciprocating rotational movements of the output link of the actuator of the machine tool L and constant $v_d/v_{и} = 0.7$, $v_{и} = 5.0 \text{ s}^{-1}$, $v_2 = 4.0 \text{ s}^{-1}$, $v_k = 3.0 \text{ s}^{-1}$ (curve 4); rotation speed of conical billet v_k and permanent $v_d/v_{и} = 0.7$, $v_{и} = 5.0 \text{ s}^{-1}$, $v_2 = 4.0 \text{ s}^{-1}$, $L = 0.04 \text{ m}$ (5)

Эти экспериментальные результаты согласуются с закономерностями теоретических исследований, изложенных на рис 3, а (точки минимума на кривых 1 и 6 уменьшаются от $\Delta l = 0,63$ до $\Delta l = 0,23$ соответственно).

Авторами также выполнены экспериментальные исследования производительности обработки рассматриваемых оптических деталей. С этой целью исходные конические заготовки с отклонением образующей от прямолинейности $0,012 \text{ мм}$ шлифовали до момента

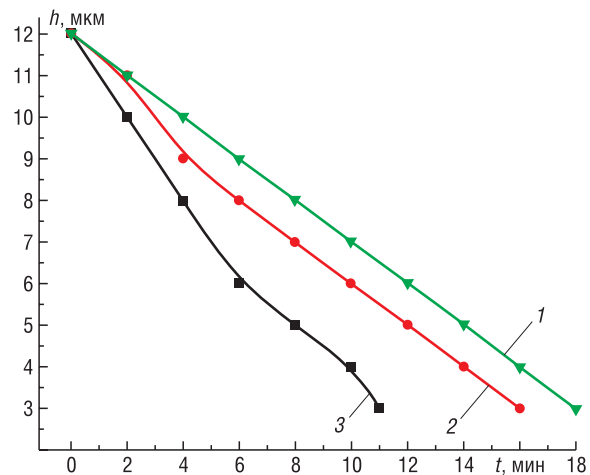


Рис. 5. Закономерности изменения стрелки прогиба h боковой поверхности конической линзы в процессе ее шлифования от исходного значения $0,012 \text{ мм}$ до $0,003 \text{ мм}$ при оптимальном $v_d/v_{и} = 0,7$ и средних $v_{и} = 5,0 \text{ с}^{-1}$, $v_2 = 4,0 \text{ с}^{-1}$, $L = 0,04 \text{ м}$, $v_k = 3,0 \text{ с}^{-1}$ (кривая 1); оптимальных $v_d/v_{и} = 0,7$, $v_{и} = 7,8 \text{ с}^{-1}$ и средних v_2, L, v_k (кривая 2); оптимальных $v_d/v_{и} = 0,7$, $v_{и} = 7,8 \text{ с}^{-1}$, $v_2 = 4,5 \text{ с}^{-1}$, $L = 0,04 \text{ м}$, $v_k = 6,4 \text{ с}^{-1}$ (кривая 3)

Fig. 5. Patterns of change of the arrow deflection h of the lateral surface of a conical lens during grinding from the initial value $0,012 \text{ мм}$ to $0,003 \text{ мм}$ at optimal $v_d/v_{и} = 0.7$ and medium $v_{и} = 5.0 \text{ s}^{-1}$, $v_2 = 4.0 \text{ s}^{-1}$, $L = 0.04 \text{ m}$, $v_k = 3.0 \text{ s}^{-1}$ (curve 1); optimal $v_d/v_{и} = 0.7$, $v_{и} = 7.8 \text{ s}^{-1}$ and medium v_2, L, v_k (curve 2); optimal $v_d/v_{и} = 0.7$, $v_{и} = 7.8 \text{ s}^{-1}$, $v_2 = 4.5 \text{ s}^{-1}$, $L = 0.04 \text{ m}$, $v_k = 6.4 \text{ s}^{-1}$ (curve 3)

достижения $h = 0,003$ мм при различных режимах обработки. Результаты этих исследований отражены на рис. 5. Их анализ показывает, что если назначить оптимальные значения только одного из регулируемых параметров процесса обработки, например, отношение $v_d/v_{и}$, а остальные – средними (кривая 1 на рис. 5), то время обработки $t_{обр}$ составляет 19 мин. При двух оптимальных параметрах (например, $v_d/v_{и}$ и $v_{и}$) и средних значениях остальных из них (кривая 2 на рис. 5) $t_{обр} = 16$ мин, а в случае оптимальных значений всех регулируемых параметров (кривая 3 на рис. 5) $t_{обр} = 11$ мин. Эти экспериментальные результаты также удовлетворительно согласуются с закономерностями теоретических исследований, приведенных на рис 3, б.

Заключение. Разработанная модель получения оптических деталей с конической поверхностью в условиях свободного их притирания к инструменту в виде планшайбы позволяет реализовать инженерные методы управления процессом формообразования конических деталей без проведения предварительных трудоемких экспериментальных исследований.

Предложенная методика оптимизации наладочных параметров технологического оборудования дает возможность выявить наиболее эффективные режимы обработки (шлифования и полирования) конических линз с учетом закономерностей распределения по их поверхности подлежащего удалению припуска.

Список использованных источников

1. Карасик, В. Е. Лазерные системы видения / В. Е. Карасик, В. М. Орлов. – М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2001. – 352 с.
2. Наземное лазерное сканирование / В. А. Середович [и др.]. – Новосибирск: СГГА, 2009. – 261 с.
3. Козерук, А. С. Формообразование прецизионных поверхностей / А. С. Козерук. – Минск: ВУЗ-ЮНИТИ, 1997. – 176 с.
4. Моделирование рабочей зоны обработки аксиконов на технологическом оборудовании / А. С. Козерук [и др.] // Вес. Нац. акад. Навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2020. – Т. 65, №3. – С. 365–374. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2020-65-3-365-374>
5. 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 с.
6. Математическое моделирование технологического оборудования для обработки оптических деталей / И. П. Филонов [и др.] // Наука и техника. – 2017. – Т. 16, №5. – С. 367–375. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2017-16-5-367-375>
7. 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.
8. Технология оптических деталей / М. Н. Семибратов [и др.]; под ред. М. Н. Семибратова. – М.: Машиностроение, 1978. – 415 с.

References

1. Karasik V. E., Orlov V. M. *Laser Vision Systems*. Moscow, Bauman Moscow State Technical University, 2001. 352 p. (in Russian)
2. Seredovich V. A., Komissarov A. V., Komissarov D. V., Shirokova T. A. *Ground Laser Scanning*. Novosibirsk, Siberian State Geodetic Academy, 2009. 261 p. (in Russian).
3. Kozeruk A. S. *Shaping Precision Surfaces*. Minsk, VUZ-UNITI Publ., 1997. 176 p. (in Russian).
4. Kozeruk A. S., Diaz Gonzalez R. O., Sukhotsky A. A., Philonova M. I. Simulation of axicon processing area on technological equipment. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2020, vol. 65, no. 3, pp. 365–374 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2020-65-3-365-374>
5. Kozeruk A. S. *Managing the Shaping of Precision Surfaces of Machine Parts and Devices Based on Mathematical Modeling*. Minsk, 1997. 317 p. (in Russian).
6. Filonov I. P., Kozeruk A. S., Malpika D. L., Filonova M. I., Kuznechik V. O., Dias Gonsalez R. O. Mathematical modeling of technological equipment for processing optical parts. *Nauka i tekhnika = Science & Technique*, 2017, vol. 16, no. 5, pp. 367–375 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2017-16-5-367-375>
7. Zubakov V. G., Semybratov M. N., Standel S. K. *Optical Parts Technology*. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1985. 368 p. (in Russian).
8. Semibratov M. N., Zubakov V. G., Shtandel' S. K., Kuznetsov S. M. *Technology of Optical Parts*. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1978. 415 p. (in Russian).

Информация об авторах

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

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

Диас Гонсалес Рафаэль Орландос – аспирант, Университетский политехнический институт Сантьяго Мариньо (Финал гр. Лас Америкас с продлением, Лос Процерес 5101, Мэрида, Венесуэла). E-mail: raordigon.088@gmail.com

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

Кузнецик Валерия Ольгердовна – кандидат технических наук, доцент, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: v-kuzn@tut.by

Али-задэ Эльдар Рафикович – студент, Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: alizade.eldar843@gmail.com

Information about the authors

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

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

Rafael Orlando Diaz Gonzalez – Postgraduate Student, University Polytechnic Institute of Santiago Marino (Finals Ave. Las Americas with extension, Los Proceres 5101, Merida, Venezuela). E-mail: raordigon.088@gmail.com

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

Valeria O. Kuznechik – Ph. D. (Engineering), Associate Professor, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: v-kuzn@tut.by

Eldar R. Ali-zade – Student, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosti Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: alizade.eldar843@gmail.com

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

УДК 549.742.121+662.765

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-440-448>

Поступила в редакцию 23.07.2021

Received 23.07.2021

С. В. Василевич¹, М. В. Малько², Д. В. Дегтеров², А. Н. Асадчий²

¹*Белорусская государственная академия авиации, Минск, Республика Беларусь*

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

**КАТАЛИТИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА КОМПОЗИТНОГО МАТЕРИАЛА НА ОСНОВЕ
БЕЛОРУССКИХ ДОЛОМИТОВ ПО ОТНОШЕНИЮ К ПРОЦЕССУ РАЗЛОЖЕНИЯ
ПИРОЛИЗНОЙ СМОЛЫ**

Аннотация. Обсуждаются результаты экспериментального исследования термического разложения пиролизной смолы в гомогенном процессе и в присутствии катализатора. Опыты по термическому разложению пиролизной смолы выполнены в изотермических условиях на лабораторной установке при температурах 300, 400, 450 и 500 °С. Определены скорость гомогенного процесса термического разложения смолы и предельные степени разложения. Энергия активации гомогенного процесса по данным настоящей работы составила 320 кДж/моль. Установлено, что скорость термического разложения смолы повышается в случае внесения в реакционную зону образцов природных доломитов, а также композитного материала на их основе. Это повышение обусловлено протеканием гетерогенной каталитической реакции разложения пиролизной смолы. Кажущаяся энергия активации этого процесса составила 210 кДж/моль (при использовании доломитов) и 202 кДж/моль (при использовании композитов). При этом отмечено, что композитный материал обладает значительно более благоприятными механическими свойствами, нежели доломит. На основании установленных данных сделан вывод о перспективности создания композитных катализаторов термического разложения тяжелых углеводородов, образующихся в процессах термохимической конверсии биомассы.

Ключевые слова: пиролизные смолы, доломит, композит, кинетика разложения, энергия активации, предэкспоненциальный фактор

Для цитирования: Каталитические свойства композитного материала на основе белорусских доломитов по отношению к процессу разложения пиролизной смолы / С. В. Василевич [и др.] // Вест. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2021. – Т. 66, №4. – С. 440–448. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-440-448>

Siarhei V. Vasilevich¹, Mikhail V. Malko², Dmitry V. Degterov², Andrei N. Asadchyi²

¹*Belarusian State Aviation Academy, Minsk, Belarus*

²*Institute of Power Engineering of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Belarus*

**CATALYTIC PROPERTIES OF A COMPOSITE MATERIAL BASED ON BELARUSIAN DOLOMITES IN
RELATION TO THE DECOMPOSITION OF PYROLYSIS TAR**

Abstract. The paper discusses results of an experimental study of the thermal decomposition of pyrolysis tar in a homogeneous process and in the presence of a catalyst. Experiments on thermal decomposition of pyrolysis tar were carried out under isothermal conditions in a laboratory setup at temperatures of 300, 400, 450 and 500 °C. The rate of the homogeneous process of thermal decomposition of tar and maximal degrees of decomposition were determined. According to the data of this work, the activation energy of the homogeneous process was 320 kJ/mol. It was found that the rate of thermal decomposition of the tar increases in the case of introducing samples of natural dolomites into the reaction zone, as well as a composite material based on them. This increase is due to the occurrence of a heterogeneous catalytic decomposition reaction of the pyrolysis tar. The apparent activation energy of this process was 210 kJ/mol (when using dolomites) and 202 kJ/mol (when using composites). It was noted that the composite material has significantly more favorable mechanical properties than dolomite. Based on the established data, it was concluded that the creation of composite catalysts for the thermal decomposition of heavy hydrocarbons formed in the processes of thermochemical conversion of biomass is promising.

Keywords: pyrolysis tar, dolomite, composite, decomposition kinetics, activation energy, pre-exponential factor

For citation: Vasilevich S. V., Malko M. V., Degterov D. V., Asadchyi A. N. Catalytic properties of a composite material based on belarusian dolomites in relation to the decomposition of pyrolysis tar. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 4, pp. 440–448 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-440-448>

Введение. Пиролиз и газификация растительной биомассы представляют собой новые и многообещающие технологии эффективного ее использования. Согласно данным [1], пиролиз ежегодно прирастающей биомассы позволил бы полностью покрыть потребность в моторном топливе всех существующих на планете двигателей внутреннего сгорания. Применение газификации позволяет получить топливо для газовых турбин, двигателей внутреннего сгорания и других энергетических целей.

Однако существует несколько причин, обусловивших отставание в разработке промышленных установок термохимической конверсии биомассы. В случае процесса газификации основным препятствием является проблема образования смолы, представляющей собой смесь органических веществ. Экспериментальные исследования, выполненные в различных странах мира, показали, что образование компонентов смолы зависит от типа газификаторной установки и температуры процесса газификации [2, 3].

Высокие точки росы компонентов смолы обуславливают отложение этих компонентов на фильтрах, на поверхностях газопроводов и другого оборудования, что в свою очередь приводит к остановке процесса газификации.

Согласно данным [4], при повышении температуры процесса термохимической конверсии биомассы с 400 по 800–1000 °С вклад смолы в суммарные продукты газификации снижается от 20 до ~ 1,5 мас.%. Это снижение сопровождается переходом от соединений с более низкой точкой росы к соединениям с более высокой точкой росы, таким образом, осуществление процесса газификации биомассы в области более высоких температур не решает проблему образования смолы.

Применение катализаторов позволяет обеспечивать процесс разложения смолы при температурах порядка 700–800 °С, то есть не требует дополнительного подогрева продуктов газификации биомассы. Из этого следует, что каталитическое разложение смолы имеет явное преимущество по сравнению с чисто термическим процессом [5].

В качестве перспективных катализаторов разложения смолы специалисты разных стран мира рассматривают природные доломиты, что обусловлено доступностью, дешевизной и каталитической активностью этого минерала по отношению к реакциям термического разложения компонентов пиролизной смолы [6–8]. Беларусь обладает большими запасами доломитов, и это позволяет их использование для очистки продуктов газификации растительной биомассы и других материалов органического происхождения.

Существенным недостатком природных доломитов является пониженная механическая стойкость, что приводит к сильной эрозии и к снижению каталитической активности.

Преодоление данного недостатка доломита, эффективного в процессах разложения пиролизной смолы, позволит создать эффективный и экономически оправданный способ очистки газовой смеси от нежелательных компонентов, образующихся в процессе термохимической конверсии биомассы и других материалов органического происхождения.

Цель исследования – определение каталитической активности композитного материала на основе белорусских доломитов в процессе термического разложения пиролизной смолы, получаемой при термохимической конверсии древесной биомассы.

Методика исследования. Опыты по разложению пиролизной смолы выполнены на лабораторной установке, которая представляет собой высокотемпературный реактор, оснащенный электрическим нагревателем и располагающейся внутри кварцевой бьюксой.

Температура в реакционной камере регистрировалась с помощью термопары и измерителя-регулятора температур «Сосна-002», обеспечивающих возможность работы при измерении температур до 1100 °С с точностью измерения до ± 0,01 °С.

В качестве каталитического материала использовались доломит и композитный материал, состоящий из доломита и $\text{Na}_2\text{K}_2\text{O}(\text{SiO}_2)_n$ в виде порошка с размером гранул около 0,7 мкм. На рис. 1 представлены микрофотографии образцов.

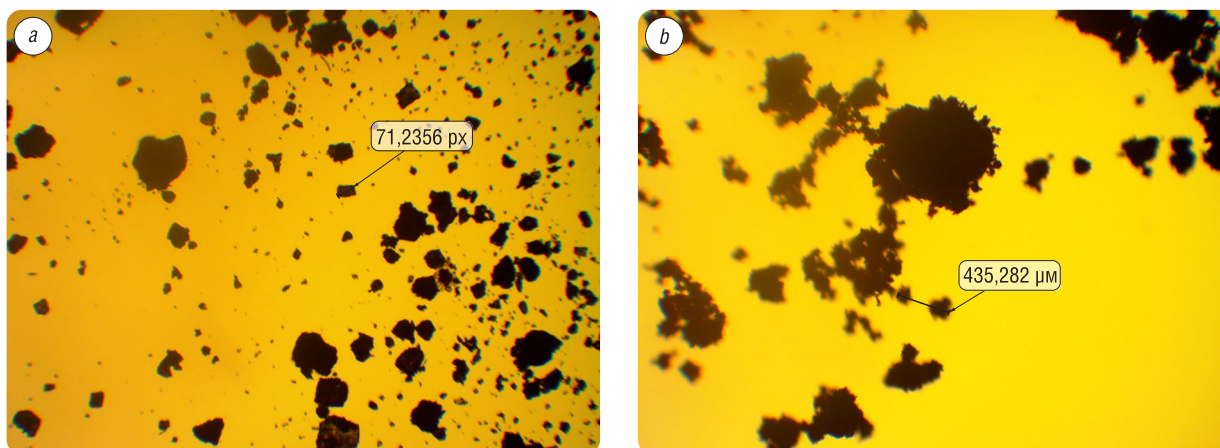


Рис. 1. Микрофотографии образцов доломита (а) и композита (b)

Fig. 1. Micrographs of samples of dolomite (a) and composite (b)

Процесс термохимической конверсии березовой щепы с образованием пиролизной смолы осуществлялся при температуре 600 °С и сопровождался быстрым охлаждением до 200 °С.

Определение состава смолы проводили при помощи обращенно-фазовой высокоэффективной жидкостной хроматографии (ВЭЖХ) на хроматографе высокого давления Shimadzu Prominence LC 20 (Япония) с хроматографической колонкой Nucleodur C18 Gravity (тип C18, размер частиц 5 мкм, длина 25 см) фирмы Macherey-Nagel (Германия).

Плотность смолы была равна 0,9 г/см³. Вязкость определяли на ротационном вискозиметре Brookfield DV2T (США) при температуре 17,1 °С. Измеренное значение составило 395 ± 4 сСт.

Температура вспышки устанавливалась с помощью автоматического аппарата ТВЗ-ЛАБ-11 (Россия) и составила 190 °С. Теплотворная способность смолы определялась на калориметре В-08МА«К» (Россия) и равнялась 28 766,78 кДж/кг (6870,83 кКал/кг).

В опытах образцы смол и каталитический материал (доломит или композит) выдерживались при заданной постоянной температуре. Масса образцов измерялась через определенные промежутки времени на электронных весах РА 214 (Россия) с относительной погрешностью 2 %.

Опыты выполнялись в изотермических условиях при температурах 300, 400, 450 и 500 °С. Образец смолы помещался в кварцевую емкость, располагаемую в реакторе. В случае каталитического разложения смол в кварцевую емкость дополнительно насыпался образец каталитического материала в виде порошка массой около 0,35 г.

Степень протекания реакции определялась по снижению массы образца, выдерживаемого при постоянной температуре.

Результаты исследования и их обсуждение. В табл. 1 представлены результаты определения состава пиролизной смолы, которая образовалась в течение термохимической конверсии березовой щепы при температуре 600 °С.

Анализ данных этой таблицы показывает, что компоненты пиролизной смолы, образовавшейся в процессе термохимической конверсии березовой древесины при температуре 600 °С, соответствуют экспериментальным результатам других исследований [3, 10–12].

Значения степеней разложения смолы (табл. 2–4), установленные в опытах, которые проводились при различных температурах, рассчитаны по формуле

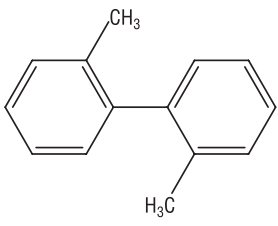
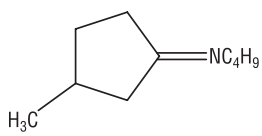
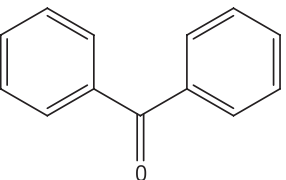
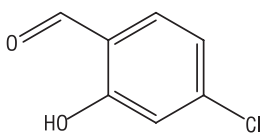
$$X = \frac{m_0 - m_t}{m_0}, \quad (1)$$

где m_0 – исходная масса смолы, г; m_t – масса смолы в момент времени t , г.

На рис. 2 представлены диаграммы степеней разложения смолы при гомогенном процессе, при использовании доломита и композита (доломит с содержанием $\text{Na}_2\text{K}_2\text{O}(\text{SiO}_2)_n$ около 30 мас.%) при температурах 600 и 700 °С.

Т а б л и ц а 1. Компоненты смолы

T a b l e 1. Tar components

Название соединения	Формула	Содержание, %
2,2-диметил-дифенил		54,95
μ-диокси-бензол	OH-C ₆ H ₄ -HO	9,03
Имин (основание Шиффа) 2-метилциклопентилизо- бутилимин		8,67
бензофенон		7,12
5-хлор-2-гидроксибен- зальдегид		6,81
Бензальдегид	C ₆ H ₄ -CHO	5,59
Имин (основание Шиффа) 2,2-метилпро- пил-изобути- лимин	(CH ₃) ₃ C-CH=NC(CH ₃) ₃	5,53
Бензойный альдегид	C ₆ H ₅ -CHO	2,29

Т а б л и ц а 2. Степени гомогенного разложения
пиролизной смолы

T a b l e 2. Degrees of homogeneous decomposition
of pyrolysis tar

t, мин	T= 300 °C	T= 400 °C	T= 450 °C	T= 500 °C
0	0	0	0	0
2	0,00833	0,00417	0,00719	0,01191
5	0,00833	0,00833	0,02158	0,04167
10	0,00833	0,00833	0,03597	0,10119
25	0,00833	0,025	0,26619	0,78571
55	0,01042	0,0375	0,46043	0,98809
115	0,01042	0,05	0,57554	0,98809
175	0,01042	0,0625	Нет данных	Нет данных
235	0,01042	0,07083	Нет данных	Нет данных

Т а б л и ц а 3. Степени разложения пиролизной
смолы в присутствии доломита

T a b l e 3. Degrees of decomposition of pyrolysis
resin in the presence of dolomite

t, мин	T= 300 °C	T= 400 °C	T= 450 °C	T= 500 °C
0	0	0	0	0
2	0	0,0146	0,0139	0
5	0	0,0195	0,0278	0,039526
10	0	0,0244	0,0486	0,711462
20	0,0074	0,0390	0,1806	0,948617
35	0,0074	0,0439	0,4306	0,996047
50	0,0222	0,0781	0,5	0,996047
65	0,0222	0,1366	0,5556	0,996047
85	0,0296	0,1366	0,6181	Нет данных

Т а б л и ц а 4. Степени разложения пиролизной смолы в присутствии композита

T a b l e 4. Degrees of decomposition of pyrolysis resin in the presence of a composite

t, мин	T= 300 °C	T= 400 °C	T= 450 °C	T= 500 °C
0	0	0	0	0
2	0,00699	0,0258	0	0,027586
5	0,01399	0,0568	0,0185	0,062069
10	0,02797	0,0568	0,0741	0,496552
20	0,02797	0,0620	0,1296	0,875862
35	0,02797	0,0620	0,5	0,993103
65	0,02797	0,1189	0,5988	0,993103
125	0,04196	0,3152	0,8889	Нет данных
185	0,04196	0,3463	0,9321	Нет данных

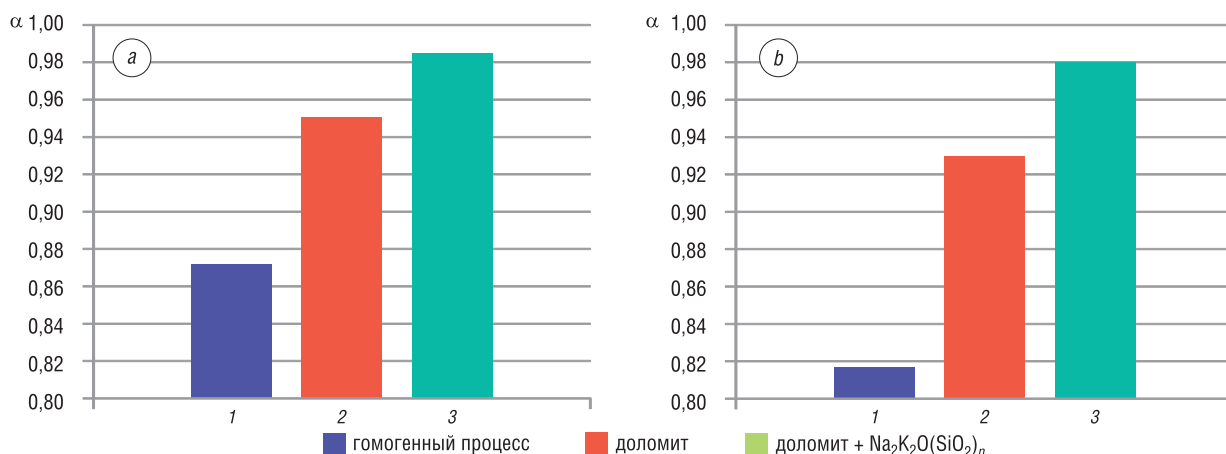


Рис. 2. Диаграммы степеней разложения смолы при гомогенном процессе (1), при использовании доломита (2) и композита (3): *a* – 600 °C, *b* – 700 °C

Fig. 2. Diagrams of the degrees of decomposition of the resin in a homogeneous process (1), when using dolomite (2) and when using a composite (3): *a* – 600 °C, *b* – 700 °C

Как следует из данных рис. 2, присутствие в реакционной зоне природного доломита и композита на его основе повышает степень термического разложения пиролизной смолы при температурах 600 и 700 °C примерно на 10 % по сравнению с опытами, выполненными в гомогенных условиях. Это является доказательством того, что природный доломит и композит на его основе катализируют термическое разложение пиролизной смолы.

Также данные на рис. 2 позволяют сделать вывод о том, что природный доломит и композит на его основе имеют практически одинаковую каталитическую активность по отношению к процессу термического разложения компонентов пиролизной смолы.

При этом, как было установлено в [9], прочность композита, состоящего из доломита (70 мас.%) и $\text{Na}_2\text{K}_2\text{O}(\text{SiO}_2)_n$ (30 мас.%), в отношении истираемости примерно на два порядка выше, нежели прочность природного доломита. Аналогичным образом композиты на основе природного доломита оказываются намного более прочными по сравнению с прочностью чистых образцов доломита. Пределы прочности их на сжатие примерно на порядок превышают предел прочности чистого доломита.

Кинетика разложения смолы. Анализ установленных и обсуждаемых в настоящей работе данных показал, что кинетика термического разложения смолы может быть описана с приемлемой точностью на основании уравнения, предложенного авторами [13] для описания кинетики реакции термического разложения доломита:

$$(\alpha)^m = kt, \quad (2)$$

где m – некоторый параметр, k – константа скорости, t – время выдержки.

В логарифмической форме уравнение (2) может быть записано в виде

$$\ln(k) = \frac{1}{m} \cdot \ln(t) + \frac{1}{m} \cdot \ln(k). \quad (3)$$

Данные, представленные на рис. 3, показывают зависимость $\ln(\alpha)$ от $\ln(t)$, построенную на основании эмпирических значений степени разложения для гомогенного процесса разложения (а), а также в присутствии доломита (b) и композита (c), при температуре 450 °C.

Использование метода наименьших квадратов дает следующие зависимости для расчета значений α , определенных в настоящей работе при температуре 450 °C для гомогенного процесса разложения смолы (4.1), в присутствии доломита (4.2) и композита (4.3):

$$\ln(\alpha) = 1,374 \cdot \ln(t) - 5,99, \quad R^2 = 0,954; \quad (4.1)$$

$$\ln(\alpha) = 1,125 \cdot \ln(t) - 5,233, \quad R^2 = 0,971; \quad (4.2)$$

$$\ln(\alpha) = 1,212 \cdot \ln(t) - 5,594, \quad R^2 = 0,940. \quad (4.3)$$

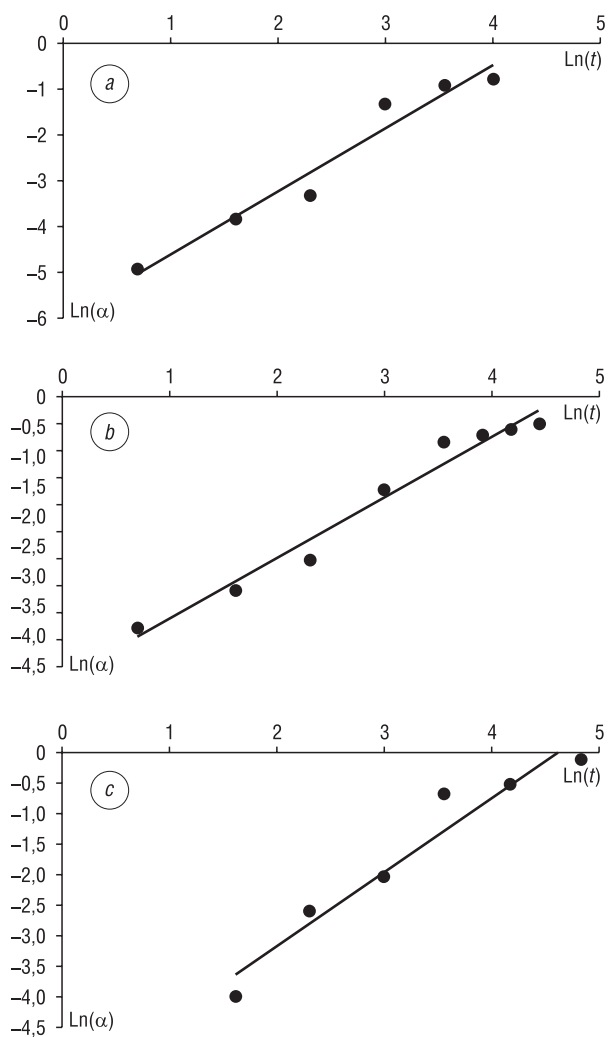


Рис. 3. Графики зависимости $\text{Ln}(\alpha)$ от $\text{Ln}(t)$ для гомогенного процесса разложения (а), а также в присутствии доломита (b) и композита (c) при температуре 450 °C
 Fig. 3. Graphs of dependence $\text{Ln}(\alpha)$ on $\text{Ln}(t)$ for a homogeneous decomposition process (a), as well as in the presence of dolomite (b) and a composite (c) at a temperature of 450 °C

Т а б л и ц а 5. Изменение константы скорости термического разложения пиролизных смол при различных условиях

T a b l e 5. Change in the rate constant of thermal decomposition of pyrolysis resins under various conditions

Условие эксперимента	Константа скорости термического разложения пиролизных смол, k , мин^{-1}			
	при $T=300\text{ °C}$	при $T=400\text{ °C}$	при $T=500\text{ °C}$	при $T=550\text{ °C}$
Гомогенная реакция	$1,802 \cdot 10^{-9}$	$5,35 \cdot 10^{-5}$	0,008643	0,03127
С использованием доломита	$7,27 \cdot 10^{-5}$	$6,12 \cdot 10^{-4}$	0,009547	0,05808
С использованием композита	$5,87 \cdot 10^{-7}$	$6,24 \cdot 10^{-4}$	0,009897	0,02166

Аналогичные результаты были установлены также для опытных данных, определенных при других температурах для значений α , соответствующих протеканию гомогенной и каталитической реакций разложения пиролизных смол.

В табл. 5 представлены значения констант скорости гомогенного процесса разложения смол, а также в присутствии доломита и композита, установленные при использовании соотношения (2).

Аррениусовские зависимости логарифмов констант скорости гомогенного и каталитического разложения смолы, значения которых приведены в табл. 4, от обратной величины температуры показаны на рис. 4.

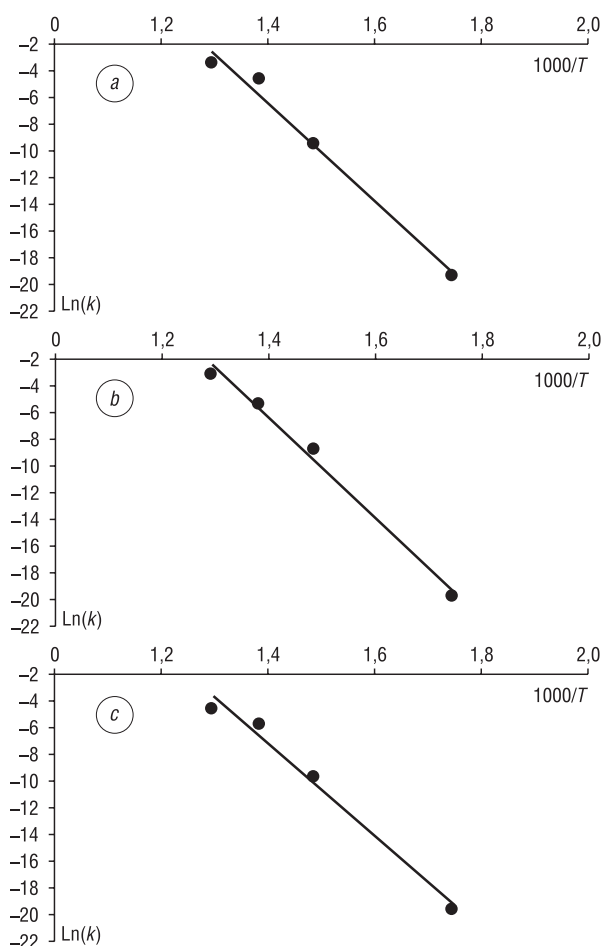


Рис. 4. Аррениусовские зависимости логарифмов констант скорости гомогенного и каталитического разложения смолы от обратной величины температуры для гомогенного процесса разложения (а), а также в присутствии доломита (b) и композита на его основе (c)

Fig. 4. Arrhenius dependences of the logarithms of the rate constants of the homogeneous and catalytic decomposition of the resin on the reciprocal of the temperature for the homogeneous decomposition process (a), as well as in the presence of dolomite (b) and composite based on it (c)

Аппроксимация методом наименьших квадратов значений константы скорости термического разложения смолы, представленных в табл. 4, дает следующие зависимости:

$$\ln(k) = -38,51 \cdot \frac{1000}{T} + 47,33, R^2 = 0,985, \quad (5.1)$$

$$\ln(k) = -25,33 \cdot \frac{1000}{T} + 30,15, R^2 = 0,998, \quad (5.2)$$

$$\ln(k) = -24,31 \cdot \frac{1000}{T} + 28,37, R^2 = 0,982. \quad (5.3)$$

Коэффициент, стоящий перед обратной температурой в выражениях (5.1)–(5.3), характеризует угол наклона зависимости, представленной на рис. 4. Умножение этого коэффициента на газовую постоянную $R = 8,314$ Дж/(моль·К) и фактор 1000 устанавливает энергию активации E реакции: 320 ± 16 кДж/моль – для гомогенного процесса, 211 ± 10 кДж/моль – при использовании доломита, 202 ± 10 кДж/моль – при использовании композитного материала.

Энергия активации каталитического разложения смолы (с применением доломита и композита) примерно на 100 кДж/моль меньше, чем энергия активации гомогенного процесса, что является свойством катализаторов. Внесение их в зону протекания реакции приводит к снижению кажущейся энергии активации и позволяет осуществлять процесс в области более низких температур, что, в частности, является необходимым условием очистки продуктов термохимической конверсии биомассы от смол.

Между тем значения коэффициента истираемости композита доломита примерно в 100 раз меньше, нежели коэффициент истираемости чистого природного доломита. Это сравнение показывает на возможность практического решения проблемы, связанной с использованием природных доломитов для каталитической очистки пиролизных продуктов.

Заключение. Результаты экспериментального исследования, выполненного в изотермических условиях на лабораторной установке при температурах 300, 400, 450 и 500 °С, показали, что композитный материал на основе природных доломитов Беларуси (доломит с содержанием $\text{Na}_2\text{K}_2\text{O}(\text{SiO}_2)_n$ около 30 мас.%), имеет практически одинаковую каталитическую активность по сравнению с образцами природного доломита в отношении реакции термического разложения тяжелых углеводородов, образующихся в процессе термохимической конверсии биомассы.

Установлено, что прочностные характеристики композита на основе природного доломита существенно выше, нежели эти же характеристики чистых образцов природного доломита.

Полученные результаты позволяют заключить, что использование изученных в настоящей работе композитов на основе природных доломитов помогает решить основную проблему использования доломитов в качестве катализаторов разложения нежелательных компонентов пиролизной смолы. Практическая важность установленных результатов указывает на необходимость дальнейших исследований композитных образцов с целью создания недорогих и эффективных катализаторов очистки продуктов термохимической конверсии биомассы.

Список использованных источников

1. Bridgwater, A. V. Renewable fuels and chemicals by thermal processing of biomass / A. V. Bridgwater // Chem. Eng. J. – 2003. – Vol. 91, № 1–2. – P. 87–102. [https://doi.org/10.1016/S1385-8947\(02\)00142-0](https://doi.org/10.1016/S1385-8947(02)00142-0)
2. Milne, T. A. Biomass Gasifier “Tars”: Their Nature, Formation and Conversion [Electronic resource] / T. A. Milne, N. Abatzoglou, R. J. Evans. – NREL Technical Report (NREL/TP-570-25357), November 1998. – Mode of access: <https://www.nrel.gov/docs/fy99osti/25357.pdf> – Date of access: 10.11.2020.
3. Evans, R. J. Molecular Characterization of the Pyrolysis of Biomass. 1. Fundamentals / R. J. Evans, T. A. Milne // Energy & Fuels. – 1987. – Vol. 1, № 2. – P. 123–138. <https://doi.org/10.1021/ef00002a001>
4. Characterization and Treatment of Tars from Biomass Gasifiers / E. G. Baker [et al.] // AIChE 1988: Summer National Meeting, Denver, Colorado. August 21–24, 1988. – Denver, 1988. – P. 1–11.

5. Sutton, D. Review of literature on catalysts for biomass gasification / D. Sutton, B. Kelleher, J.R. H. Ross // *Fuel Processing Technology*. – 2001. – Vol. 73, №3. – P. 155–173. [https://doi.org/10.1016/S0378-3820\(01\)00208-9](https://doi.org/10.1016/S0378-3820(01)00208-9)
6. Núñez-Castaño, S. A. Evaluation of dolomite as catalyst in the transesterification reaction using palm oil (RBD) / S. A. Núñez-Castaño, D. O. Villamizar-Castro, E. M. Vargas-Solano // *DYNA*. – 2019. – Vol. 86, №209. – P. 180–187. <https://doi.org/10.15446/dyna.v86n209.74126>
7. Biomass Gasification with Dolomite as Catalyst in a Small Fluidized Bed Experimental and Modelling Analysis / M. Baratieri [et al.] // *Waste and Biomass Valorization*. – 2010. – Vol. 1, №3. – P. 283–291. <http://dx.doi.org/10.1007/s12649-010-9034-6>
8. Effects of Chinese dolomites on tar cracking in gasification of birch / Q.Z. Yu [et al.] // *Fuel*. – 2009. – Vol. 88, №10. – P. 1922–1926. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2009.04.020>
9. Study of the catalytic activity of natural minerals and composites based on them in process of pyrolytic tar decomposition / S. V. Vasilevich [et al.] // 15th International Conference of Young Scientists on Energy Issues, May 23–25, 2018, Lithuanian energy institute, Launas, Lithuania (in print).
10. Garcia-Perez, M. The formation of Polyaromatic Hydrocarbons and Dioxins During Pyrolysis: A Review of the Literature with Descriptions of Biomass Composition, Fast Pyrolysis Technologies and Thermochemical Reactions. Technical Report [Electronic resource] / M. Garcia-Perez, J. Metcalf. – Washington State University, 2008. – 63 p. – Mode of access: <http://www.pacificbiomass.org/documents/TheFormationOfPolyaromaticHydrocarbonsAndDioxinsDuringPyrolysis.pdf> – Date of access: 10.11.2020.
11. Dayton, D. A Review of the Literature on Catalytic Biomass Tar Destruction. Milestone Completion Report [Electronic resource] / D. Dayton // NREL/TP-510-32815. – 2002. – 27 p. – Mode of access: <https://www.nrel.gov/docs/fy03osti/32815.pdf> – Date of access: 10.11.2020.
12. El-Rub, Z. A. Review of Catalysts for Tar Elimination in Biomass Gasification / Z. A. El-Rub, E. A. Bramer, G. Brem // *Ind. Eng. Chem. Res.* – 2004. – Vol. 43, №22. – P. 6911–6919.
13. Исследование кинетики термического разложения белорусских доломитов / М. В. Малько [и др.] // *Вест. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук.* – 2015. – №1. – С. 95–101.

References

1. Bridgwater A. V. Renewable fuels and chemicals by thermal processing of biomass. *Chemical Engineering Journal*, 2003, vol. 91, no. 1–2, pp. 87–102. [https://doi.org/10.1016/S1385-8947\(02\)00142-0](https://doi.org/10.1016/S1385-8947(02)00142-0)
2. Milne T. A., Abatzoglou N., Evans R. J. *Biomass Gasifier “Tars”: Their Nature, Formation and Conversion*. NREL Technical Report (NREL/TP-570-25357), November 1998. Available at: <https://www.nrel.gov/docs/fy99osti/25357.pdf> (accessed 10 November 2020).
3. Evans R. J., Milne T. A. Molecular Characterization of the Pyrolysis of Biomass. 1. Fundamentals. *Energy & Fuels*, 1987, vol. 1, no. 2, pp. 123–138. <https://doi.org/10.1021/ef00002a001>
4. Baker E. G., Brown M. D., Elliott D. C., Mudge L. K. Characterization and Treatment of Tars from Biomass Gasifiers. *AIChE 1988: Summer National Meeting, Denver, Colorado. August 21–24, 1988*. Denver, 1988, pp. 1–11.
5. Sutton D., Kelleher B., Ross J. R. H. Review of literature on catalysts for biomass gasification. *Fuel Processing Technology*, 2001, vol. 73, no. 3, pp. 155–173. [https://doi.org/10.1016/S0378-3820\(01\)00208-9](https://doi.org/10.1016/S0378-3820(01)00208-9)
6. Núñez-Castaño S. A., Villamizar-Castro D. O., Vargas-Solano E. M. Evaluation of dolomite as catalyst in the transesterification reaction using palm oil (RBD). *DYNA*, 2019, vol. 86, no. 209, pp. 180–187. <https://doi.org/10.15446/dyna.v86n209.74126>
7. Baratieri, M., Pieratti, E., Nordgreen, T., Grigante M. Biomass Gasification with Dolomite as Catalyst in a Small Fluidized Bed Experimental and Modelling Analysis. *Waste and Biomass Valorization*, 2010, vol. 1, no. 3, pp. 283–291. <http://dx.doi.org/10.1007/s12649-010-9034-6>
8. Yu Q. Z., Brage C., Nordgreen T., Sjöström K. Effects of Chinese dolomites on tar cracking in gasification of birch. *Fuel*, 2009, vol. 88, no. 10, pp. 1922–1926. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2009.04.020>
9. Vasilevich S. V., Asadchyi A. N., Malko M. V., Degterov D. V. Study of the catalytic activity of natural minerals and composites based on them in process of pyrolytic tar decomposition. *15th International Conference of Young Scientists on Energy Issues, May 23–25, 2018*. Kaunas, Lithuania: Lithuanian Energy Institute, 1–1–I-8.
10. Garcia-Perez M., Metcalf J. *The formation of Polyaromatic Hydrocarbons and Dioxins During Pyrolysis: A Review of the Literature with Descriptions of Biomass Composition, Fast Pyrolysis Technologies and Thermochemical Reactions. Technical Report*. Washington State University, 2008. Available at: <http://www.pacificbiomass.org/documents/TheFormationOfPolyaromaticHydrocarbonsAndDioxinsDuringPyrolysis.pdf> (accessed 10 November 2020).
11. Dayton D. *A Review of the Literature on Catalytic Biomass Tar Destruction. Milestone Completion Report*. NREL/TP-510-32815. National Renewable Energy Laboratory, 2002. Available at: <https://www.nrel.gov/docs/fy03osti/32815.pdf> (accessed 10 November 2020).
12. El-Rub Z. A., Bramer E. A., Brem G. Review of Catalysts for Tar Elimination in Biomass Gasification. *Industrial & Engineering Chemistry Research*, 2004, vol. 43, no. 22, pp. 6911–6919. <https://doi.org/10.1021/ie0498403>
13. Malko M. V., Vasilevich S. V., Bogach V. N., Degterev D. V. Study of the kinetics of thermal decomposition of Belarusian dolomites. *Vesti Natsyonal'noi akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2015, no. 1, pp. 95–101.

Информация об авторах

Василевич Сергей Владимирович – кандидат технических наук, доцент, Белорусская государственная академия авиации (ул. Уборевича, 77, 220072, Минск, Республика Беларусь). E-mail: svasilevich@yandex.ru

Малько Михаил Владимирович – кандидат физико-математических наук, ведущий научный сотрудник, Институт энергетики Национальной академии наук Беларуси (ул. Академическая, 15, корп. 2, 220072, Минск, Республика Беларусь). E-mail: mikhailvm@bas-net.by

Дегтеров Дмитрий Валентинович – старший научный сотрудник, Институт энергетики Национальной академии наук Беларуси (ул. Академическая, 15, корп. 2, 220072, Минск, Республика Беларусь). E-mail: ddegterov@mail.ru

Асадчий Андрей Николаевич – научный сотрудник, Институт энергетики Национальной академии наук Беларуси (ул. Академическая, 15, корп. 2, 220072, Минск, Республика Беларусь). E-mail: asadchyi@tut.by

Information about the authors

Siarhei V. Vasilevich – Ph. D. (Engineering), Associate Professor, Belarusian State Aviation Academy (77, Uborevich Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: svasilevich@yandex.ru

Mikhail V. Malko – Ph. D. (Physics and Mathematics), Leading Researcher, Institute of Power Engineering of the National Academy of Sciences of Belarus (15, building 2, Academicheskaya Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: mikhailvm@bas-net.by

Dmitry V. Degterov – Senior Researcher, Institute of Power Engineering of the National Academy of Sciences of Belarus (15, building 2, Academicheskaya Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: ddegterov@mail.ru

Andrei N. Asadchyi – Researcher, Institute of Power Engineering of the National Academy of Sciences of Belarus (15, building 2, Academicheskaya Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: asadchyi@tut.by

А. И. Ольшанский, А. С. Марущак*Витебский государственный технологический университет, Витебск, Республика Беларусь***КИНЕТИКА ТЕПЛОВЛАГОПЕРЕНОСА И ТЕМПЕРАТУРА В ПРОЦЕССЕ СУШКИ
ТКАНЕЙ**

Аннотация. Изложены способы аппроксимации кривой скорости сушки тканей по методам А. В. Лыкова и В. В. Красникова. Приведены результаты обработки опытных данных по конвективной сушке тканей. Даны уравнения для определения времени сушки тканей, плотности тепловых потоков и температуры тканей в процессе сушки. Приведены уравнения для определения коэффициента сушки и относительной скорости сушки. Рассмотрен аналитический метод определения температуры для периода падающей скорости сушки. Дано сопоставление значений температуры по результатам аналитических решений со значениями, полученными по экспериментальной формуле. Показано, что число Био при сушке тканей меньше единицы и основным лимитирующим фактором является внешний теплообмен поверхности испарения влаги с поверхности материала с окружающей средой. Представлена проверка достоверности полученных расчетных значений с экспериментальными. Несовпадение значений находится в пределах 5 % точности проведения и обработки эксперимента.

Ключевые слова: влагосодержание, коэффициент сушки, коэффициент теплоотдачи, длительность сушки, число Био

Для цитирования: Ольшанский, А. И. Кинетика теплообмена и температура в процессе сушки тканей / А. И. Ольшанский, А. С. Марущак // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2021. – Т. 66, №4. – С. 449–457. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-449-457>

Anatolii I. Ol'shanskii, Alexey S. Marushchak*Vitebsk State Technological University, Vitebsk, Republic of Belarus***HEAT AND MOISTURE TRANSFER KINETICS AND TEMPERATURE DURING DRYING OF FABRICS**

Abstract. The methods of approximation of the curve of the drying rate of fabrics according to the methods of A. V. Lykov and V. V. Krasnikov are described. The results of processing experimental data on convective tissue drying are presented. Equations are given for determining the drying time of fabrics, the density of heat flows and the temperature of fabrics during the drying process. The equations for determining the drying coefficient and the relative drying rate are given. An analytical method for determining the temperature for the period of falling drying rate is considered. The comparison of the temperature values according to the results of analytical solutions with the values obtained by the experimental formula is given. It is shown that the number of Bio during drying of fabrics is less than one, and the main limiting factor is the external heat and moisture exchange of the evaporation surface from the surface of the material with the environment. Verification of the reliability of the calculated values obtained with experimental ones is presented. The discrepancy between the values is within 5 % of the accuracy of the experiment and processing.

Keywords: moisture content, drying coefficient, heat transfer coefficient, drying duration, Bio number

For citation: Ol'shanskii A. I., Marushchak A. S. Heat and moisture transfer kinetics and temperature during drying of fabrics. *Vesti Natsyonal'nai akademii navuk Belarusi. Seriya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 4, pp. 449–457 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-449-457>

Введение. Сушка является необходимым процессом, в котором ткани приобретают окончательные технологические качества. После механического отжима в процессе сушки ткани проходят целый ряд технологических операций, связанных с большими затратами энергии [1, 2].

Для расчета процесса сушки необходимы простые экспериментальные уравнения с минимальным числом постоянных, определяемых опытным путем.

Постановка задачи. Основной задачей кинетики процесса сушки является определение длительности сушки. Все необходимые расчетные кинетические зависимости можно получить из решения дифференциальных уравнений теплообмена. Однако задача получается сложной

в аналитическом отношении, поскольку сушка – процесс нестационарный. Поэтому необходимы опытные исследования, чтобы разработать простые и надежные уравнения для расчета основных кинетических характеристик.

Кинетика сушки тканей. После механического отжима с влажностью $\bar{u}_0 = 1,1-1,3$ ткани подвергаются сушке. Сушка тканей, в отличие от многих других тонких материалов, начинается сразу от начального влажностного содержания и протекает в периоде падающей скорости сушки. Температура тканей при сушке также сразу становится выше температуры мокрого термометра $t_{м.т.}$

Основное уравнение кинетики сушки А. В. Лыкова для процесса сушки тканей имеет вид [1, 4]

$$\frac{q}{q_{\max}} = N^* \cdot (1 + Rb), \quad (1)$$

где q , q_{\max} – соответственно плотности теплового потока в периоде падающей скорости и максимальный тепловой поток; Вт/м²; Rb – число Ребиндера; N^* – относительная скорость сушки, с⁻¹.

Максимальный тепловой поток определяется из уравнения теплового баланса, при этом число Ребиндера принимается $Rb = 0$:

$$q_{\max} = \rho R_V r N_{\max},$$

где ρ – плотность материала, кг/м³; R_V – отношение объема тела к площади поверхности, м; r – теплота парообразования, Дж/кг.

Исходя из приведенных выше выражений плотность теплового потока в процессе падающей скорости сушки рассчитывается следующим образом:

$$q = r \cdot \rho \cdot R_V \cdot N_{\max} \cdot N^*.$$

В свою очередь относительная скорость сушки равна [3–5]

$$N^* = \frac{1}{\left(\frac{d\bar{u}}{d\tau}\right)_{\max}} \cdot \left|\frac{d\bar{u}}{d\tau}\right| = \frac{1}{N_{\max}} \cdot \left|\frac{d\bar{u}}{d\tau}\right|. \quad (2)$$

При сушке таких очень тонких материалов, как ткани, расход теплоты на нагревание значительно меньше теплоты на испарение влаги из тканей и $Rb \ll 1$, поэтому величиной Rb можно пренебречь [4, 6].

Скорость сушки [3–6] рассчитывается следующим образом:

$$\left|\frac{d\bar{u}}{d\tau}\right| = K(\bar{u} - u_p), \quad (3)$$

где K – коэффициент сушки, который зависит от вида материала и режима сушки; \bar{u} , u_p – соответственно текущее и равновесное влажностного содержания материала.

На основе введенной Г.К. Филоненко в практику сушки обобщенной кривой сушки В.В. Красников получил выражение [5, 7, 8]

$$\left|\frac{d\bar{u}}{d\tau}\right| = N^* \cdot N_{\max}. \quad (4)$$

Подставляя N^* в уравнение (4), получим выражение для коэффициента сушки K :

$$K = \frac{N^* N_{\max}}{\bar{u} - u_p}. \quad (5)$$

При сушке материалов только в периоде падающей скорости сушки коэффициент сушки K определяется через N_{\max} . Относительная скорость сушки N^* является обобщенной переменной, поэтому не зависит от режима сушки и для конкретного материала является лишь функцией влажностного содержания [4, 5].

Определение времени сушки τ представляет основную задачу кинетики сушки. Ее решение возможно как на основе интегрирования дифференциального уравнения массопроводности, так и опытным путем получения экспериментальных уравнений. Аналитический путь крайне сложен и не всегда возможен.

Зависимость скорости сушки от влагосодержания материала $(d\bar{u}/d\tau) = f(\tau)$ в общем случае имеет сложный вид.

На рисунке, *a* даны кривые сушки $\bar{u} = f(\tau)$ при конвективной сушке шерстяных тканей [7]. Режимы сушки указаны в табл. 1.

На рисунке, *b* изображены кривые скорости сушки тканей для режимов 1, 4, 5. Видно, что кривые скорости обращены выпуклостью к оси ординат. Такие кривые скорости наблюдаются при сушке очень тонких материалов (ткань, бумага и др.).

Результаты обработки кривых скорости сушки тканей для зависимости $N^* = f(\bar{u} / \bar{u}_0)$ приводятся на рисунке, *c*. Все режимы сушки тканей укладываются на одну кривую, которая приближенно аппроксимируется уравнением

$$N^* = \left(\frac{\bar{u}}{\bar{u}_0} \right)^{0,5}. \quad (6)$$

При расчете длительности сушки в простейшем случае по однозональному методу А. В. Лыкова [3, 4, 9] применяют линейную аппроксимацию для зависимости (3). В соответствии с уравнением этой спрямляющей прямой (рисунок, *b*, режим 1) для коэффициента сушки K можно записать

$$K = \frac{N_{\max}}{\bar{u}_0 - u_p}, \text{ с}^{-1}. \quad (7)$$

Интегрируя уравнение (3), при постоянном коэффициенте сушки запишем

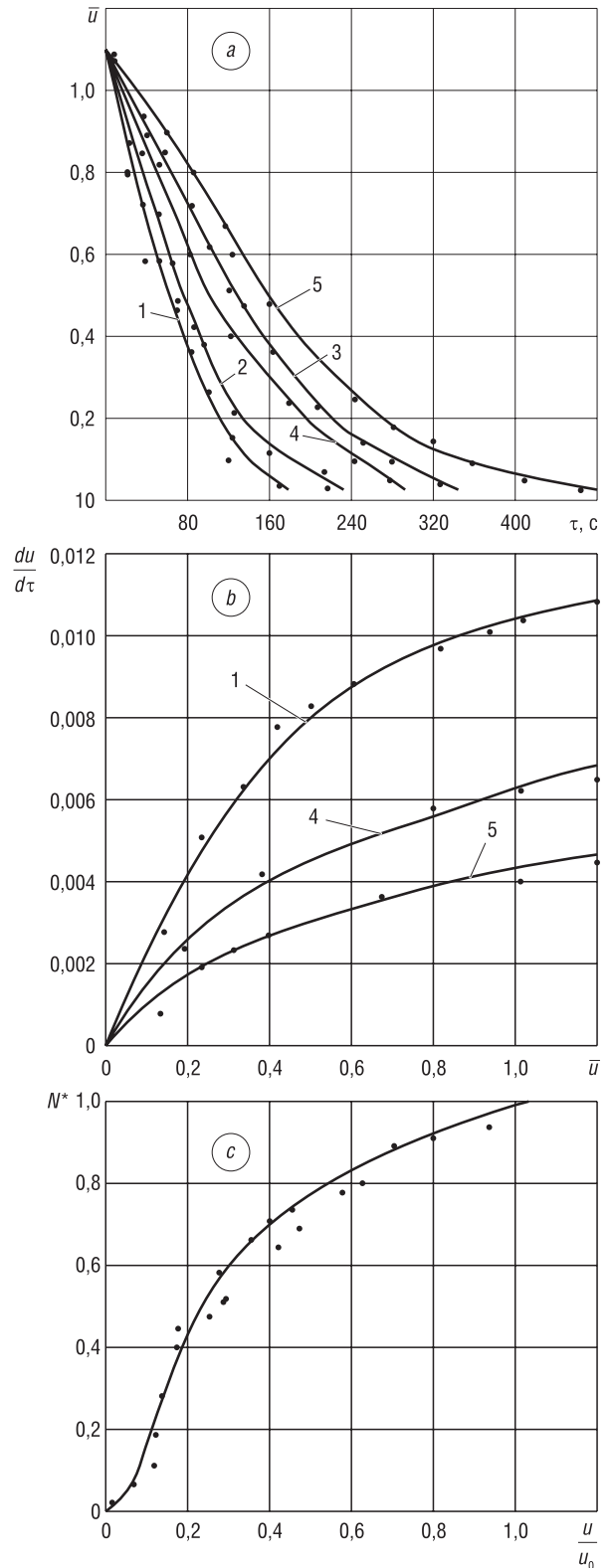
$$\int_0^{\tau} d\tau = -\frac{1}{K} \int_{\bar{u}}^{u_p} \frac{d\bar{u}}{\bar{u} - u_p}.$$

Используя данный интеграл при постоянном K , получим длительность сушки тканей:

$$\tau = \frac{1}{K} \ln \frac{\bar{u}_0 - u_p}{\bar{u} - u_p}. \quad (8)$$

При расчете длительности сушки по двухзональному методу В. В. Красникова [4–6] кривая скорости сушки (рисунок, *b*, режим 5) заменяется ломаной прямой и весь период сушки делится на две зоны, в каждой из которых скорость сушки изменяется от влагосодержания по линейному закону. Переход от первой зоны ко второй происходит при достижении критического влагосодержания $u_{кр}$.

Коэффициенты сушки K_1 и K_2 соответственно для первой и второй частей периода численно равны тангенсам углов наклона этих отрезков прямых к оси влагосодержаний [4–6].



Кривые сушки $\bar{u} = f(\tau)$ в процессе сушки шерстяных тканей (табл. 1) (*a*); кривые скорости сушки для режимов 1, 4, 5 (*b*) и зависимость относительной скорости сушки от отношения влагосодержания (*c*)

Drying curves $\bar{u} = f(\tau)$ during the drying of woolen fabrics (Table 1) (*a*); drying rate curves for modes 1, 4, 5 (*b*) and the dependence of the relative drying rate on the moisture content ratio (*c*)

Т а б л и ц а 1. Режимы сушки тканей

T a b l e 1. Drying modes of fabrics

Параметр	Режим сушки				
	1	2	3	4	5
Начальное влагосодержание, u_0	1,1	1,1	1,1	1,1	1,1
Равновесное влагосодержание, u_p	0,017	0,016	0,018	0,04	0,045
Температура воздуха, t_c , °C	90	90	87	63	47
Скорость воздуха, v , м/с	5,3	2,8	0,9	5,6	5,6
Относительная влажность воздуха, ϕ , %	6	5	4	24	30
Максимальная скорость сушки, N_{\max} , с ⁻¹	0,01150	0,0095	0,0055	0,0065	0,0044

Длительность сушки по методу В. В. Красникова для тканей определяется уравнением

$$\tau = \frac{1}{K_1} \ln \frac{\bar{u}_0}{\bar{u}_I} + \frac{1}{K_2} \ln \frac{\bar{u}_{\text{кр}}}{\bar{u}_{II}}, \quad (9)$$

где \bar{u}_I , \bar{u}_{II} – соответственно текущие влагосодержания в первой и второй частях периода. Коэффициенты сушки K_1 и K_2 определяются по уравнениям (5) и (6).

При исследовании конвективной сушки различных капиллярнопористых влажных материалов Н. С. Михеева получила простое выражение для определения длительности сушки. Так, для материалов, сушка которых протекает только в периоде падающей скорости, выражение имеет вид [10]

$$\tau = \frac{1,8}{N_{\max}} \left[\left((\bar{u}_0 - u_p) - 0,56\bar{u}_0 \right) \right] \ln \frac{\bar{u}_0}{\bar{u} - u_p}. \quad (10)$$

В табл. 2 даны результаты расчета длительности сушки шерстяной ткани для режима 1 по формулам (8)–(10).

Т а б л и ц а 2. Результаты расчета длительности сушки шерстяной ткани для режима 1 и сравнение расчетных значений с экспериментом

T a b l e 2. The results of calculating the drying time of woolen fabric for mode 1 and comparing the calculated values with the experiment

\bar{u}	0,7	0,6	0,5	0,4	0,3	0,2	0,1
\bar{u}/u_0	0,64	0,54	0,46	0,37	0,27	0,18	0,091
τ , с (эксперимент)	39	52	70	85	100	125	140
τ , с (8)	37,4	52,3	69,5	84,3	98,5	126	145
τ , с (9)	38,0	53,5	72,3	86,5	102	127	144
τ , с (10)	37,5	52,2	72,4	86,5	105	124,8	142

Погрешность в расчетах времени сушки по всем экспериментальным уравнениям не превышает 5 % и находится в пределах точности проведения эксперимента.

На основе уравнения кинетики сушки и уравнений потока тепла и скорости сушки в периоде падающей скорости А. В. Лыковым было получено выражение для отношения чисел Нуссельта в первом и втором периодах сушки [11, 12]

$$\frac{Nu}{Nu_{\text{кр}}} = \frac{\bar{\alpha}}{\alpha_{\text{кр}}} \frac{t_c - \bar{t}}{t_c - t_{\text{м.т}}} = \frac{\bar{u} - u_p}{\bar{u}_{\text{кр}} - u_p} (1 + Rb), \quad (11)$$

где $Nu_{\text{кр}}$, Nu , $\alpha_{\text{кр}}$, $\bar{\alpha}$ – соответственно критерии Нуссельта и коэффициенты теплоотдачи в первом и втором периодах сушки.

Устаноўлена, што каэфіцыенты теплоотдачи в период падающей скорости сушки изменяются по эмпирической формуле [3, 4, 6, 12]

$$\frac{\bar{\alpha}}{\alpha_{\text{кр}}} = \left(\frac{\bar{u}}{u_{\text{кр}}} \right)^n. \quad (12)$$

Постоянная n для тканей равна $n = 0,42$.

Для тканей, сушка которых протекает в период падающей скорости, учитывая, что $u_p \approx 0$ и пренебрегая величиной числа Ребиндера, из уравнений (11) и (12) запишем

$$\frac{t_c - \bar{t}}{t_c - t_{\text{м.т}}} = \frac{\bar{u} / u_0}{(\bar{u} / u_0)^n} = \left(\frac{\bar{u}}{u_0} \right)^{1-n} = \left(\frac{\bar{u}}{u_0} \right)^{0,58}. \quad (13)$$

Температура материала в процессе сушки тканей равна

$$\bar{t} = t_c - (t_c - t_{\text{н}}) \left(\frac{\bar{u}}{u_0} \right)^{0,58}, \quad (14)$$

где $t_{\text{н}}$ – начальная температура ткани, °С.

Аналитический расчет температуры для периода падающей скорости сушки. Решение задач нестационарной теплопроводности при переменных теплофизических характеристиках твердого тела связано с большими трудностями. Поэтому для использования результатов решения линейных дифференциальных уравнений нестационарной теплопроводности с постоянными коэффициентами переноса используют различные методы линеаризации, итерации и другие способы упрощения в решении нелинейных уравнений нестационарной теплопроводности. Такие приближенные методы изложены в [9–13, 17].

Одним из возможных способов расчета нелинейного переноса тепла является метод итерации, который основан на кусочно-ступенчатой аппроксимации коэффициента переноса [9, 16, 18]. Сущность этого метода состоит в том, что при известном начальном распределении температуры в теле весь процесс сушки разбивается на большое число малых промежутков времени Δt . В дифференциальном уравнении теплопроводности производные по времени $\partial t / \partial \tau$ заменяются отношениями конечных приращений $\Delta t / \Delta \tau$ для каждого шага времени. Затем находится температура в узловых точках k при переходах от одного интервала времени к следующему в момент времени τ ; $\tau + \Delta t$ по значениям температур в узловых точках k с обеих сторон интервалов $\Delta t(k+1)$ и $(k-1)$.

Метод ступенчатой аппроксимации коэффициентов переноса ($\lambda_{\text{вл}}$, $c_{\text{вл}}$, $\bar{\alpha}$) с постоянными их значениями на расчетных промежутках времени Δt позволяет учитывать непрерывное скачкообразное изменение температуры по выбранному шагу времени Δt [13, 15, 17]. Этот метод допустимо использовать при малоинтенсивной сушке тканей, когда теплофизические характеристики в процессе сушки изменяются незначительно при переходе от интервала к интервалу и можно при определении коэффициентов теплообмена $\bar{\alpha}$ теплопроводности $\lambda_{\text{вл}}$, удельной теплоемкости $c_{\text{вл}}$ применять ступенчатую аппроксимацию этих коэффициентов с постоянными их значениями на расчетных временных интервалах [9, 17]. Таким образом, в процессе сушки фиксируется непрерывное изменение коэффициентов переноса.

Аналитические методы расчета кинетики сушки представляют интерес в связи с широким применением компьютерной техники и развитием численных решений систем дифференциальных уравнений.

Для ряда материалов с известными коэффициентами переноса возможно использовать результаты численных решений уравнений тепломассопереноса. В малоинтенсивных процессах, когда температура не претерпевает значительных изменений за малые промежутки времени, для тонких материалов тепломассообменные критерии Bi и Bi_m в реальных условиях сушки зависят друг от друга и принимают приблизительно одинаковые значения меньше единицы [3, 12, 13].

При малых значениях Bi и Bi_m главным лимитирующим фактором является внешний тепло-массообмен поверхности материала с окружающей средой. Сушка тонких материалов протекает при $Bi \ll 1$, малых градиентах температуры по сечению тела, и испарение влаги происходит у поверхности материала [3, 9, 17].

Неограниченная влажная тонкая пластина толщиной $\delta = 2R$ с начальной температурой t помещается в среду с постоянной температурой $t_c > t$. В начальный момент времени температура пластины одинакова по всему объему и равна начальной, между ограничивающими поверхностями пластины и окружающей средой происходит теплообмен по закону Ньютона.

Дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности для пластины (все теплофизические коэффициенты в процессе постоянны) с учетом испарения из нее влаги только у поверхности пластины (внутренние стоки теплоты и фазовые превращения отсутствуют) имеет вид

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a \cdot \frac{\partial^2 t}{\partial x^2}.$$

при граничных условиях

$$x = 0; \quad \frac{\partial t}{\partial \tau} = 0; \quad x = \pm R; \quad \frac{\partial t}{\partial x} - \frac{\bar{\alpha}}{\lambda_{\text{вл}}} (t_c - t) - \frac{\rho r R}{\lambda_{\text{вл}}} \cdot \frac{d\bar{u}}{d\tau} = 0,$$

где R – половина толщины пластины, м; a – коэффициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$.

Решение дифференциального уравнения с заданными граничными условиями, учитывающими условия сушки при средних постоянных термических константах, имеет вид [18]

$$\Theta_{\text{ц}} = \frac{t_{\text{ц}} - t_{\text{н}}}{t_c - t_{\text{н}}} = 1 - \frac{A}{1 - \frac{Kc_{\text{вл}}\rho R}{\bar{\alpha}}} \exp(-K\tau). \quad (15)$$

Здесь $t_{\text{ц}}$ – температура в центре пластины, $^{\circ}\text{C}$.

При сушке тонких материалов $Bi \ll 1$ уравнение (15) представлено только одним членом ряда в бесконечной сумме членов ряда, представляющих решение линейной задачи нестационарной теплопроводности. Уравнение (15) справедливо, если коэффициент сушки K меньше параметра $m = \bar{\alpha} / c_{\text{вл}}\rho R$ ($K < m$).

Параметр A в уравнении (15) для периода падающей скорости выражается зависимостью [18]

$$A = \frac{Kr(\bar{u}_0 - u_p)R\rho}{\bar{\alpha}(t_c - t_{\text{н}})}. \quad (16)$$

Температуру в центре пластины можно определить, если воспользоваться уравнениями (3), (15), (16) при условии $m > K$ [15]:

$$t_{\text{ц}} = t_c - \frac{KrR\rho}{\bar{\alpha} - Kc_{\text{вл}}\rho R}. \quad (17)$$

Уравнения (16) и (17) можно упростить, если воспользоваться параметром m . Для этого знаменатель в уравнениях (16) и (17) умножим и разделим на $c_{\text{вл}}\rho R$. В результате получим

$$A = \frac{Kr(\bar{u}_0 - u_p)R\rho}{\bar{\alpha}c_{\text{вл}}\rho R (t_c - t_{\text{н}})} = \frac{Kr(\bar{u}_0 - u_p)}{c_{\text{вл}}m(t_c - t_{\text{н}})}, \quad (18)$$

где $\bar{\alpha}/c_{\text{вл}}\rho R = m$. Таким образом,

$$t_{\text{ц}} = t_c - \frac{Kr(\bar{u} - u_p)R\rho}{\bar{\alpha}c_{\text{вл}}\rho R - Kc_{\text{вл}}\rho R} = t_c - \frac{Kr(\bar{u}_0 - u_p)}{c_{\text{вл}}(m - K)}. \quad (19)$$

Следует отметить, что при сушке таких тонких материалов, как ткань, бумага, фото пленка, температуры в центре и на поверхности совпадают со значением среднеинтегральной, поскольку градиент температуры равен нулю, термический перенос отсутствует и критерий Писнона $Pn = 0$.

В процессах сушки влагосодержание материала уменьшается, а температура увеличивается, поэтому коэффициенты $\lambda_{\text{вл}}$, а изменяются. Наибольшее изменение претерпевает коэффициент теплопроводности $\lambda_{\text{вл}}$, коэффициент температуропроводности a изменяется незначительно, поскольку с уменьшением $\lambda_{\text{вл}}$ одновременно уменьшается произведение $c_{\text{вл}}\rho R$ примерно с такой же скоростью [9, 18]. Коэффициент теплоотдачи $\bar{\alpha}$ со снижением влагосодержания

уменьшается. Критерий $Bi = \bar{\alpha}R/\lambda_{вл}$ также изменяется мало, так как с уменьшением $\bar{\alpha}$ уменьшается и $\lambda_{вл}$ [9, 18].

Для вычисления числа $Bi = \bar{\alpha}R/\lambda_{вл}$ необходимо определять коэффициент теплоотдачи $\bar{\alpha}$. Для определения $\bar{\alpha}$ применялось уравнение для теплообменного числа Нуссельта [4]. Для процесса конвективной сушки тканей это уравнение имеет вид [4, 8, 12]

$$Nu = 0,89 Re^{0,5} \left(\frac{T_c}{T_n} \right)^2 \left(\frac{\bar{u}}{u_0} \right)^{0,42}, \quad (20)$$

где T_c, T_n – соответственно абсолютные температуры среды и начальной ткани, °С

Вычисленные значения коэффициента $\bar{\alpha}$ даны в табл. 3 для режима сушки 1.

Т а б л и ц а 3. Значения параметров для определения температуры по аналитическим формулам (14) и (19) в процессе сушки шерстяной ткани

Table 3. Values of parameters for determining the temperature according to the analytical formulas (14) and (19) during the drying of woolen fabric

\bar{u}	$\bar{\alpha}, \text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{°С})$ (20)	$\lambda_{вл}, \text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{°С})$ (21)	Bi	$K, \text{с}^{-1}$ (5)	N^* (6)	$\bar{t}_n, \text{°С}$ (14)	$\bar{t}_c, \text{°С}$ (19)	$q, \text{Вт}/\text{м}^2$ (2)
0,7	32,7	0,328	0,031	0,015	0,84	36,6	36,5	3226
0,6	30,8	0,289	0,032	0,016	0,79	37,5	37,0	3024
0,5	28,4	0,252	0,033	0,016	0,70	43,5	43,0	2800
0,4	25,7	0,212	0,035	0,017	0,64	46,5	46,0	2500
0,3	22,5	0,174	0,036	0,019	0,56	53,5	53,4	2260
0,2	19,2	0,135	0,038	0,020	0,46	62,5	63,0	1920

Примечание. Параметры ткани: толщина $\delta = 0,6 \cdot 10^{-3}$ м; коэффициент теплопроводности сухой ткани $\lambda_0 = 0,046 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{°С})$; теплоемкость $c_0 = 1380 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{°С})$; плотность $\rho_0 = 240 \text{ кг}/\text{м}^3$. Режим сушки № 1, $t_c = 90 \text{ °С}$, скорость потока воздуха $\vartheta = 5,3 \text{ м}/\text{с}$, $\varphi = 5 \%$, $\bar{u}_0 = 1,12$; $u_p = 0,017$; $t_n = 20 \text{ °С}$; $N_{\max} = 0,0115 \text{ с}^{-1}$.

Влияние температуры и влажности на $\lambda_{вл}$ хорошо изучено [19, 20]. Коэффициент теплопроводности влажных тканей зависит от влажности и температуры, для шерстяных тканей он рассчитывается следующим образом [19]:

$$\lambda_{вл} = \lambda_0 + 0,0046W, \quad (21)$$

где λ_0 – коэффициент теплопроводности сухой ткани, $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{°С})$; W – влагосодержание ткани, %. Влиянием температуры на $\lambda_{вл}$ в пределах до 80 °С для тканей можно пренебречь [19, 20].

В табл. 3 приведены основные результаты аналитических решений по температуре ткани и сопоставлению полученных значений температур со значениями, вычисленными по экспериментальным формулам (14) и (19).

Заключение. Представлен аналитический метод расчета температуры тканей на основе численных решений дифференциального уравнения теплопроводности для влажного тела.

Исследование сушки тканей на основе уравнения кинетики сушки А. В. Лыкова и аппроксимация кривых скорости сушки по методам А. В. Лыкова, В. В. Красникова и формулы Н. С. Михеевой подтвердило достаточную точность определения длительности сушки тканей.

Полученные результаты исследования сушки тканей можно использовать в процессах сушки различных тонких влажных материалов, таких как ткань, бумага, фотопленка и др.

Список использованных источников

1. Процессы сушки и термовлажностной обработки в текстильной и легкой промышленности [Электронный ресурс] / М. Г. Балыхин [и др.] // Актуальные проблемы сушки и термовлажностной обработки материалов в различных отраслях промышленности и агропромышленном комплексе: сб. науч. ст. Первых Междунар. Лыковских научных чтений (22–23 сентября 2015 года). – 2015. – С. 193–205.
2. Кошелева, М. К. Особенности процесса сушки нетканых текстильных материалов / М. К. Кошелева, С. П. Рудобашта // Актуальные проблемы сушки и термовлажностной обработки материалов в различных отраслях промышленности и агропромышленном комплексе: сб. науч. ст. Первых Междунар. Лыковских научных чтений (22–23 сентября 2015 года). – 2015. – С. 205–210.

3. Акулич, П. В. Расчеты сушильных и теплообменных установок / П. В. Акулич. – Минск: Беларус. навука, 2010. – 443 с.
4. Лыков, А. В. Теория сушки / А. В. Лыков. – М.: Энергия, 1968. – 472 с.
5. Красников, В. В. Кондуктивная сушка / В. В. Красников. – М.: Энергия, 1973. – 288 с.
6. Васильев, В. Н. Технология сушки. Основы тепло- и массопереноса / В. Н. Васильев, В. Е. Куцакова, С. В. Фролов. – СПб.: ГИОРД, 2013. – 224 с.
7. Филоненко, Г. К. Сушильные установки / Г. К. Филоненко, П. Д. Лебедев. – М.: Энергоиздат, 1952. – 263 с.
8. Ольшанский, А. И. Исследование процесса конвективно-радиационной сушки технических тканей методом регулярного режима / А. И. Ольшанский, С. В. Жерносок // Инженер.-физ. журн. – 2014. – Т. 87, № 5. – С. 1113–1122.
9. Рудобашта, С. П. Массоперенос в системах с твердой фазой / С. П. Рудобашта. – М.: Химия, 1980. – 248 с.
10. Кавказов, Ю. Л. Тепло- и массообмен в технологии кожи и обуви / Ю. Л. Кавказов. – М.: Легкая индустрия, 1973. – 272 с.
11. Ольшанский, А. И. Кинетика теплообмена и экспериментальные методы расчета температуры материала в процессе сушки / А. И. Ольшанский // Инженер.-физ. журн. – 2013. – Т. 86, № 3. – С. 584–594.
12. Лыков, А. В. Кинетика теплообмена в процессе сушки влажных материалов / А. В. Лыков, П. С. Куц, А. И. Ольшанский // Инженер.-физ. журн. – 1972. – Т. 23, № 3. – С. 401–406.
13. Лыков, А. В. Теория теплопроводности / А. В. Лыков. – М.: Высш. шк., 1967. – 600 с.
14. Лыков, А. В. Теория тепло- и массопереноса / А. В. Лыков, Ю. А. Михайлов. – М.; Л.: Госэнергоиздат, 1963. – 535 с.
15. Хрусталева, Б. М. Тепло- и массообмен: учеб. пособие: в 2 ч. / Б. М. Хрусталева, А. П. Несенчук; под общ. ред. А. П. Несенчука. – Минск: БНТУ, 2009. – Ч. 2. – 273 с.
16. Пехович, А. И. Расчеты теплового режима твердых тел / А. И. Пехович, В. М. Жидких. – Л.: Энергия, 1968. – 304 с.
17. Рудобашта, С. П. Расчет кинетики сушки дисперсных материалов на основе аналитических методов / С. П. Рудобашта // Инженер.-физ. журн. – 2010. – Т. 83, № 4. – С. 705–714.
18. Лыков, А. В. Теория сушки капиллярно-пористых коллоидных материалов пищевой промышленности / А. В. Лыков, Л. Я. Ауэрман. – М.: Пищепромиздат, 1946. – 286 с.
19. Колесников, П. А. Теплозащитные свойства одежды / П. А. Колесников. – М.: Легкая индустрия, 1965. – 345 с.
20. Франчук, А. У. Таблицы тепломеханических показателей строительных материалов / А. У. Франчук. – М.: НИИ строительной физики, 1969. – 143 с.

References

1. Balykhin M. G., Yumenev K. E., Kosheleva M. K., Zakharova A. A. Processes of drying and heat-moisture treatment in textile and light industry. *Aktual'nye problemy sushki i termovlazhnostnoi obrabotki materialov v razlichnykh otraslyakh promyshlennosti i agropromyshlennom komplekse: sbornik nauchnykh statei Pervykh Mezhdunarodnykh Lykovskikh nauchnykh chtenii (22–23 sentyabrya 2015 goda)* [Actual problems of drying and thermal and moisture treatment of materials in various industries and the agro-industrial complex: Collection of scientific articles of the First International Lykov Scientific Readings (September 22–23, 2015)], 2015, pp. 193–205 (in Russian).
2. Kosheleva M. K., Rudobashta S. P. Features of the drying process of non-woven textile materials. *Aktual'nye problemy sushki i termovlazhnostnoi obrabotki materialov v razlichnykh otraslyakh promyshlennosti i agropromyshlennom komplekse: sbornik nauchnykh statei Pervykh Mezhdunarodnykh Lykovskikh nauchnykh chtenii (22–23 sentyabrya 2015 goda)* [Actual problems of drying and thermal and moisture treatment of materials in various industries and the agro-industrial complex: Collection of scientific articles of the First International Lykov Scientific Readings (September 22–23, 2015)], 2015, pp. 205–210 (in Russian).
3. Akulich P. V. *Calculations of Drying and Heat Exchange Installations*. Minsk, Belaruskaya navuka Publ., 2010. 443 p. (in Russian).
4. Lykov A. V. *Theory of Drying*. Moscow, Energia Publ., 1968. 472 p. (in Russian).
5. Krasnikov V. V. *Conductive Drying*. Moscow, Energia Publ., 1973. 288 p. (in Russian).
6. Vasiliev V. N., Kutsakova V. E., Frolov S. V. *Drying Technology. Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. St. Petersburg, GIORД Publ., 2013. 224 p. (in Russian).
7. Filonenko G. K., Lebedev P. D. *Drying Plants*. Moscow, Energia Publ., 1952. 263 p. (in Russian).
8. Ol'shanskii A. I., Zhernosek S. V. Investigation of the convective-radiant drying of industrial fabrics by the regular-regime method. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2014, vol. 87, no. 5, pp. 1159–1169. <https://doi.org/10.1007/s10891-014-1117-y>
9. Rudobashta S. P. *Mass Transfer in Systems with a Solid Phase*. Moscow, Khimiya Publ., 1980. 248 p. (in Russian).
10. Kavkazov U. L. *Heat and Mass Transfer in Leather and Footwear Technology*. Moscow, Legkaya industriya Publ., 1973. 272 p. (in Russian).
11. Ol'shanskii A. I. Heat transfer kinetics and experimental methods for calculating the material temperature in the drying process. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2013, vol. 86, no. 3, pp. 622–633. <https://doi.org/10.1007/s10891-013-0876-1>
12. Lykov A. V., Kuts P. S., Ol'shanskii A. I. Kinetics of heat transfer during the desiccation of moist materials. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 1972, vol. 23, no. 3, pp. 1082–1086. <https://doi.org/10.1007/BF00832214>
13. Lykov A. V. *Theory of Thermal Conductivity*. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 1967. 600 p. (in Russian).
14. Lykov A. V., Mikhailov Yu. A. *Theory of Heat and Mass Transfer*. Moscow–Leningrad, Gosenergoizdat Publ., 1963. 535 p. (in Russian).

15. Khrustalev B. M., Nesenchuk A. P. *Heat and Mass Transfer. Part 2*. Minsk, Belarusian National Technical University, 2009. 273 p. (in Russian).
16. Pekhovich A. I., Zhidkikh V. M. *Calculations of the Thermal Regime of Solid Bodies*. Leningrad, Energiya Publ., 1968. 304 p. (in Russian).
17. Rudobashta S. P. Calculation of the kinetics of drying disperse materials on the basis of analytical methods. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2010, vol. 83, no. 4, pp. 753–763. <https://doi.org/10.1007/s10891-010-0394-3>
18. Lykov A. V., Auerman L. Ya. *Theory of Drying Capillary-Porous Colloidal Materials of the Food Industry*. Moscow, Pishchepromizdat Publ., 1946. 286 p. (in Russian).
19. Kolesnikov P. A. *Heat-Protective Properties of Clothing*. Moscow, Legkaya industriya Publ., 1965. 345 p. (in Russian).
20. Franchuk A. U. *Tables of Heat and Mechanical Indicators of Building Materials*. Moscow, Research Institute of Construction Physics Publ., 1969. 143 p. (in Russian).

Информация об авторах

Ольшанский Анатолий Иосифович – 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

Марущак Алексей Сергеевич – аспирант, ассистент кафедры технологии и оборудования машиностроительного производства, Витебский государственный технологический университет (Московский пр., 72, 210035, Витебск, Республика Беларусь). E-mail: alexeymarushak@mail.ru

Information about the authors

Anatolii I. Olshanskii – 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

Alexey S. Marushchak – Postgraduate Student, Assistant 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: alexeymarushak@mail.ru

А. Б. Менжинский, А. Н. Малашин, А. Е. Калед

Военная академия Республики Беларусь, Минск, Республика Беларусь

МЕТОДИКА ПАРАМЕТРИЧЕСКОГО АНАЛИЗА ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ГЕНЕРАТОРОВ ВОЗВРАТНО-ПОСТУПАТЕЛЬНОГО ДВИЖЕНИЯ С ПОСТОЯННЫМИ МАГНИТАМИ

Аннотация. Разработана методика параметрического анализа электрических генераторов возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами, которая позволяет при заданном значении коэффициента полезного действия выявить значения параметров магнитопровода (площадь поперечного сечения) и рабочей обмотки (количество витков), обеспечивающих минимум удельной массы генератора. Методика параметрического анализа электрических генераторов возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами состоит из трех этапов. Первый и второй этапы – это электромагнитный расчет генератора: на первом этапе определяются основные геометрические размеры магнитной системы и параметры рабочей обмотки генератора, на втором – проверка электромагнитного расчета генератора, расчет номинального режима, расчет коэффициента полезного действия и оценка теплового состояния генератора. На третьем этапе осуществляется параметрический анализ электрических генераторов возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами с заданными ограничениями, а также уточнение геометрических размеров и конфигурации магнитной системы генератора по двумерной конечно-элементной модели магнитного поля. В результате этого для обеспечения лучшего использования электротехнической стали магнитопровода генератора и уменьшения тем самым его массы определяются наиболее насыщенные участки и участки, которые характеризуются низкими значениями напряженности магнитного поля. Отличительными особенностями предложенной методики являются: использование в качестве целевой функции минимума удельной массы электрических генераторов возвратно-поступательного движения с продольным, поперечным или комбинированным изменением магнитного потока, проходящего через рабочую обмотку; комбинированный подход к электромагнитному расчету; учет влияния рабочей температуры на параметры постоянного магнита, а также перегрев отдельных частей генератора.

Ключевые слова: методика параметрического анализа, электрический генератор, электромагнитный расчет, удельная масса, постоянный магнит

Для цитирования: Менжинский, А. Б. Методика параметрического анализа электрических генераторов возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами / А. Б. Менжинский, А. Н. Малашин, А. Е. Калед // Вестн. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2021. – Т. 66, №4. – С. 458–469. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-458-469>

Andrei B. Menzhinski, Andrei N. Malashin, Andrei E. Kaleda

Military Academy of the Republic of Belarus, Minsk, Republic of Belarus

METHOD OF PARAMETRIC ANALYSIS OF RECIPROCATING ELECTRIC GENERATORS WITH PERMANENT MAGNETS

Abstract. A method for the parametric analysis of electric generators of reciprocating motion with permanent magnets has been developed, which allows revealing the values of the parameters of the magnetic circuit (cross-sectional area) and the working winding (number of turns) at a given value of the efficiency, providing a minimum specific gravity of the generator. The method of parametric analysis of electric generators of reciprocating motion with permanent magnets consists of three stages. The first and second stages are the electromagnetic calculation of the generator: at the first stage, the main geometric dimensions of the magnetic system and the parameters of the working winding of the generator are determined; at the second stage, the verification of the electromagnetic calculation of the generator, calculation of the nominal mode, calculation of the efficiency and assessment of the thermal state of the generator are fulfilled. At the third stage, a parametric analysis of electric generators of reciprocating motion with permanent magnets with specified constraints is carried out, as well as the refinement of the geometric dimensions and configuration of the magnetic system of the generator using a two-dimensional finite element model of the magnetic field. As a result, to ensure better use of the electrical steel of the magnetic circuit of the generator and thereby reduce its mass, the most saturated areas and areas, which are characterized by low values of the magnetic field strength, are determined. Distinctive features of the proposed technique are: the use of a minimum specific gravity of electric generators of reciprocating motion with longitudinal, transverse or combined changes in the magnetic flux passing through the working winding as an objective function; combined approach to electromagnetic calculation; taking into account the influence of the operating temperature on the parameters of the permanent magnet, as well as overheating of individual parts of the generator.

Keywords: parametric analysis technique, electric generator, electromagnetic calculation, specific gravity, permanent magnet

For citation: Menzhinski A. B., Malashin A. N., Kaleda A. E. Method of parametric analysis of reciprocating electric generators with permanent magnets. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 4, pp. 458–469 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-458-469>

Введение. В последние годы наблюдается рост научных разработок в области электромеханических преобразователей энергии (ЭМПЭ) возвратно-поступательного движения [1–8]. Это связано с необходимостью улучшения энергетических и массогабаритных показателей электроагрегатов (ЭА), входящих в состав автономной системы электроснабжения (АСЭС). Большинство ЭА, входящих в состав АСЭС, строятся по традиционной схеме на базе двигателя внутреннего сгорания (ДВС) с кривошипно-шатунным механизмом и электрической машины вращательного типа [9, 10]. Характерными недостатками такого типа ЭА, которые напрямую определяют эффективность АСЭС, являются большая удельная масса и недостаточно высокий коэффициент полезного действия (КПД).

В качестве перспективного ЭМПЭ возвратно-поступательного движения рассматривается система «свободнопоршневой двигатель – электрический генератор возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами (ЭГВПД с ПМ)» [1–4, 9, 11–14]. В [13] отмечено, что на среднесрочную перспективу (5–10 лет) в Республике Беларусь необходимо осуществить переход с дизель-генераторных силовых установок вращательного действия на свободнопоршневые дизель-генераторные установки на альтернативных экологически чистых видах топлива. Это, в свою очередь, требует развития теории электромеханики применительно к ЭГВПД. Из представленной в [15] классификации ЭГВПД видно, что возможен широкий спектр различных их структур. Однако существующие методики электромагнитного расчета и анализа таких ЭГВПД недостаточно полно учитывают все особенности их работы [14–17]. Это не позволяет в полной мере выработать рекомендации по электромагнитному расчету таких генераторов, а также определить эффективные условия их применения. Потери энергии, возникающие в ЭГВПД, выделяются в виде теплоты, повышающей температуру магнитопровода (МПр), ПМ и рабочей обмотки. Высокая температура рабочей обмотки является одной из основных причин, вызывающих старение изоляции [18]. Повышение температуры ПМ ухудшает его характеристики [16]. Все это уменьшает срок службы и ухудшает энергетические показатели ЭГВПД. В связи с этим учет влияния рабочей температуры на параметры ПМ, а также перегрева отдельных частей ЭГВПД при их электромагнитном расчете и анализе весьма важен.

С учетом сказанного разработка методики параметрического анализа ЭГВПД с ПМ для улучшения энергетических и массогабаритных показателей, учитывающей влияние рабочей температуры на параметры ПМ, а также перегрев отдельных частей генератора, представляет особую актуальность.

Методика параметрического анализа электрических генераторов возвратно-поступательного движения. Одним из важнейших массогабаритных показателей ЭГВПД с точки зрения применения их в АСЭС, особенно подвижных средств, является удельная масса [9]. Поэтому наиболее подходящим для решения задачи параметрического анализа генераторов является критерий «удельная масса» (кг/кВт).

Стремление обеспечить минимум этого критерия в большинстве случаев приводит к несколько заниженному КПД генератора [16]. Поэтому целесообразно в качестве одного из ограничений при параметрическом анализе генераторов использовать их КПД.

При разработке методики параметрического анализа ЭГВПД использовались подходы, изложенные в [14, 15, 17], дополненные расчетом магнитных систем с ПМ [16, 19–22]. Методика параметрического анализа ЭГВПД состоит из трех этапов. Первый и второй этапы – это электромагнитный расчет генератора (формирование области исходных данных для параметрического анализа). На первом этапе определяются основные геометрические размеры магнитной системы и параметры рабочей обмотки генератора. На втором этапе проводится проверка электромагнитного расчета генератора, расчет номинального режима, энергетических (КПД) показателей и оценка теплового состояния генератора. При неудовлетворительных результатах производится корректировка данных на первом этапе и расчет повторяется. На третьем этапе осуществляется параметрический анализ ЭГВПД с заданными ограничениями.

Первый этап. Для параметрического анализа ЭГВПД необходимо сформировать область исходных данных, которая включает следующие параметры ЭГВПД: номинальная активная мощность, отдаваемая генератором в сеть P_G , Вт; номинальное напряжение на зажимах генератора U_G , В; КПД генератора η ; объем ПМ $V_{\text{ПМ}}$, м³; магнитная индукция рабочей точки ПМ в режиме короткого замыкания (КЗ) генератора $B_{\text{КЗ}}$, Тл; магнитная индукция рабочей точки ПМ в номинальном режиме работы генератора B_p , Тл; параметры рабочей обмотки генератора w , шт., и площадь поперечного сечения МПр генератора $S_{\text{МПр}}$, м².

Расчет требуемого объема постоянных магнитов. В электрических машинах вращательно-го типа известен ряд способов для предварительного определения объема ПМ [19–21]. Наиболее широкое практическое применение нашел способ А. Н. Ларионова, согласно которому [21]

$$V_{\text{ПМ}} = \frac{0,45 P_{\text{max}} k_m \sigma_p \alpha_1 k_d k_{\text{уд}}}{p k_\phi f H_{\text{м.КЗ}} \left[(0,85 \dots 0,95) B_{r,20^\circ} (1 + \beta_B (t_{\text{ПМ}}^\circ - 20^\circ)) \right]}, \quad (1)$$

где P_{max} – максимальная активная мощность генератора (с учетом перегрузки), Вт; k_m – поправочный коэффициент, учитывающий худшее использование ПМ [15, 17]; σ_p – коэффициент рассеяния, значение которого на начальном этапе электромагнитного расчета для ЭГВПД поперечного типа примем равным 1,05...1,3 [16], а для ЭГВПД продольного типа – представлены в [15]; α_1 – коэффициент, учитывающий падение магнитного напряжения в магнитной цепи, значение которого для генераторов с одной парой зазоров примем равным 1,1...1,15, а для генераторов с двумя парами зазоров – 1,2...1,3; k_d – коэффициент приведения магнитодвижущей силы (МДС) реакции якоря по продольной оси к МДС ПМ 0,85...0,86; $k_{\text{уд}}$ – коэффициент ударности, равный 1,1 – для генераторов с одной парой зазоров и 1,2 – для генераторов с двумя парами зазоров; p – количество пар полюсов (количество ПМ); k_ϕ – коэффициент формы; f – частота тока, Гц; $H_{\text{м.КЗ}}$ – напряженность поля в магните при установившемся КЗ генератора, А/м [16]; $[0,85 \dots 0,95] B_{r,20^\circ} (1 + \beta_B (t^\circ - 20^\circ))$ – индукция при холостом ходе в нейтральном сечении ПМ с учетом изменения температуры ПМ, Тл [16]; β_B – температурный коэффициент индукции (для материала ПМ NdFeB, $\beta_B \approx -8,9 \cdot 10^{-4} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$) [16]; $B_{r,20^\circ}$ – остаточная индукция ПМ при нормальной температуре ПМ ($t = 20 \text{ }^\circ\text{C}$), Тл; $t_{\text{ПМ}}^\circ$ – температура ПМ, $^\circ\text{C}$.

Предварительный расчет основных геометрических размеров постоянных магнитов и магнитопровода генератора. Основные геометрические размеры ЭГВПД с продольным и поперечным изменением магнитного потока, проходящего через рабочую обмотку, показаны на рис. 1, *a* и *b* соответственно.

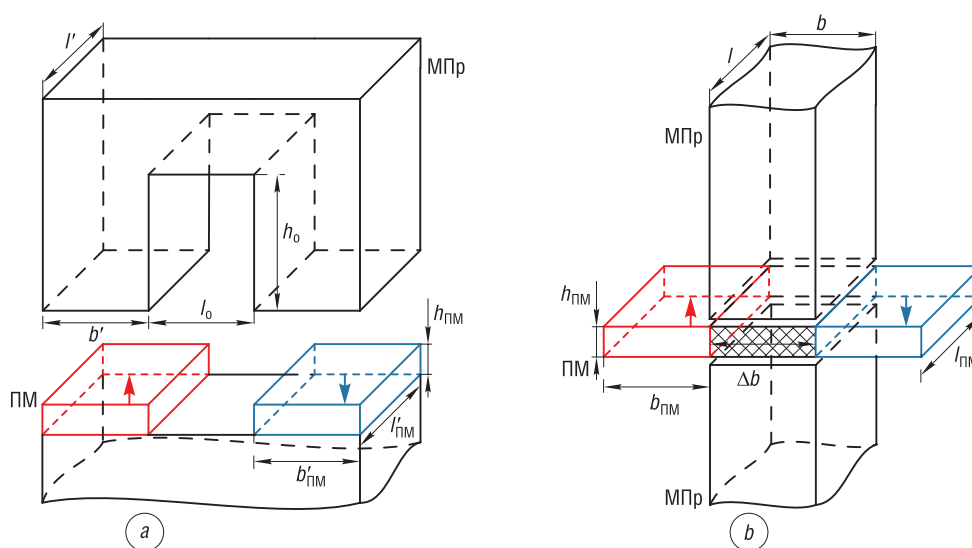


Рис. 1. Элемент магнитной системы электрического генератора возвратно-поступательного движения: *a* – продольного типа, *b* – поперечного типа

Fig. 1. Element of the magnetic system of the electric reciprocating generator: *a* – longitudinal type, *b* – cross type

Толщину ПМ $h_{\text{ПМ}}$ следует задавать, ориентируясь на размеры, имеющиеся в каталоге фирм, придерживаясь рекомендации, что в диапазоне мощностей 10...1000 Вт можно принять $h_{\text{ПМ}} = 2...6$ мм [16]. Для обеспечения единственной точки устойчивости равновесия подвижной части ЭГВПД поперечного типа величина изоляционной вставки (см. рис. 1, *b*) Δb принимается равной нулю [16]. С учетом этого амплитуда колебаний подвижной части ЭГВПД поперечного типа определяется из условия (см. рис. 1, *b*) [16]

$$x_{\text{max}} = 0,5b_{\text{ПМ}}. \quad (2)$$

Из уравнения (2) следует, что геометрические размеры поперечного сечения ПМ равны:

$$b_{\text{ПМ}} = 2x_{\text{max}}, \quad (3)$$

$$l_{\text{ПМ}} = V_{\text{ПМ}}/S_{\text{ПМ}}, \quad (4)$$

где $S_{\text{ПМ}} = b_{\text{ПМ}}h_{\text{ПМ}}$ – площадь поперечного сечения ПМ генератора.

С учетом того что магнитный поток в полюсном наконечнике равен магнитному потоку в МПР ($B_{\text{п.н}}S_{\text{п.н}} = B_{\text{ст max}}S_{\text{МПр}}$), геометрические размеры поперечного сечения МПР генератора равны: для ЭГВПД поперечного типа:

$$b = b_{\text{ПМ}}\sqrt{k[0,85...0,95]B_{r,20^\circ}(1 + \beta_{\text{В}}(t_{\text{ПМ}}^\circ - 20^\circ))[\sigma B_{\text{ст max}}]^{-1}}, \quad (5)$$

$$l = l_{\text{ПМ}}\sqrt{k[0,85...0,95]B_{r,20^\circ}(1 + \beta_{\text{В}}(t_{\text{ПМ}}^\circ - 20^\circ))[\sigma B_{\text{ст max}}]^{-1}}; \quad (6)$$

для ЭГВПД продольного типа:

$$b' = b'_{\text{ПМ}}\sqrt{k'[0,85...0,95]B_{r,20^\circ}(1 + \beta_{\text{В}}(t_{\text{ПМ}}^\circ - 20^\circ))[\sigma' B_{\text{ст max}}]^{-1}}, \quad (7)$$

$$l' = l'_{\text{ПМ}}\sqrt{k'[0,85...0,95]B_{r,20^\circ}(1 + \beta_{\text{В}}(t_{\text{ПМ}}^\circ - 20^\circ))[\sigma' B_{\text{ст max}}]^{-1}}, \quad (8)$$

где $B_{\text{п.н}}$ – магнитная индукция в полюсном наконечнике МПР, Тл; $S_{\text{п.н}}$ – площадь поперечного сечения полюсного наконечника генератора, м²; $B_{\text{ст max}}$ – магнитная индукция насыщения стали МПР, Тл; $S_{\text{МПр}}$ – площадь поперечного сечения МПР ($S_{\text{МПр}} = lb$, $S_{\text{МПр}} = l'b'$ – ЭГВПД поперечного и продольного типа соответственно), м²; k и σ – коэффициенты выпучивания и рассеяния магнитного потока в магнитной системе ЭГВПД поперечного типа [16]; k' и σ' – коэффициенты выпучивания и рассеяния магнитного потока в магнитной системе ЭГВПД продольного типа [15, 22].

В целях повышения эффективного использования магнитного потока, геометрические размеры полюсных наконечников задаются несколько больше геометрических размеров ПМ:

$$S_{\text{п.н}} \approx (1...1,1) S_{\text{ПМ}}. \quad (9)$$

Расчет рабочей точки постоянного магнита генератора. С учетом изменения температуры магнитная индукция рабочей точки ПМ в номинальном режиме работы генератора равна [15]

$$B_{\text{р}} = B_{r,20^\circ}(1 + \beta_{\text{В}}(t_{\text{ПМ}}^\circ - 20^\circ)) / (1 + G_{\text{ПМ}}(G_{\Sigma})^{-1}), \quad (10)$$

где $G_{\text{ПМ}}$, G_{Σ} – усредненные на интервале повторяемости магнитная проводимость ПМ и суммарная внешняя магнитная проводимость магнитной системы генератора соответственно, Гн. При расчете $G_{\text{ПМ}}$ и G_{Σ} учитываются основные геометрические размеры ПМ и МПР генератора [16].

Расчет параметров рабочей обмотки. Предварительное количество витков рабочей обмотки генератора равно [20]

$$w = 0,25E_{\text{ЭДС.о}}(k_{\text{ф}}k_{\text{о}}\Phi_{\text{о}}f)^{-1}, \quad (11)$$

где $E_{\text{ЭДС.о}} = (1,2...1,4)U_{\text{н}}$ – действующее значение ЭДС движения генератора, В; $k_{\text{о}}$ – обмоточный коэффициент; $U_{\text{н}}$ – заданное напряжение в нагрузке (на зажимах генератора), В; $\Phi_{\text{о}}$ – усредненный на интервале повторяемости магнитный поток через рабочую обмотку в режиме холостого хода, который учитывает особенности продольного, поперечного или комбинированного (продольно-поперечного) изменения магнитного потока, проходящего через рабочую обмотку, и определяется на основании законов Кирхгофа для магнитных цепей, Вб [15, 16].

Площадь поперечного сечения проводника рабочей обмотки определяется выражением [20]

$$S_{\text{пр}} = I_{\text{н}} J_{\text{зад}}^{-1}, \quad (12)$$

где $I_{\text{н}} = P_{\text{н}}(U_{\text{н}} k_{\text{м}})^{-1}$ – ток в рабочей обмотке генератора, А; $P_{\text{н}}$ – заданная активная мощность в нагрузке (отдаваемая генератором в сеть), Вт; $k_{\text{м}}$ – заданный коэффициент мощности [23]; $J_{\text{зад}}$ – заданная плотность тока в рабочей обмотке генератора, выбирается в соответствии с предполагаемым типом охлаждения генератора [19]: с самовентиляцией – 4...10 А/мм², с принудительным воздушным охлаждением – 10...16 А/мм², с жидкостным охлаждением – 20...30 А/мм².

Поскольку $l_0 h_0 k_{\text{Cu}} = S_{\text{пр}} w$ [16], то глубина (высота) обмоточного окна равна

$$h_0 = S_{\text{пр}} w (l_0 k_{\text{Cu}})^{-1}, \quad (13)$$

где k_{Cu} – коэффициент заполнения окна по меди [16]; l_0 – ширина (длина) обмоточного окна, мм, условия выбора которой для ЭГВПД продольного типа представлены в [15, 24]. В [16] отмечено, что на начальном этапе электромагнитного расчета ЭГВПД поперечного типа с С-образным МПр и цилиндрическими ПМ, также с кольцевым МПр и плоскими ПМ целесообразно задать следующие размеры обмоточного окна: $l_0 = (1,5...2)b_{\text{ПМ}}$, $h_0 = 0,8b_{\text{ПМ}}$ и $l_0 = 0,5l_{\text{ПМ}}$, $h_0 = 0,6l_{\text{ПМ}}$ соответственно. Размеры обмоточного окна могут уточняться в процессе расчета.

Полное сопротивление рабочей обмотки генератора равно [15, 16]

$$Z_0 = \sqrt{R_0^2 + (2\pi f L_0)^2}, \quad (14)$$

где $R_0 = \rho_{20^\circ} l_{\text{ср}} w (S_{\text{пр}})^{-1}$ – активное сопротивление рабочей обмотки генератора при нормальной температуре ($t = 20^\circ\text{C}$), Ом (ρ_{20° – удельное сопротивление меди при нормальной температуре, Ом·мм²/м; $l_{\text{ср}}$ – средняя длина витка рабочей обмотки генератора, м); L_0 – собственная индуктивность рабочей обмотки генератора, Гн.

Активное сопротивление рабочей обмотки генератора с учетом изменения температуры определяется следующим образом [16]:

$$R_t = \rho_{20^\circ} \left(1 + \alpha_{\text{м}} (t_R^\circ - 20^\circ)\right) l_{\text{ср}} w (S_{\text{пр}})^{-1}, \quad (15)$$

где $\alpha_{\text{м}}$ – температурный коэффициент удельного сопротивления для меди, °C⁻¹ [16]; t_R° – температура рабочей обмотки, °C.

Второй этап. Проверка режима короткого замыкания генератора. Проверка режима КЗ проводится по условию [15, 20, 21]

$$3 \leq I_{\text{КЗ}}/I_{\text{н}} \leq 4, \quad (16)$$

где $I_{\text{КЗ}}$ – ток КЗ $\left[I_{\text{КЗ}} = E_{\text{ЭДС.о}} \left(\sqrt{R_t^2 + (2\pi f L_0)^2} \right)^{-1} \right]$.

Проверка режима перегрузки (размагничивающего действия реакции якоря) генератора. Переход рабочей точки ПМ из A_0 в A_1 под действием напряженности магнитного поля реакции якоря $H_{\text{ар}}$ представлен на рис. 2.

Во избежание размагничивания ПМ в режиме КЗ необходимо проверить перемещение рабочей точки ПМ на кривой размагничивания ПМ по выражению

$$B_{\text{КЗ}} = \left[B_{r20^\circ} (1 + \beta_{\text{В}} (t_{\text{ПМ}}^\circ - 20^\circ)) / (1 + G_{\text{ПМ}} (G_{\Sigma})^{-1}) \right] - \left[I_{\text{КЗ}} w G_{\Sigma} (\sigma_{\text{р}} S_{\text{ПМ}})^{-1} \right]. \quad (17)$$

Если A_1 выходит за пределы линии перегиба кривой размагничивания (см. рис. 2), то необходимо либо изменить геометрические размеры ПМ (увеличить толщину), либо выбрать другой материал ПМ [16].

Проверка режима насыщения стали магнитопровода генератора. Проверка режима насыщения стали МПр генератора проводится по условию [15, 20]

$$B_m \leq B_{\text{ст max}}, \quad (18)$$

где $B_m = \Phi_{\text{ст.м}}/S_{\text{МПр}}$ – амплитуда магнитной индукции в МПр, Тл; $\Phi_{\text{ст.м}}$ – амплитуда магнитного потока в МПр, Вб. При невыполнении данного условия необходимо увеличить $S_{\text{МПр}}$.

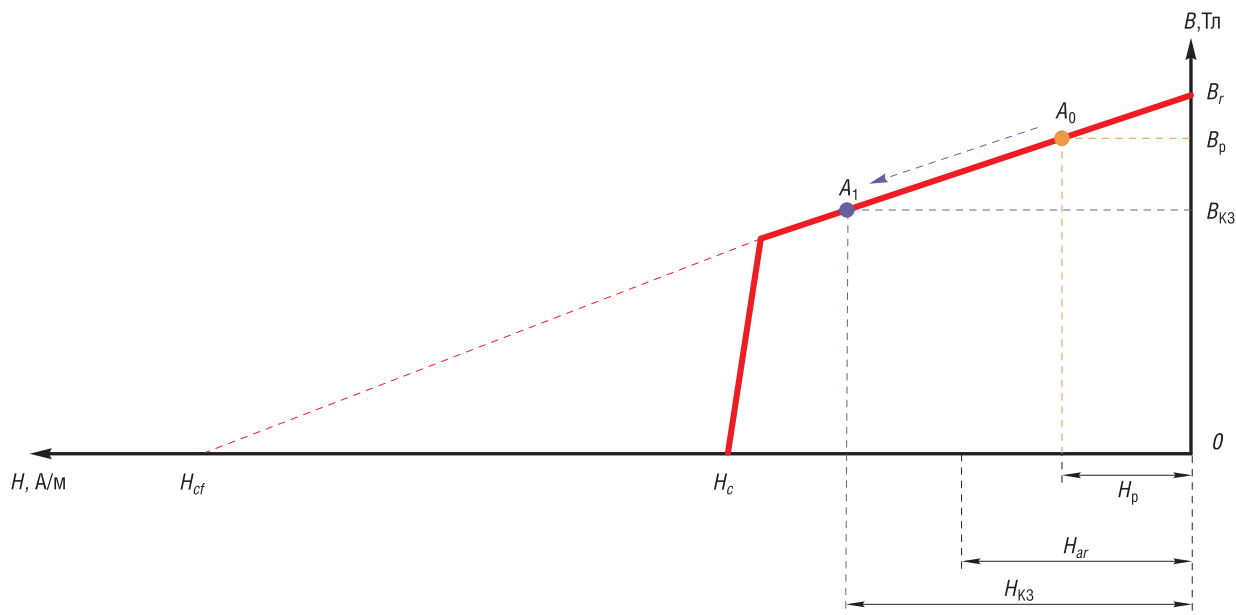


Рис. 2. Кривая размагничивания постоянного магнита под действием реакции якоря: A_0 – рабочая точка постоянного магнита в номинальном режиме работы генератора; A_1 – рабочая точка постоянного магнита при действии реакции якоря; $B_{к3}$ – магнитная индукция рабочей точки постоянного магнита при действии реакции якоря; $H_{к3}$ – напряженность магнитного поля рабочей точки постоянного магнита при действии реакции якоря; B_r – остаточная индукция постоянного магнита; B_p – магнитная индукция рабочей точки постоянного магнита в номинальном режиме работы генератора; H_p – напряженность магнитного поля рабочей точки постоянного магнита в номинальном режиме работы генератора; H_c – коэрцитивная сила по индукции; H_{cf} – фиктивная коэрцитивная сила

Fig. 2. Demagnetization curve of a permanent magnet under the action of the armature reaction: A_0 – operating point of the permanent magnet in the nominal operating mode of the generator; A_1 – operating point of a permanent magnet with an armature reaction; $B_{к3}$ – magnetic induction of the operating point of a permanent magnet under the action of the armature reaction; $H_{к3}$ – magnetic field strength of the operating point of a permanent magnet under the action of the armature reaction; B_r – residual induction of permanent magnet; B_p – magnetic induction of the operating point of the permanent magnet in the nominal operating mode of the generator; H_p – magnetic field strength of the operating point of the permanent magnet in the nominal operating mode of the generator; H_c – inductive coercive force; H_{cf} – fictitious coercive force

Расчет номинального режима генератора. Напряжение на зажимах генератора определяется как [16, 17, 20]

$$U_r = E_{\text{ЭДС}} - U_o, \tag{19}$$

где $E_{\text{ЭДС}}$ – действующее значение реальной (несинусоидальной) кривой ЭДС движения генератора, которая учитывает особенности продольного, поперечного или комбинированного изменения магнитного потока, проходящего через рабочую обмотку, В [15]; $U_o = I_n \sqrt{R_t^2 + (2\pi f L_0)^2}$ – падение напряжения на сопротивлении рабочей обмотки, В.

Активная мощность, отдаваемая генератором в сеть [17, 23], равна

$$P_r = k_m U_r I_n. \tag{20}$$

Если номинальные параметры генератора не соответствуют заданным, то на соответствующих этапах методики электромагнитного расчета корректируются параметры $V_{\text{ПМ}}$, $S_{\text{МПр}}$, w и расчет повторяется.

Расчет потерь и КПД генератора. К основным потерям генератора относятся тепловые потери в рабочей обмотке ($P_{\text{п.м}}$) и потери в стали МПр генератора ($P_{\text{п.ст}}$). Поэтому основные суммарные потери в генераторе равны

$$P_{\Sigma\text{п}} = P_{\text{п.м}} + P_{\text{п.ст}}. \tag{21}$$

Тепловые потери в рабочей обмотке генератора вычисляются по выражению [16, 20]

$$P_{\text{п.м}} = I_n^2 \rho_{20^\circ} \left(1 + \alpha_m (t_R^\circ - 20^\circ) \right) l_{\text{ср}} w (S_{\text{МПр}})^{-1}. \tag{22}$$

Мощность потерь в стали МПР по первой гармонике определяется как [16]

$$P_{п.ст} = \rho_{\frac{1,0}{уд\frac{50}{50}}} (0,02f)^\beta k_T m_{ст} B_m^2, \quad (23)$$

где $\rho_{\frac{1,0}{уд\frac{50}{50}}}$ – удельные потери в стали при индукции 1 Тл и частоте 50 Гц, Вт/кг; $\beta \approx 1,5$; k_T – коэффициент технологичности; $m_{ст}$ – масса стали МПР, кг.

КПД генератора рассчитывается по выражению

$$\eta = \left[P_r / (P_r + P_{\Sigma п} + P_d) \right] 100 \%, \quad (24)$$

где P_d – дополнительные неучтенные потери, $P_d = (0,01 \dots 0,05) P_r$.

Оценка теплового состояния генератора. Уравнения теплового баланса в установившемся состоянии можно записать в виде [16]

$$P_{с} = \alpha_0 S_{\Sigma} \Delta t_{к}^{\circ}, \quad (25)$$

где $P_{с}$ – суммарные греющие потери, Вт; α_0 – коэффициент теплоотдачи поверхности корпуса при естественном охлаждении, Вт/(м²·°C); S_{Σ} – суммарная площадь поверхности корпуса, м²; $\Delta t_{к}^{\circ}$ – превышение температуры корпуса над температурой окружающей среды (перегрев корпуса).

Суммарные греющие потери равны

$$P_{с} = P_{п.м} + P_{п.ст}. \quad (26)$$

Для расчета α_0 в практике проектирования регулируемых синхронных вентильных двигателей с ПМ пользуются формулой [16]

$$\alpha_0 \approx 9 + 0,067 \Delta t_{к}^{\circ}. \quad (27)$$

Подставляя выражение (27) в уравнение (25), получим

$$0,067 S_{\Sigma} (\Delta t_{к}^{\circ})^2 + 9 S_{\Sigma} \Delta t_{к}^{\circ} - P_{с} = 0. \quad (28)$$

Согласно уравнению (28), перегрев корпуса может быть определен как

$$\Delta t_{к}^{\circ} = \left(\sqrt{81 S_{\Sigma}^2 + 0,268 S_{\Sigma} P_{с}} - 9 S_{\Sigma} \right) / 0,134 S_{\Sigma}. \quad (29)$$

Упростив уравнение (29), получим

$$\Delta t_{к}^{\circ} \approx \sqrt{4511 + 14,9 P_{с} S_{\Sigma}^{-1}} - 67,2. \quad (30)$$

В выражении не учитывается теплоотвод в местах крепления генератора к приводному двигателю или некоторой поверхности.

Зная $\Delta t_{к}^{\circ}$, перегрев обмотки и ПМ можно рассчитать по выражениям [16]:

$$\Delta t_{м}^{\circ} \approx \Delta t_{к}^{\circ} + (10 \div 20 \text{ } ^{\circ}\text{C}), \quad (31)$$

$$\Delta t_{ПМ}^{\circ} \approx \Delta t_{м}^{\circ} - 10 \text{ } ^{\circ}\text{C}. \quad (32)$$

В тех случаях когда $\Delta t_{к}^{\circ}$, $\Delta t_{м}^{\circ}$, $\Delta t_{ПМ}^{\circ}$ больше допустимых значений, можно увеличить $S_{пр}$ (при наличии в обмоточном окне места), тем самым уменьшая плотность тока в рабочей обмотке (J). Если увеличить $S_{пр}$ без изменения $S_{МПР}$ и w нельзя, то можно либо увеличить $S_{МПР}$ при сохранении прежней величины индукции, либо увеличить индукцию, сохранив прежнее $S_{МПР}$. В обоих случаях $S_{пр}$ может быть увеличено за счет освободившегося в обмоточном окне места. Если $\Delta t_{к}^{\circ}$, $\Delta t_{м}^{\circ}$, $\Delta t_{ПМ}^{\circ}$ меньше допустимых значений на 10–15 %, то можно уменьшать $S_{пр}$, тем самым увеличивать J , либо уменьшать геометрические размеры МПР [25].

Третий этап. Сформировав область исходных данных, далее необходимо решить задачу параметрического анализа ЭГВПД. Анализ результатов математического моделирования электромагнитных процессов в ЭГВПД [14, 24] показал, что с учетом выбранного критерия (удельная масса $M_{уд} = m_r / P_r$, где m_r – масса генератора [15]) целевую функцию «масса/мощность» целесообразней всего записать в виде

$$M_{уд}(S_{МПР}, w) \rightarrow \min, \quad (33)$$

где $S_{МПР}$, w – переменные с шагом изменения Δ_S и Δ_w соответственно.

Отличие выражения (33) для разных типов ЭГВПД заключается в P_{Γ} , которая может учитывать особенности продольного, поперечного или комбинированного изменения магнитного потока, проходящего через рабочую обмотку, а также в конструктивных размерах генераторов.

Ограничения параметров работы генератора при этом записываются [14] следующим образом:

- 1) $V_{\text{ПМ}} \geq V_{\text{ПМ.зад}}$; 2) $B_{p1} \leq B_p \leq B_{p2}$; 3) $B_m \leq B_{\text{ст max}}$; 4) $U_{\Gamma.\text{зад}1} \leq U_{\Gamma} \leq U_{\Gamma.\text{зад}2}$;
- 5) $P_{\Gamma.\text{зад}1} \leq P_{\Gamma} \leq P_{\Gamma.\text{зад}2}$; 6) $\eta \geq \eta_{\text{зад}}$; 7) $B_{K31} \leq B_{K3} \leq B_{K32}$; 8) $3 \leq I_{K3}/I_H \leq 4$;
- 9) $\Delta t_{\text{к}}^{\circ} \leq \Delta t_{\text{к.зад}}^{\circ}$,

где η , $\eta_{\text{зад}}$ – расчетное и заданное значения КПД генератора; P_{Γ} , $P_{\Gamma.\text{зад}1}$ и $P_{\Gamma.\text{зад}2}$ – расчетное и заданные значения номинальной активной мощности, отдаваемой генератором в сеть; U_{Γ} , $U_{\Gamma.\text{зад}1}$ и $U_{\Gamma.\text{зад}2}$ – расчетное и заданные значения номинального напряжения на зажимах генератора; B_m – расчетное значение амплитуды магнитной индукции в МПР генератора; $V_{\text{ПМ}}$, $V_{\text{ПМ.зад}}$ – расчетное и заданное значения объема ПМ; I_{K3} – расчетное значение тока КЗ; B_{K3} , B_{K31} и B_{K32} – расчетное и заданные значения магнитной индукции рабочей точки ПМ в режиме КЗ генератора; B_p , B_{p1} и B_{p2} – расчетное и заданные значения магнитной индукции рабочей точки ПМ в номинальном режиме работы генератора; $\Delta t_{\text{к}}^{\circ}$, $\Delta t_{\text{к.зад}}^{\circ}$ – расчетное и заданное значения перегрева корпуса генератора. При этом $P_{\Gamma.\text{зад}1}$, $P_{\Gamma.\text{зад}2}$, $U_{\Gamma.\text{зад}1}$ и $U_{\Gamma.\text{зад}2}$ задаются в зависимости от требуемой точности расчетов P_{Γ} и U_{Γ} , а также с учетом условия $J = I_H S_{\text{МПР}}^{-1} \approx J_{\text{зад}}$.

Математическая постановка задачи параметрического анализа ЭГВПД заключается в выявлении значения переменных $S_{\text{МПР}}$ и w , обеспечивающих минимум удельной массы ($M_{\text{уд}} = M_{\text{уд min}}$) ЭГВПД и удовлетворяющих заданным ограничениям. Для реализации разработанной методики параметрического анализа ЭГВПД выбран метод сканирования [26].

С учетом выбранной целевой функции «масса/мощность» (33) и заданных ограничений параметров работы генератора 1–9 третий этап методики в себя включает: расчет объема ПМ генератора ($V_{\text{ПМ}} = \lambda S_{\text{МПР}} h_{\text{ПМ}}$), где $\lambda = S_{\text{ПМ}}/S_{\text{МПР}}$ для различных марок электротехнических сталей может принимать разные значения (3.1); расчет магнитной индукции рабочей точки ПМ в номинальном режиме работы генератора (3.2); расчет амплитуды магнитной индукции в МПР генератора (3.3); расчет напряжения на зажимах генератора (3.4); расчет номинальной активной мощности, отдаваемой генератором в сеть (3.5); расчет КПД генератора (3.6); расчет магнитной индукции рабочей точки ПМ в режиме КЗ генератора (3.7); расчет тока в рабочей обмотке генератора в режиме КЗ (3.8); расчет перегрева корпуса генератора (3.9); расчет удельной массы генератора (3.10); выбор $M_{\text{уд}} = M_{\text{уд min}}$ и соответствующих ей значений $S_{\text{МПР}}$ и w (3.11); расчет суммарных потерь и КПД с учетом значений $S_{\text{МПР}}$ и w (3.12); уточнение параметров генератора, геометрических размеров и конфигурации магнитной системы методом конечных элементов (МКЭ) (3.13). Для этого строится двухмерная конечно-элементная модель (ДКЭМ) магнитного поля генератора.

Основными этапами создания ДКЭМ являются [27]: ввод геометрических объектов; задание свойств сред, источников поля (задание тока в обмотках, для ПМ – коэрцитивной силы) и граничных условий (на внутренних и внешних границах областей задаются граничные условия Неймана и Дирихле); построение сетки конечных элементов во всех блоках, входящих в расчетную область. Затем посредством математической модели на основе уравнений Кирхгофа и Пуассона для векторного магнитного потенциала проводится уточнение номинальных параметров генератора [28]. После чего по ДКЭМ осуществляется уточнение геометрических размеров и конфигурации магнитной системы ЭГВПД. На данном этапе выявляются наиболее насыщенные участки и участки, характеризующиеся низкими значениями напряженности магнитного поля, в целях обеспечения лучшего использования электротехнической стали МПР и уменьшения тем самым его массы. Использование комбинированного подхода, сочетающего теории поля и магнитных цепей, к электромагнитному расчету ЭГВПД позволит сократить затраты на их создание за счет уменьшения продолжительности проектирования и экспериментальной доработки. Методику параметрического анализа ЭГВПД можно представить в виде алгоритма, блок-схема которого представлена на рис. 3.

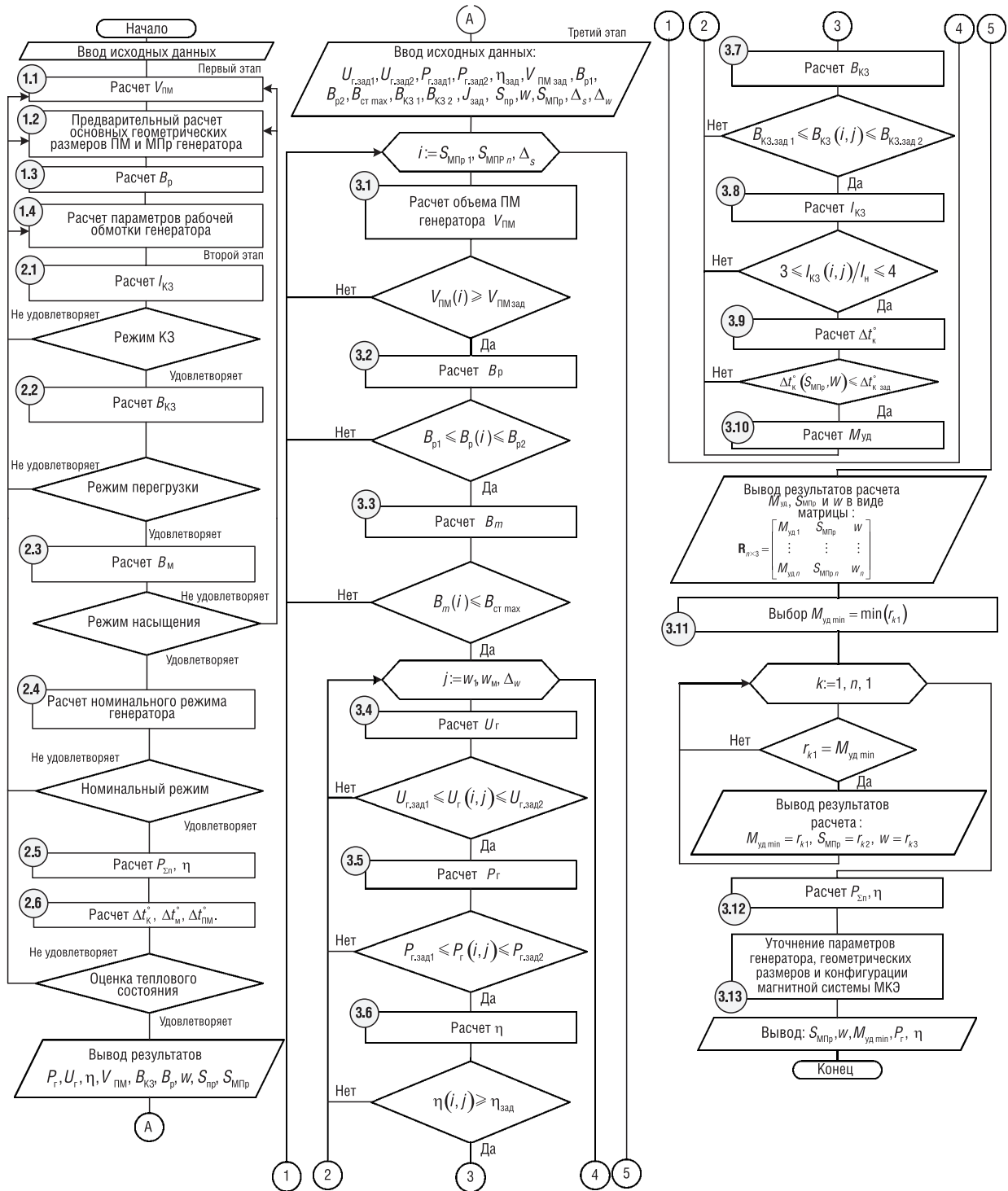


Рис. 3. Блок-схема алгоритма параметрического анализа электрического генератора возвратно-поступательного движения по критерию минимум удельной массы

Fig. 3. Block diagram of the parametric analysis algorithm for electric generators of reciprocating motion according to the criterion of minimum specific mass

Заклучение. Разработанная методика параметрического анализа ЭГВПД с ПМ позволяет при заданном значении КПД выявить значения параметров магнитопровода (площадь поперечного сечения) и рабочей обмотки (количество витков), обеспечивающих минимум удельной массы генератора. Отличительными особенностями разработанной методики являются: использование в качестве целевой функции минимум удельной массы ЭГВПД с продольным, поперечным

или комбинированным изменением магнитного потока, проходящего через рабочую обмотку; комбинированный подход к электромагнитному расчету; учет влияния рабочей температуры на параметры ПМ, а также перегрева отдельных частей ЭГВПД.

Научная значимость полученных результатов заключается в развитии теории электромеханики применительно к электрическим генераторам возвратно-поступательного движения, а именно в разработке методики их параметрического анализа для улучшения энергетических и массогабаритных показателей. Предложенная методика использовалась в государственной инженерной компании.

Список использованных источников

1. Dynamic modeling of a SI/HCCI free-piston engine generator with electric mechanical valves / C.J. Chiang [et al.] // *Appl. Energy*. – 2013. – Vol. 102. – P. 336–346. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2012.07.033>
2. Multi-dimensional scavenging analysis of a free-piston linear alternator based on numerical simulation / Jinlong Mao [et al.] // *Appl. Energy*. – 2011. – Vol. 88, №4. – P. 1140–1152. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2010.10.003>
3. Design considerations of a linear generator for a range extender application / Un-Jae Seo [et al.] // *Arch. Electrical Eng.* – 2015. – Vol. 64, №4. – P. 581–592. <https://doi.org/10.1515/ae-2015-0043>
4. Decoupling design and verification of a free-piston linear generator / Peng Sun [et al.] // *Energies*. – 2016. – Vol. 9, №12. – 1067. <https://doi.org/10.3390/en9121067>
5. Wang, J. Design optimization of radially magnetized, iron-cored, tubular permanent-magnet machines and drive systems / J. Wang, D. Howe // *IEEE Trans. Magn.* – 2004. – Vol. 40, №5. – P. 3262–3277. <https://doi.org/10.1109/TMAG.2004.833424>
6. A low-power, linear, permanent-magnet generator/energy storage system / Jiabin Wang [et al.] // *IEEE Trans. Ind. Electron.* – 2002. – Vol. 49, №3. – P. 640–648. <https://doi.org/10.1109/TIE.2002.1005391>
7. Faiz, J. Reduction of cogging force in linear permanent-magnet generators / J. Faiz, M. Ebrahimi-Salari, Gh. Shahgholian // *IEEE Trans. Magn.* – 2010. – Vol. 46, №1. – P. 135–140. <https://doi.org/10.1109/tmag.2009.2027900>
8. Conventional and TFPM linear generators for direct-drive wave energy conversion / H. Polinder [et al.] // *IEEE Trans. Energy Convers.* – 2005. – Vol. 20, №2. – P. 260–267. <https://doi.org/10.1109/tec.2005.845522>
9. Зачепа, Ю. В. Автономные системы электроснабжения на базе асинхронных генераторов, основные требования и структура / Ю. В. Зачепа // *Электромех. і енергозберігаючі системи*. – 2010. – Вип. 2. – С. 32–40.
10. Цыркин, М. И. Дизельные агрегаты резервного питания / М. И. Цыркин, А. Я. Гольдингер. – СПб.: Чистое письмо, 2003. – 276 с.
11. Hansson, J. Analysis and control of a hybrid vehicle powered by a free-piston energy converter: licentiate thesis in electrical systems / J. Hansson. – Stockholm, 2006. – XI, 111 l.
12. Темнов, Э. С. Разработка теоретических основ расчета и конструирования малоразмерных двигатель-генераторных установок как единой динамической системы: дис. ... канд. техн. наук : 05.04.02 / Э. С. Темнов. – Тула, 2005. – 134 л.
13. Тракторы XXI века: состояние и перспективы / С. Н. Поддубко [и др.]. – Минск: Беларус. навука, 2019. – 207 с.
14. Менжинский, А. Б. Методика структурно-параметрического синтеза комбинированного генератора возвратно-поступательного типа для энергоустановок робототехнических комплексов на базе свободнопоршневого двигателя / А. Б. Менжинский, А. Н. Малашин // *Вест. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук*. – 2018. – Т. 63, №2. – С. 229–243. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2018-63-2-229-243>
15. Менжинский, А. Б. Универсальная методика электромагнитного расчета возвратно-поступательных электрических генераторов с поперечным и продольным нелинейным изменением магнитного потока / А. Б. Менжинский, А. Н. Малашин, Ю. Г. Коваль // *Изобретатель*. – 2019. – №5–6. – С. 38–48.
16. Хитерер, М. Я. Синхронные электрические машины возвратно-поступательного движения: учеб. пособие / М. Я. Хитерер, И. Е. Овчинников. – СПб.: Корона принт, 2013. – 357 с.
17. Тарашев, С. А. Вентильный линейный генератор для систем электропитания автономных объектов: дис. ... канд. техн. наук : 05.09.01 / С. А. Тарашев. – Самара, 2011. – 129 л.
18. Брускин, Д. Э. Электрические машины и микромашины: учебник / Д. Э. Брускин, А. Е. Зорохович, В. С. Хвостов. – Изд. 3-е, перераб. и доп. – М.: Высш. шк., 1990. – 527 с.
19. Бут, Д. А. Бесконтактные электрические машины: учеб. пособие / Д. А. Бут. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Высш. шк., 1990. – 416 с.
20. Балагуров, В. А. Электрические машины с постоянными магнитами / В. А. Балагуров, Ф. Ф. Галтеев, А. Н. Ларионов; под ред. А. Н. Ларионова. – М.; Л.: Энергия, 1964. – 480 с.
21. Балагуров, В. А. Электрические генераторы с постоянными магнитами / В. А. Балагуров, Ф. Ф. Галтеев. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 280 с.
22. Менжинский, А. Б. Разработка уточненных электромагнитных моделей электрических генераторов возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами / А. Б. Менжинский, А. Н. Малашин, П. Б. Менжинский // *Энергетика. Изв. вузов. и энергет. об-ний СНГ*. – 2021. – Т. 64, №4. – С. 291–302. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-291-302>

23. Фираго, Б.И. Теория электропривода: учеб. пособие / Б.И. Фираго, Л.Б. Павлячик. – Изд. 2-е. – Минск: Техноперспектива, 2007. – 585 с.
24. Менжинский, А. Б. Исследование электромагнитных процессов в возвратно-поступательных электрических генераторах с продольным и комбинированным нелинейным изменением магнитного потока / А. Б. Менжинский, А. Н. Малашин, О. В. Сидяко // Вестн. Гомел. гос. техн. ун-та им. П. О. Сухого. – 2019. – № 4. – С. 45–59.
25. Белопольский, И.И. Расчет трансформаторов и дросселей малой мощности / И.И. Белопольский, Л. Г. Пикалова. – М.: Л., Госэнергоиздат, 1963. – 272 с.
26. Абрамов, О.В. Методы и алгоритмы параметрического синтеза стохастических систем / О.В. Абрамов // Проблемы управления. – 2006. – № 4. – С. 3–8.
27. ELCUT. Моделирование электромагнитных, тепловых и упругих полей методом конечных элементов. Версия 6.3.1 [Электронный ресурс]: рук. пользователя. – СПб.: Тор, 2018. – Режим доступа: https://elcut.ru/downloads/manual_r_rocket.pdf – Дата доступа: 24.05.2018.
28. Менжинский, А. Б. Математическая модель генератора комбинированной конструкции возвратно-поступательного типа / А. Б. Менжинский, А. Н. Малашин, Ю. Г. Коваль // Вестн. Гомел. гос. техн. ун-та им. П. О. Сухого. – 2018. – № 2. – С. 74–85.

References

1. Chia-Jui Chiang, Jing-Long Yang, Shao-YaLan, Tsung-Wei Shei, Wen-Shu Chiang, Bo-Liang Chen. Dynamic modeling of a SI/HCCI free-piston engine generator with electric mechanical valves. *Applied Energy*, 2013, vol. 102, pp. 336–346. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2012.07.033>
2. Mao, Jinlong, Zuo Zhengxing, Li Wen, Feng Huihua. Multi-dimensional scavenging analysis of a free-piston linear alternator based on numerical simulation. *Applied Energy*, 2011, vol. 88, no. 4, pp. 1140–1152. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2010.10.003>
3. Un-Jae Seo, Riemer B., Appunn R., Hameyer K. Design considerations of a linear generator for a range extender application. *Archives of Electrical Engineering*, 2015, vol. 64, no. 4, pp. 581–592. <https://doi.org/10.1515/ae-2015-0043>
4. Peng Sun, Chi Zhang, Jinhua Chen, Fei Zhao, Youyong Liao, Guilin Yang, Chinyin Chen. Decoupling design and verification of a free-piston linear generator. *Energies*, 2016, vol. 9, no. 12, 1067. <https://doi.org/10.3390/en9121067>
5. Wang J., Howe D. Design optimization of radially magnetized, iron-cored, tubular permanent-magnet machines and drive systems. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2004, vol. 40, no. 5, pp. 3262–3277. <https://doi.org/10.1109/TMAG.2004.833424>
6. Jiabin Wang, Weiya Wang, Jewell G. W., Howe D. A low-power, linear, permanent-magnet generator/energy storage system. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2002, vol. 49, no. 3, pp. 640–648. <https://doi.org/10.1109/TIE.2002.1005391>
7. Faiz J., Ebrahimi-Salari M., Shahgholian J. Reduction of cogging force in linear permanent-magnet generators. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2010, vol. 46, no. 1, pp. 135–140. <https://doi.org/10.1109/tmag.2009.2027900>
8. Polinder H., Mecrow B. C., Jack A. G., Dickinson P. G., Mueller M. A. Conventional and TFPM linear generators for direct-drive wave energy conversion. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2005, vol. 20, no. 2, pp. 260–267. <https://doi.org/10.1109/tec.2005.845522>
9. Zachepa Yu. V. Autonomous power supply systems based on asynchronous generators, basic requirements and structure. *Elektromekhanichni i energozberigayuchi sistemi = Electromechanical and Energy Saving Systems*, 2010, iss. 2, pp. 32–40 (in Russian).
10. Tsyarkin M. I., Gol'dinger A. Ya. *Diesel Backup Power Units*. St. Petersburg, Chistoepis'mo Publ., 2003. 276 p. (in Russian).
11. Hansson J. *Analysis and Control of a Hybrid Vehicle Powered by a Free-Piston Energy Converter*. Stockholm, 2006. 111 p.
12. Temnov E. S. *Development of Theoretical Bases for the Calculation and Design of Small-Sized Engine-Generator Sets as a Single Dynamic System*. Tula, 2005. 134 p. (in Russian).
13. Poddubko S. N., Amel'chenko P. A., Stasilevich A. G., Vityaz' P. A., Dubovik D. A., Vashchula A. V., Zhukovskii I. N., Klyuchnikov A. V. *21st Century Tractors: State and Prospects*. Minsk, Belaruskaya navuka Publ., 2019. 207 p. (in Russian).
14. Menzhinskii A. B., Malashin A. N., Method of structural-parametric synthesis of a combined reciprocating generator for power plants of robotic complexes based on a free-piston engine. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2018, no. 2, pp. 229–243 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2018-63-2-229-243>
15. Menzhinskii A. B., Malashin A. N., Koval' J. G. Universal method for electromagnetic calculation of reciprocating electric generators with transverse and longitudinal nonlinear changes in magnetic flux. *Izobretatel' = Inventor*, 2019, no. 5–6, pp. 38–48 (in Russian).
16. Khiterer M. Ya., Ovchinnikov I. E. *Synchronous Electric Reciprocating Machines*. St. Petersburg, Korona-print Publ., 2013. 368 p. (in Russian).
17. Tarashev S. A. *Valve Linear Generator for Power Supply Systems of Autonomous Objects*. Samara, 2011. 129 p. (in Russian).
18. Bruskin D. E., Zorohovich A. E., Hvostov B. C. *Electric Machines and Micromachines*. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 1990. 527 p. (in Russian).
19. But D. A. *Contactless Electrical Machines*. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 1990. 416 p. (in Russian).

20. Balagurov V. A., Galteev F. F., Larionov A. N. *Electric Generators with Permanent Magnets*. Moscow, Energiya Publ., 1964. 480 p. (in Russian).
21. Balagurov V. A., Galteev F. F. *Electric Generators with Permanent Magnets*. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1988. 280 p. (in Russian).
22. Menzhinskii A. B., Malashin A. N., Menzhinskii P. B. Development of Refined Electromagnetic Models of Reciprocating Electric Generators with Permanent Magnets. *Energetika. Izvestiya vysshih uchebnykh zavedenij i energeticheskikh ob'edinenij SNG = ENERGETIKA. Proceedings of CIS higher education institutions and power engineering associations*, 2021, vol. 64, no. 4, pp. 291–302 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-291-302>
23. Firago B. I., Pavlyachik L. B. *Electric Drive Theory*. Minsk, Tekhnoperspektiva Publ., 2007. 585 p. (in Russian).
24. Menzhinskii A. B., Malashin A. N., Sidyako O. V. Investigation of electromagnetic processes in reciprocating electric generators with longitudinal and combined nonlinear changes in magnetic flux. *Vestnik Gomel'skogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. P. O. Sukhogo = Bulletin of Gomel State Technical University named P. O. Sukhoi*, 2019, no. 4, pp. 45–59 (in Russian).
25. Belopol'skii I. I., Pikalova L. G. *Calculation of Transformers and Low-Power Inductors*. Leningrad, Gosenergoizdat Publ., 1963. 272 p. (in Russian).
26. Abramov O. V. Methods and algorithms for the parametric synthesis of stochastic systems. *Problemy upravleniya [Management Problems]*, 2006, no. 4, pp. 3–8 (in Russian).
27. *ELCUT Modeling of electromagnetic, thermal, and elastic fields by the finite element method. Version 6.3.1*. St. Petersburg, Tor Publ., 2018. Available at: https://elcut.ru/downloads/manual_r_pocket.pdf (accessed 24 May 2018) (in Russian).
28. Menzhinskii A. B., Malashin A. N., Koval' Yu. G. Mathematical model of the generator of the combined design of reciprocating type. *Vestnik Gomel'skogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. P. O. Sukhogo = Bulletin of Gomel State Technical University named P. O. Sukhoi*, 2018, no. 2, pp. 74–85 (in Russian).

Информация об авторах

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

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

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

Information about the authors

Andrei B. Menzhinsky – Ph. D. (Engineering), Associate Professor of the Department of Electrical Engineering and Power Supply Systems, Military Academy of the Republic of Belarus (220, Nezavisimosti Ave., 220057, Minsk, Republic of Belarus). E-mail volna05011990@mail.ru

Andrei N. Malashin – Ph. D. (Engineering), Associate Professor, Professor of the Department of Electrical Engineering and Power Supply Systems, Military Academy of the Republic of Belarus (220, Nezavisimosti Ave., 220057, Minsk, Republic of Belarus).

Andrei E. Kaleda – Ph. D. (Engineering), Associate Professor, Professor of the Department of Electrical Engineering and Power Supply Systems, Military Academy of the Republic of Belarus (220, Nezavisimosti Ave., 220057, Minsk, Republic of Belarus).

РАДИОЭЛЕКТРОНИКА, ПРИБОРОСТРОЕНИЕ

RADIOELECTRONICS, INSTRUMENT-MAKING

УДК 004.932+004.258

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-470-482>

Поступила в редакцию 24.09.2021

Received 24.09.2021

С. И. Рудиков¹, В. Ю. Цветков², А. П. Шкадаревич¹

¹Научно-технический центр «ЛЭМТ» БелОМО, Минск, Республика Беларусь

²Белорусский государственный университет информатики и радиоэлектроники, Минск, Республика Беларусь

**УМЕНЬШЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКОГО ДИАПАЗОНА ИНФРАКРАСНЫХ ИЗОБРАЖЕНИЙ
НА ОСНОВЕ АДАПТИВНОГО ВЫРАВНИВАНИЯ, РАСТЯЖЕНИЯ И СЖАТИЯ
ГИСТОГРАММЫ**

Аннотация. Рассматривается задача уменьшения динамического диапазона и улучшения качества инфракрасных (ИК) изображений с широким динамическим диапазоном для их отображения на жидкокристаллической матрице, пиксели которой имеют разрядность 8 бит. Для решения данной задачи в оптико-электронных приборах в реальном масштабе времени широко используются блочные алгоритмы на основе локального выравнивания гистограммы с учетом их относительно низкой вычислительной сложности и возможности учета локальных особенностей распределения яркости. Базовый алгоритм адаптивного выравнивания гистограммы обеспечивает достаточно высокое качество изображений после преобразования, но может приводить к чрезмерной контрастности для некоторых типов изображений. В модифицированном алгоритме адаптивного выравнивания гистограммы контраст ограничивается с помощью порога за счет усечения локальных максимумов на краях гистограммы. Однако это приводит к ухудшению других показателей качества изображения. Данный недостаток свойственен многим алгоритмам локального выравнивания гистограммы наряду с ограниченными возможностями управления характеристиками качества воспроизведения изображений. Для повышения качества и расширения интервала управления характеристиками воспроизведения ИК-изображений предложен алгоритм двойного уменьшения динамического диапазона изображения с промежуточным управлением формой его гистограммы. Данный алгоритм осуществляет предварительное уменьшение динамического диапазона изображения на основе адаптивного выравнивания гистограммы, управление формой гистограммы на основе ее линейного или нелинейного сжатия, линейного растяжения ее центральной части и линейного растяжения (сжатия) ее боковых частей, окончательное уменьшение динамического диапазона на основе линейного сжатия всей гистограммы. Проведено сравнение характеристик предложенного алгоритма с характеристиками известных алгоритмов уменьшения динамического диапазона и улучшения качества изображений. Приведены зависимости характеристик качества воспроизведения изображений после уменьшения их динамического диапазона от параметров управления предложенного алгоритма и рекомендации по их выбору с учетом вычислительной сложности.

Ключевые слова: уменьшение динамического диапазона изображений, повышение качества воспроизведения изображений, инфракрасные изображения, выравнивание гистограммы, управление формой гистограммы

Для цитирования: Рудиков, С. И. Уменьшение динамического диапазона инфракрасных изображений на основе адаптивного выравнивания, растяжения и сжатия гистограммы / С. И. Рудиков, В. Ю. Цветков, А. П. Шкадаревич // Вест. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2021. – Т. 66, № 4. – С. 470–482. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-470-482>

Stanislav I. Rudikov¹, Viktor Yu. Tsviatkou², Alexey P. Shkadarevich¹

¹Scientific and Technical Center LEMT of the BelOMO, Minsk, Republic of Belarus

²Belarusian State University of Informatics and Radioelectronics, Minsk, Republic of Belarus

**DYNAMIC RANGE REDUCTION OF INFRARED IMAGES BASED ON ADAPTIVE EQUALIZATION,
STRETCH AND COMPRESSION OF HISTOGRAM**

Abstract. The problem of reducing the dynamic range and improving the quality of infrared (IR) images with a wide dynamic range for their display on a liquid crystal matrix with 8-bit pixels is considered. To solve this problem in optoelectronic devices in real time, block algorithms based on local equalization of the histogram are widely used, taking into account their

relatively low computational complexity and the possibility of taking into account local features of the brightness distribution. The basic adaptive histogram equalization algorithm provides reasonably high image quality after conversion, but may result in excessive contrast for some types of images. In a modified algorithm of adaptive histogram equalization, the contrast is limited by a threshold by truncating local maxima at the edges of the histogram. This leads, however, to a deterioration in other indicators of image quality. This disadvantage is inherent in many algorithms of local histogram equalization, along with limited control over the characteristics of image reproduction quality. To improve the quality and expand the control interval for the characteristics of the reproduction of infrared images, the article proposes an algorithm for double reduction of the dynamic range of the image with intermediate control of the shape of its histogram. This algorithm performs: preliminary reduction of the dynamic range of the image based on adaptive equalization of the histogram, control of the shape of the histogram based on its linear or nonlinear compression, linear stretching of its central part and linear stretching (compression) of its lateral parts, final reduction of the dynamic range based on linear compression of the entire histograms. The characteristics of the proposed algorithm are compared with the characteristics of known algorithms for reducing the dynamic range and improving the image quality. The dependences of the characteristics of the quality of image reproduction after a decrease in their dynamic range on the control parameters of the proposed algorithm and recommendations for their choice taking into account the computational complexity are given.

Keywords: reducing the dynamic range of images, improving the quality of image reproduction, infrared images, histogram equalization, control of the histogram shape

For citation: Rudikov S. I., Tsviatkou V. Yu., Shkadarevich A. P. Dynamic range reduction of infrared images based on adaptive equalization, stretch and compression of histogram. *Vesti Natsyonal'nai akademii nauk Belarusi. Seriya fizika-technichnykh nauk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 4, pp. 470–482 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-470-482>

Введение. Для отображения многоцветных инфракрасных изображений (ИК-изображений) на жидкокристаллической матрице, пиксели которой имеют меньшую разрядность (как правило, 8 бит), широко используются алгоритмы преобразования динамического диапазона. При этом осуществляется коррекция ИК-изображений с целью повышения качества их воспроизведения. Для решения этой комплексной задачи применяются алгоритмы на основе линейного, кусочно-линейного и нелинейного преобразования яркости [1, 2]; выравнивания гистограммы (Histogram Equalization, HE) [3–5]; преобразования [6, 7]; модели человеческого визуального восприятия [7, 8]; фильтрации и многоканальной обработки [9]; а также гибридные.

Для уменьшения динамического диапазона и улучшения качества ИК-изображений в оптико-электронных приборах наиболее эффективны блочные алгоритмы на основе локального выравнивания гистограммы [4, 5] по причине их относительно низкой вычислительной сложности и возможности учета локальных особенностей распределения яркости. В алгоритме адаптивного выравнивания гистограммы (Adaptive Histogram Equalization, АНЕ) [4] изображение разделяется на блоки. Для центров блоков на основе интегральной функции распределения яркостей вычисляются значения выравнивания, по которым интерполируются значения остальных пикселей. Алгоритм АНЕ обеспечивает достаточно высокое качество изображений после преобразования, но не позволяет управлять формой интегральной функции распределения, что приводит к чрезмерной контрастности для некоторых типов изображений. В алгоритме адаптивного выравнивания гистограммы с ограничением контрастности (Contrast Limited Adaptive Histogram Equalization, CLAHE) [5] данная особенность учитывается за счет регулируемого ограничения гистограммы. Это позволяет управлять контрастностью в сторону ее уменьшения по сравнению с АНЕ. Но при снижении контрастности в алгоритме CLAHE ухудшаются и другие показатели качества изображения (среднее значение, средний градиент, энтропия, число деталей). Данный недостаток свойственен многим модификациям алгоритма АНЕ [10–12]. Причина заключается в выравнивании гистограммы, существенно ослабляющем результаты любой предкоррекции изображения. Поэтому эффективное управление характеристиками изображения при преобразовании динамического диапазона возможно только после выравнивания гистограммы. При этом для коррекции необходимо обеспечить достаточно широкий динамический диапазон изображения.

Цель работы – повышение качества и расширение интервала управления характеристиками воспроизведения ИК-изображений при уменьшении их динамического диапазона по сравнению с алгоритмами адаптивного выравнивания гистограммы.

Постановка задачи. На рис. 1, *a* приведена гистограмма ИК-изображения $I_{\text{HDR}} = \|i_{\text{HDR}}(y, x)\|_{(y=0, \overline{Y-1}, x=0, \overline{X-1})}$ размером $Y \times X$ пикселей по вертикали и горизонтали, значения пикселей $i_{\text{HDR}}(y, x)$ которого принадлежат динамическому диапазону $[0, L_{\text{HDR}} - 1]$, где L_{HDR} – количество уровней квантования изображения I_{HDR} , $L_{\text{HDR}} = 16\,384$. Значения гистограммы сосредоточены в центре (характерно для ландшафтных ИК-изображений). В алгоритме HE [3] выравнивание гистограммы (рис. 1, *b*) и формирование изображения $I_{\text{HE}}(L_{\text{LDR}}) = \|i_{\text{LDR}}(L_{\text{LDR}}, y, x)\|_{(y=0, \overline{Y-1}, x=0, \overline{X-1})}$ (рис. 1, *c*) с динамическим диапазоном $[0, L_{\text{LDR}} - 1]$ (L_{LDR} – количество уровней квантования изображения $I_{\text{HE}}(L_{\text{LDR}})$, $L_{\text{LDR}} < L_{\text{HDR}}$) осуществляется в результате переопределения значений пикселей исходного изображения на основе вектора $H_{\text{E}}(L_{\text{LDR}}) = \|h_{\text{E}}(L_{\text{LDR}}, l)\|_{(l=0, \overline{L_{\text{HDR}}-1})}$ выравнивания с помощью

$$i_{\text{LDR}}(L_{\text{LDR}}, y, x) = h_{\text{E}}(L_{\text{LDR}}, i_{\text{HDR}}(y, x)) \text{ при } y = \overline{0, Y-1}, x = \overline{0, X-1}. \quad (1)$$

Значения вектора $H_{\text{E}}(L_{\text{LDR}})$ вычисляются на основе вектора $H_{\text{CDF}} = \|h_{\text{CDF}}(l)\|_{(l=0, \overline{L_{\text{HDR}}-1})}$ значений интегральной функции распределения яркостей следующим образом:

$$h_{\text{E}}(L_{\text{LDR}}, l) = \left\lfloor \frac{(L_{\text{LDR}} - 1)(h_{\text{CDF}}(l) - \min(H_{\text{CDF}}))}{(YX - \min(H_{\text{CDF}}))} \right\rfloor \text{ при } l = \overline{0, L_{\text{HDR}} - 1}, \quad (2)$$

где $h_{\text{CDF}}(0) = h_{\text{HDR}}(0)$; $h_{\text{CDF}}(l+1) = h_{\text{HDR}}(l+1) + h_{\text{CDF}}(l)$ при $l = \overline{0, L_{\text{HDR}} - 2}$; $h_{\text{HDR}}(l)$ – элемент гистограммы $H_{\text{HDR}} = \|h_{\text{HDR}}(l)\|_{(l=0, \overline{L_{\text{HDR}}-1})}$ исходного изображения I_{HDR} ; $\lfloor \cdot \rfloor$ – операция округления до целого с недостатком.

Выравнивание гистограммы на основе выражения (1) не учитывает локальные особенности распределения яркостей пикселей. В алгоритме АНЕ [4] исходное изображение I_{HDR} делится на $B_Y \times B_X$ блоков по вертикали и горизонтали размером $Y_B \times X_B$ по вертикали и горизонтали, для центров которых с помощью выражения (2) формируются векторы $H_{\text{E}}(y_B, x_B, L_{\text{LDR}}) = \|h_{\text{E}}(y_B, x_B, L_{\text{LDR}}, l)\|_{(l=0, \overline{L_{\text{HDR}}-1})}$ выравнивания в пределах блока, где y_B, x_B – координаты центра блока, $y_B = \overline{0, B_Y - 1}$, $x_B = \overline{0, B_X - 1}$. Затем на основе четырех, трех или двух (в зависимости от положения на изображении интерполируемого пикселя) векторов выравнивания смежных блоков с помощью интерполяции определяются остальные значения пикселей $i_{\text{АНЕ}}(L_{\text{LDR}}, y, x)$ изображения $I_{\text{АНЕ}}(L_{\text{LDR}})$ с динамическим диапазоном $[0, L_{\text{LDR}} - 1]$, что позволяет снизить вычислительную сложность преобразования. В центральной части изображения интерполяция осуществляется на основе векторов выравнивания четырех смежных блоков с помощью выражения

$$i_{\text{LDR}}(L_{\text{LDR}}, y, x) = c_{00}h_{\text{E}}(y_B, x_B, L_{\text{LDR}}, i_{\text{HDR}}(y, x)) + c_{10}h_{\text{E}}(y_B + 1, x_B, L_{\text{LDR}}, i_{\text{HDR}}(y, x)) + \\ + c_{01}h_{\text{E}}(y_B, x_B + 1, L_{\text{LDR}}, i_{\text{HDR}}(y, x)) + c_{11}h_{\text{E}}(y_B + 1, x_B + 1, L_{\text{LDR}}, i_{\text{HDR}}(y, x)) \quad (3) \\ \text{при } y = \overline{y_B Y_B, (y_B + 1)Y_B - 1}, x = \overline{x_B X_B, (x_B + 1)X_B - 1},$$

где $c_{00}, c_{10}, c_{01}, c_{11}$ – весовые коэффициенты ($c_{00} + c_{10} + c_{01} + c_{11} = 1$), определяющие вклад значения выравнивания каждого блока.

Разделение изображения на блоки в АНЕ позволяет адаптироваться к структуре изображения (рис. 1, *d*), хотя и не обеспечивает равномерность глобальной гистограммы (рис. 1, *e*). Для некоторых изображений, содержащих в основном светлые и темные элементы (что соответствует двум пикам на краях гистограммы), применение АНЕ приводит к чрезмерной контрастности и росту заметности шума. В таком случае эффективным может оказаться алгоритм СЛАНЕ [5], в котором предусмотрено ограничение контраста с помощью соответствующего порога. Данный алгоритм основан на АНЕ, имеет более высокую временную и соизмеримую пространственную сложность и часто используется для улучшения изображений за счет усечения локальных максимумов на краях гистограммы. Однако для ИК-изображений с характерной

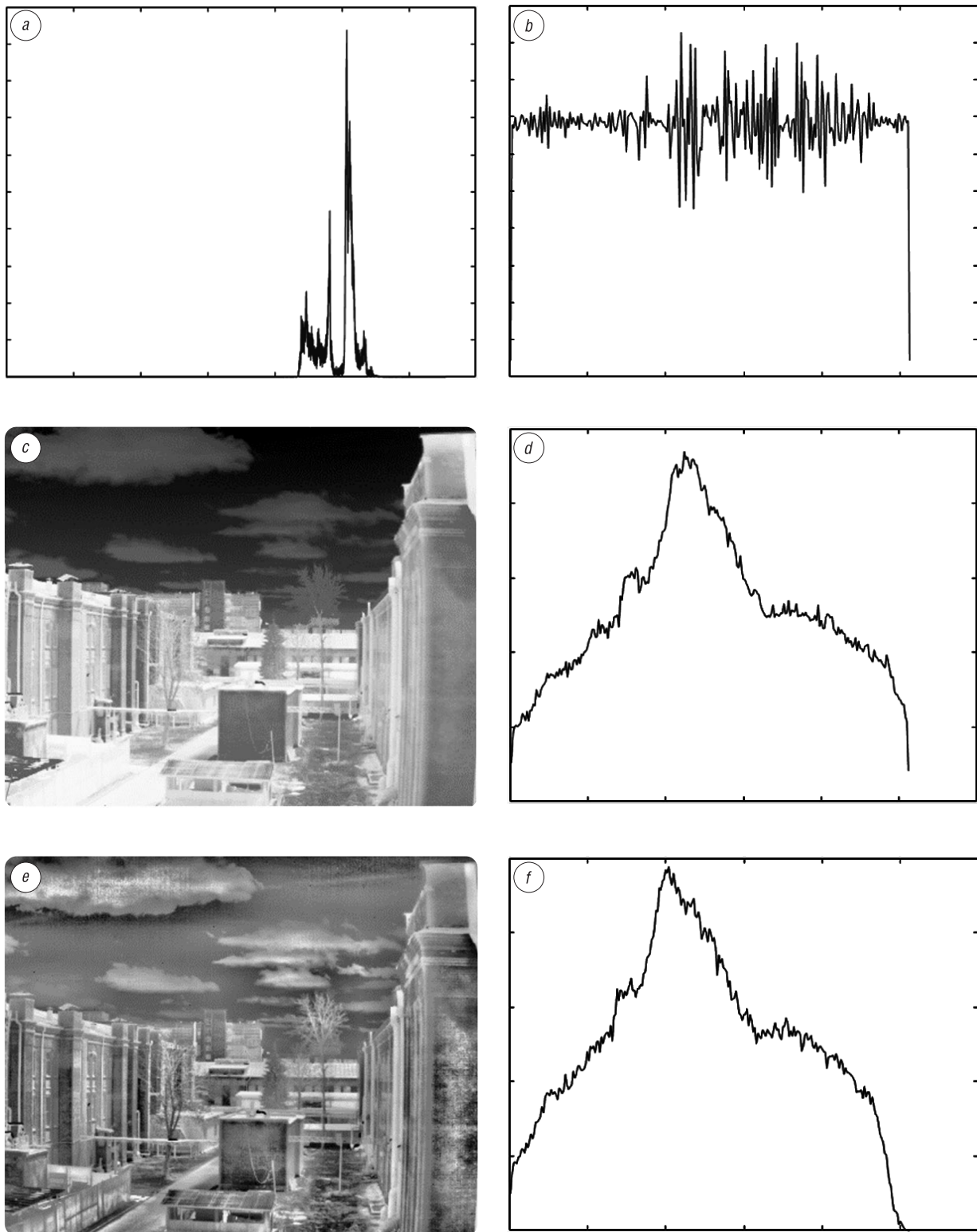


Рис. 1. Преобразованные ИК-изображения и гистограммы яркостей: *a* – гистограмма исходного изображения, *b* – гистограмма изображения после выравнивания, *c* – изображение после выравнивания, *d* – гистограмма изображения после адаптивного выравнивания, *e* – изображение после адаптивного выравнивания с ограничением контраста, *f* – гистограмма изображения после адаптивного выравнивания с ограничением контраста

Fig. 1. Converted IR images and brightness histograms: *a* – the histogram of the original image, *b* – histogram of the image after equalization, *c* – image after equalization, *d* – histogram of the image after adaptive equalization, *e* – image after adaptive equalization with contrast limitation, *f* – image histogram after adaptive equalization with contrast limitation

концентрацией значений в центральной части гистограммы (см. рис. 1, *a*) алгоритм CLAHE неэффективен (его использование приводит только к незначительному растяжению гистограммы по сравнению с АНЕ, рис. 1, *f*).

Для ИК-изображений $I_{LDR} = \left\| i_{LDR}(y, x) \right\|_{(y=0, Y-1, x=0, X-1)}$ размером 640×480 пикселей (см. рис. 1), полученных в результате преобразования динамического диапазона с помощью алгоритмов HE, АНЕ, CLAHE, в табл. 1 приведены глобальные (средние по блокам) значения средней яркости V_M , контрастности (стандартного отклонения) D_{ST} , среднего градиента G_A , энтропии E_I и количества локальных экстремумов N_{LE} , вычисляемых с помощью выражений:

$$V_M = \frac{1}{YX} \sum_{y=0}^{Y-1} \sum_{x=0}^{X-1} i_{LDR}(y, x), \quad (4)$$

$$D_{ST} = \sqrt{\frac{1}{YX} \sum_{y=0}^{Y-1} \sum_{x=0}^{X-1} (i_{LDR}(y, x) - V_M)^2}, \quad (5)$$

$$G_A = \frac{1}{YX} \sum_{y=0}^{Y-1} \sum_{x=0}^{X-1} \sqrt{\frac{(di_{LDR}(y, x)/dy)^2 + (di_{LDR}(y, x)/dx)^2}{2}}, \quad (6)$$

$$E_I = - \sum_{l=0}^{L-1} P(i_{LDR}(l)) \log_2 P(i_{LDR}(l)), \quad (7)$$

$$N_{LE} = N_{Lmax} + N_{Lmin}, \quad (8)$$

где $di_{LDR}(y, x)/dy$ и $di_{LDR}(y, x)/dx$ – вертикальный и горизонтальный градиенты; $L = 2^{D_B} - 1$ – битовая глубина изображения; $P(i_{LDR}(l))$ – вероятность пикселя со значением l ; N_{Lmax} – количество локальных максимумов; N_{Lmin} – количество локальных минимумов.

Т а б л и ц а 1. Глобальные (средние по блокам) характеристики ИК-изображения после преобразования динамического диапазона с помощью различных алгоритмов

Table 1. Global (block-averaged) characteristics of the IR image after dynamic range conversion using various algorithms

Алгоритм выравнивания гистограммы	V_M	D_{ST}	G_A	E_I	N_{LE}
HE	126,8	32,9	4,6	6,2	23991
АНЕ	130,8	57,1	10,5	7,46	35082
CLAHE (порог 0,7)	129,5	56,6	10,3	7,45	35057
CLAHE (порог 0,5)	123,8	54,3	9,8	7,39	35002
CLAHE (порог 0,3)	109,9	48,6	8,5	7,23	34420

гистограммы. Такое преобразование должно не только растягивать центральную часть гистограммы с большинством значений, но с учетом ее относительной узости еще и сохранять значения слева и справа от нее. Это позволит увеличить значения на краях гистограммы и повысить за счет этого контрастность и другие характеристики изображения. Следовательно, имеет смысл использовать сочетание нелинейного сжатия и линейного растяжения гистограммы для повышения концентрации значений в ее центральной части, а также разделить гистограмму для сжатия и растяжения на три части. Сжатие и растяжение частей (управление формой) гистограммы должны осуществляться после выравнивания с целью сохранения их результатов, но в достаточно широком динамическом диапазоне для исключения прореживания значений гистограммы. Это требует двойного уменьшения динамического диапазона: предварительного – на основе адаптивного выравнивания и окончательного – на основе линейного сжатия гистограммы с промежуточным управлением формой гистограммы.

Из табл. 1 следует, что АНЕ превосходит HE и CLAHE по всем показателям качества, уступая только CLAHE по средней яркости. При этом CLAHE не позволяет управлять характеристиками изображения, а только уменьшением контрастности, что сопровождается ухудшением и других характеристик.

Для повышения качества и расширения интервала управления характеристиками воспроизведения ИК-изображений при уменьшении динамического диапазона необходимо преобразование, параметры которого могут быть подобраны с учетом распределения значений в гистограмме исходного изображения, а в случае ландшафтных ИК-изображений – концентрации значений в центральной части

Таким образом, основными задачами являются разработка модели и алгоритма двойного уменьшения динамического диапазона ИК-изображения на основе адаптивного выравнивания, растяжения и сжатия гистограммы, а также исследование зависимостей качества воспроизведения ИК-изображений от параметров этого преобразования.

Предлагаемые модель и алгоритм уменьшения динамического диапазона ИК-изображений.

Для повышения качества и расширения интервала управления характеристиками воспроизведения ИК-изображений при уменьшении их динамического диапазона предлагается преобразование HECS (Histogram Equalization, Compression and Stretching) – адаптивное выравнивание, растяжение и сжатие гистограммы. Сущность преобразования состоит в двойном уменьшении динамического диапазона изображения с промежуточным управлением формой его гистограммы за счет ее частичного растяжения и сжатия. Преобразование HECS осуществляется в три этапа.

1. Предварительное уменьшение динамического диапазона изображения до $[0, L_{LDR1} - 1]$ на основе адаптивного выравнивания гистограммы по выражению (3) – формируется изображение $I_{AHE}(L_{LDR1})$ с динамическим диапазоном $[0, L_{LDR1} - 1]$.

2. Управление формой гистограммы.

2.1. Сжатие гистограммы на основе двух гамма-функций с коэффициентами G_L и G_H , применяемых к двум частям динамического диапазона $[0, T_G - 1]$ и $[T_G + 1, L_{LDR1} - 1]$, которые разделяются на уровне $T_G = K_G(L_{LDR1} - 1)$ по коэффициенту K_G , – формируется изображение $I_G(K_G, G_L, G_H)$ с динамическим диапазоном $[0, L_{LDR1} - 1]$ (при $G_L = G_H = 1$ сжатие линейное).

2.2. Линейное растяжение центральной части гистограммы, ограниченной динамическим диапазоном $[T, L_{LDR1} - 1 - T]$ по порогу T , с коэффициентом $(L_{LDR1} - 1)/(L_{LDR1} - 1 - 2T)$ и линейное растяжение (сжатие) боковых частей гистограммы, ограниченных диапазонами $[0, T - 1]$ и $[L_{LDR1} - T, L_{LDR1} - 1]$ по порогу T , с коэффициентами T_L/T и T_R/T – формируется изображение $I_{CS}(T, T_L, T_R)$ с динамическим диапазоном $[0, L_{LDR1} - 1]$.

3. Окончательное уменьшение динамического диапазона до $[0, L_{LDR2} - 1]$ на основе линейного сжатия гистограммы с коэффициентом L_{LDR2}/L_{LDR1} – формируется изображение $I_{HECS}(L_{LDR2})$ с динамическим диапазоном $[0, L_{LDR2} - 1]$.

Этап 1 преобразования HECS описывается формулой (3). Для описания 2-го и 3-го этапов предлагаются следующие выражения:

$$i_G(K_G, G_L, G_H, y, x) = \begin{cases} \left[T_G (i_{AHE}(L_{LDR1}, y, x) / T_G)^{\frac{1}{G_L}} \right] & \text{при } i_{AHE}(L_{LDR1}, y, x) < T_G, \\ i_{AHE}(L_{LDR1}, y, x) & \text{при } i_{AHE}(L_{LDR1}, y, x) = T_G, \\ \left[T_G + (L_{LDR1} - 1 - T_G) (1 - (i_{AHE}(L_{LDR1}, y, x) - T_G) / (L_{LDR1} - 1 - T_G))^{\frac{1}{G_H}} \right] & \text{при } i_{AHE}(L_{LDR1}, y, x) > T_G, \end{cases} \quad (9)$$

$$i_{CS}(T, T_L, T_R, y, x) = \begin{cases} \left[(L_{LDR1} - 1)(i_G(y, x) - T) / L_{LDR1} - 1 - 2T \right] & \text{при } (i_G(y, x) \geq T) \wedge \\ & \wedge (i_G(y, x) \leq L_{LDR1} - 1 - T), \\ \left[i_G(y, x) T_L / T \right] & \text{при } i_G(y, x) < T, \\ \left[L_{LDR1} - 1 + [T_R (i_G(y, x) - (L_{LDR1} - 1)) / T] \right] & \text{при } i_G(y, x) > L_{LDR1} - 1 - T, \end{cases} \quad (10)$$

$$i_{HECS}(L_{LDR2}, y, x) = [i_{CS}(y, x) L_{LDR2} / L_{LDR1}] \quad (11)$$

при $y = \overline{0, Y - 1}, x = \overline{0, X - 1}$.

Алгоритм HECS двойного уменьшения динамического диапазона изображения с промежуточным управлением формой его гистограммы, основанный на выражениях (3), (9)–(11), состоит из следующих основных шагов.

Вход: $I_{HDR}, L_{LDR1}, L_{LDR2}, K_G, G_L, G_H, T, T_L, T_R, B_Y, B_X$.

Определение размера изображения I_{HDR} : формируются значения Y, X .

Уменьшение динамического диапазона на основе адаптивного выравнивания гистограммы по алгоритму АНЕ (этап 1): формируется изображение $I_{\text{АНЕ}}(L_{\text{LDR1}})$ по выражению (3) для $B_Y \times B_X$ блоков.

Сжатие гистограммы (линейное при $G_L = G_H = 1$, нелинейное при $(G_L > 1) \vee (G_H > 1)$) (этап 2.1): формируется изображение $I_G(K_G, G_L, G_H)$ по выражению (9) в цикле по $Y \times X$ пикселям.

Линейное растяжение центральной части гистограммы и линейное растяжение (сжатие) боковых частей гистограммы (этап 2.2): формируется изображение $I_{\text{CS}}(T, T_L, T_R)$ по выражению (10) в цикле по $Y \times X$ пикселям.

Уменьшение динамического диапазона на основе линейного сжатия всей гистограммы (этап 3): формируется изображение $I_{\text{HECS}}(L_{\text{LDR2}})$ по выражению (11) в цикле по $Y \times X$ пикселям.

Выход: $I_{\text{HECS}}(L_{\text{LDR2}})$.

Результаты и оценка эффективности работы алгоритмов. Из выражений (3), (9)–(11) следует, что при постоянных значениях $Y_B, X_B, L_{\text{LDR1}}, L_{\text{LDR2}}$ результаты преобразования HECS зависят от шести параметров: $\{K_G, G_L, G_H, T, T_L, T_R\}$. На рис. 2 приведены зависимости $f = \{V_M, D_{\text{ST}}, G_A, E_I, N_{\text{LE}}\}$ от этих параметров, обозначенных через переменную S ($S = \{K_G, G_L, T, T_L\}, G_L = G_H, T_L = T_R$) при $L_{\text{LDR1}} = 2^{10}, L_{\text{LDR2}} = 2^8$ для изображения, приведенного на рис. 1. Значение $\Delta L = L_{\text{LDR1}} - L_{\text{LDR2}}$ обеспечивает запас по динамическому диапазону для растяжения необходимого фрагмента гистограммы в 4 раза.

Из рис. 2 следует, что для алгоритма HECS существуют наборы параметров $\{K_G, G_L, G_H, T, T_L, T_R\}$, обеспечивающие лучшие характеристики $\{V_M, D_{\text{ST}}, G_A, E_I, N_{\text{LE}}\}$ по сравнению с алгоритмами HE, АНЕ и СЛАНЕ (табл. 2, рис. 3, *a, b*). Это справедливо как для линейного, так и нелинейного сжатия гистограммы на этапе 2 преобразования HECS. Из табл. 1 и 2 следует, что при таком же отклонении от среднего по сравнению с алгоритмом СЛАНЕ нелинейное сжатие гистограммы в алгоритме HECS позволяет повысить градиент, энтропию и детализацию изображения после уменьшения динамического диапазона. Нелинейное сжатие гистограммы в алгоритме HECS позволяет также ограничить контраст. При этом при ограничении контраста (параметр D_{ST}) на таком же уровне, как в алгоритме СЛАНЕ, алгоритм HECS обеспечивает примерно такую же энтропию (параметр E_I) и более высокие значения G_A и N_{LE} (при большем отклонении средней яркости от 128) (см. табл. 2, рис. 3, *c*). Из рис. 3 также следует, что за счет изменения параметров алгоритма HECS возможно управление формой гистограммы: на рис. 3, *a* центральная и боковые части гистограммы примерно одинаковы по амплитуде; на рис. 3, *b* боковые части гистограммы преобладают над центральной; на рис. 3, *c* центральная часть гистограммы преобладает над боковыми. При этом, как следует из рис. 2, интервал управления характеристиками воспроизведения ИК-изображений существенно расширяется по сравнению с алгоритмом СЛАНЕ.

Временная сложность C_T^{HECS} алгоритма HECS оценена на основе числа операций обращения к памяти, которое составляет

$$C_T^{\text{HECS}} = C_T^{\text{АНЕ}} + 3YX, \quad (12)$$

где $C_T^{\text{АНЕ}}$ – временная сложность алгоритма АНЕ, $C_T^{\text{АНЕ}} = 5YX + (2L_{\text{HDR}} + L_{\text{LDR1}})B_Y B_X$.

Временная сложность $C_T^{\text{СЛАНЕ}}$ алгоритма СЛАНЕ определяется на основе $C_T^{\text{АНЕ}}$ с учетом числа операций обращения к памяти для ограничения контраста с помощью выражения $C_T^{\text{СЛАНЕ}} = C_T^{\text{АНЕ}} + 2L_{\text{HDR}}B_Y B_X$.

Пространственная сложность C_S^{HECS} (бит) алгоритма HECS оценена на основе объема буферной памяти (бит), который составляет

$$C_S^{\text{HECS}} = C_S^{\text{АНЕ}} + YX(2\log_2(L_{\text{LDR1}}) + \log_2(L_{\text{LDR2}})), \quad (13)$$

где $C_S^{\text{АНЕ}}$ – пространственная сложность алгоритма АНЕ, $C_S^{\text{АНЕ}} = \log_2(Y_B X_B)(L_{\text{HDR}}(2 + B_Y B_X) + L_{\text{LDR1}}B_Y B_X) + YX \log_2(L_{\text{LDR1}})$.

Пространственная сложность $C_S^{\text{СЛАНЕ}}$ алгоритма СЛАНЕ определяется на основе $C_S^{\text{АНЕ}}$ с учетом объема буферной памяти (бит) для ограничения контраста с помощью выражения $C_S^{\text{СЛАНЕ}} = C_S^{\text{АНЕ}} + 2L_{\text{HDR}} \log_2(Y_B X_B)$.

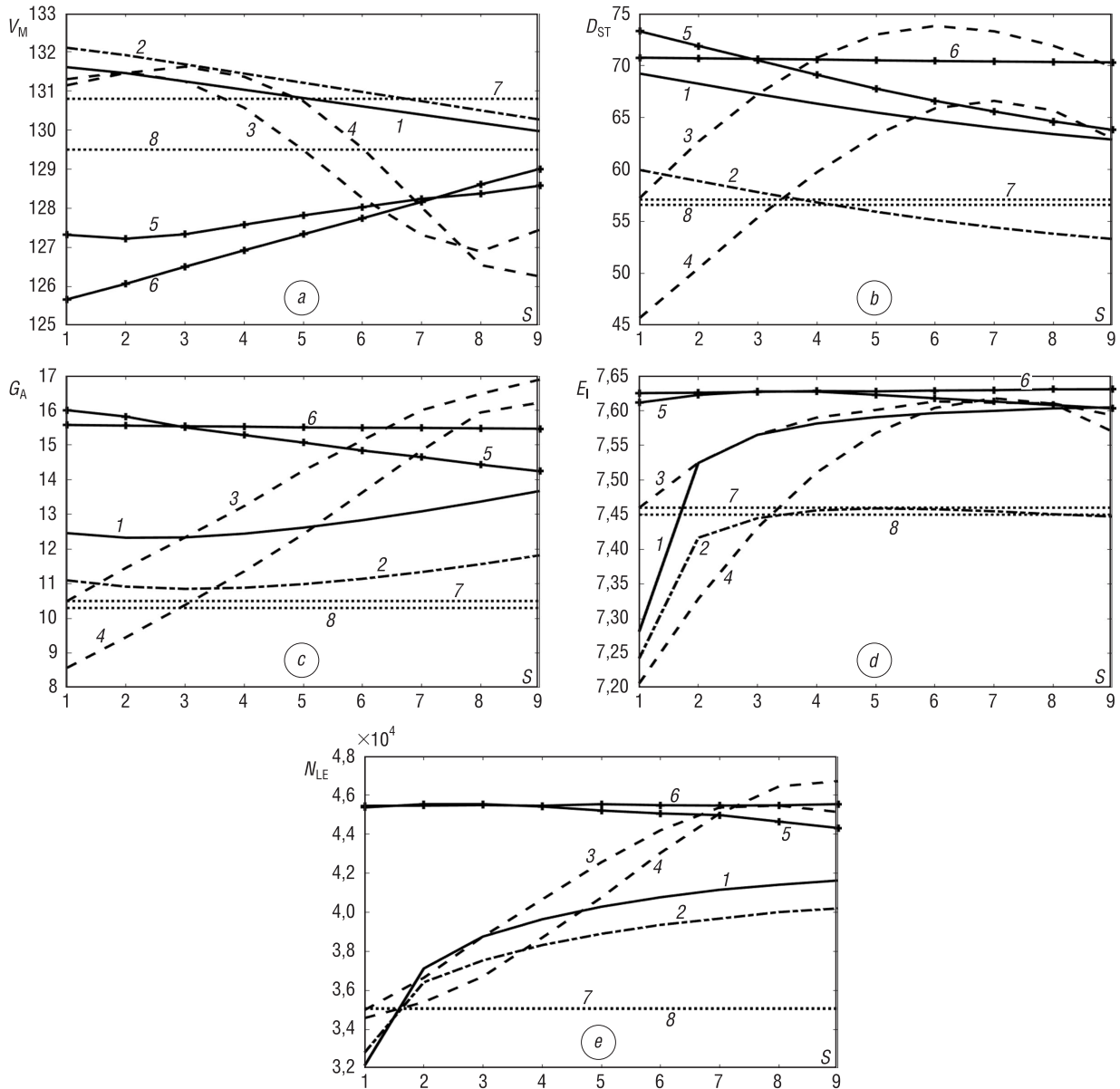


Рис. 2. Зависимости характеристик изображения (а – V_M , б – D_{ST} , в – G_A , д – E_I , е – N_{LE}) от параметров алгоритма HECS: кривая 1 – $f(T_L)$ при $G_L = 1, T = 0,1, T_L = 0,4$; кривая 2 – $f(T_L)$ при $K_G = 0,5, G_L = 2, T = 0,2, T_L = 0,2$; кривая 3 – $f(T)$ при $G_L = 1, T_L = 1, T = 0,0,4$; кривая 4 – $f(T)$ при $K_G = 0,5, G_L = 1,5, T_L = 1, T = 0,0,4$; кривая 5 – $f(G_L)$ при $K_G = 0,5, T = 0,3, T_L = 1, G_L = 1,1,84$; кривая 6 – $f(K_G)$ при $G_L = 1,2, T = 0,3, T_L = 1, K_G = 0,46,0,54$; кривая 7 – АНЕ; кривая 8 – CLAHE

Fig. 2. Dependences of the characteristics of the image (а – V_M , б – D_{ST} , в – G_A , д – E_I , е – N_{LE}) on the parameters of the HECS algorithm: curve 1 – $f(T_L)$ at $G_L = 1, T = 0,1, T_L = 0,4$; curve 2 – $f(T_L)$ at $K_G = 0,5, G_L = 2, T = 0,2, T_L = 0,2$; curve 3 – $f(T)$ at $G_L = 1, T_L = 1, T = 0,0,4$; curve 4 – $f(T)$ at $K_G = 0,5, G_L = 1,5, T_L = 1, T = 0,0,4$; curve 5 – $f(G_L)$ at $K_G = 0,5, T = 0,3, T_L = 1, G_L = 1,1,84$; curve 6 – $f(K_G)$ at $G_L = 1,2, T = 0,3, T_L = 1, K_G = 0,46,0,54$; curve 7 – АНЕ; curve 8 – CLAHE

Т а б л и ц а 2. Глобальные (средние по блокам) характеристики ИК-изображения после преобразования динамического диапазона с помощью алгоритма HECS
 T a b l e 2. Global (block-averaged) characteristics of the infrared image after conversion of the dynamic range using the HECS algorithm

Значения параметров алгоритма	Характеристики изображения				
	V_M	D_{ST}	G_A	E_I	N_{LE}
$G_L = 1,0; T = 0,25; T_L = 1$	128,3	73,8	15,1	7,61	44202
$K_G = 0,52; G_L = 1,2; T = 0,3; T_L = 1$	127,7	70,4	15,5	7,63	45484
$K_G = 0,5; G_L = 1,58; T = 0,13; T_L = 1$	131,5	56,5	10,7	7,46	37564

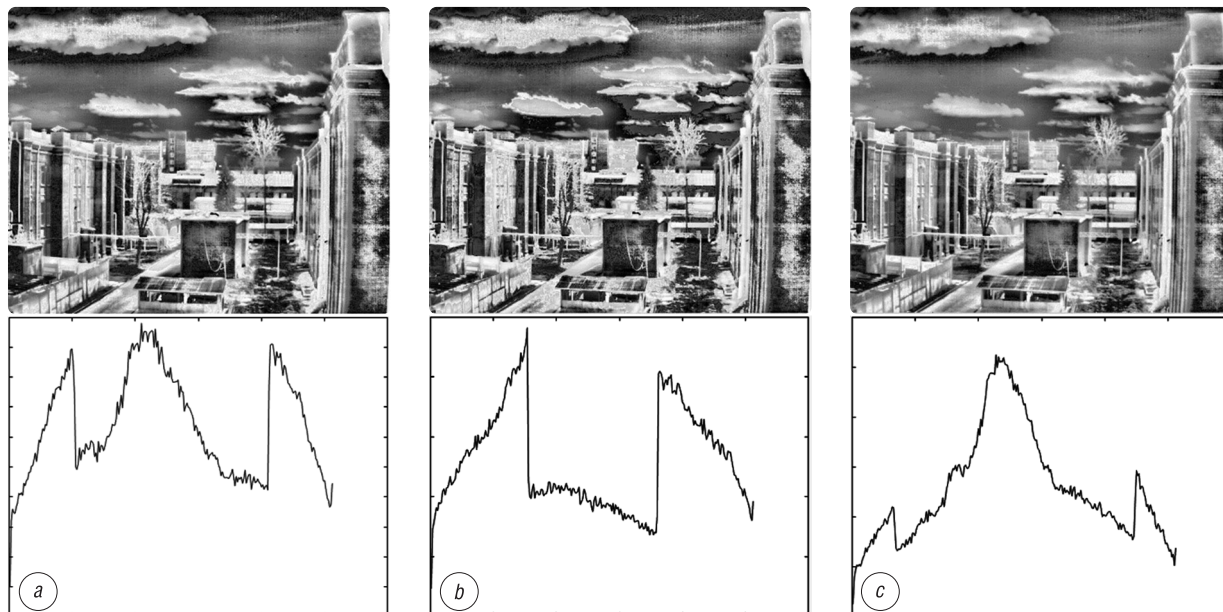


Рис. 3. Изображения и гистограммы после уменьшения динамического диапазона с помощью HECS: $a - G_L = 1,0$, $T = 0,25$, $T_L = 1$; $b - K_G = 0,52$, $G_L = 1,2$, $T = 0,3$, $T_L = 1$; $c - K_G = 0,5$, $G_L = 1,58$, $T = 0,13$, $T_L = 1$

Fig. 3. Images and histograms after dynamic range reduction using the HECS: $a - G_L = 1.0$, $T = 0.25$, $T_L = 1$; $b - K_G = 0.52$, $G_L = 1.2$, $T = 0.3$, $T_L = 1$; $c - K_G = 0.5$, $G_L = 1.58$, $T = 0.13$, $T_L = 1$

Вычислительная сложность HECS растет с увеличением $\Delta L = L_{LDR1} - L_{LDR2}$ (из-за увеличения размера гистограммы) и уменьшением $Y_B \times X_B$ (из-за увеличения числа блоков) (табл. 3). Вычислительная сложность АНЕ и CLAHE также растет с уменьшением размера блока. По сравнению с АНЕ алгоритм HECS имеет в 1,1–3,4 раза более высокую пространственную сложность и в 1,0–1,6 раза более высокую временную сложность в зависимости от размера блока и ΔL . Пространственная сложность HECS также выше по сравнению с CLAHE. Соотношение между временными сложностями HECS и CLAHE зависит от размера блока и ΔL . При $Y_B = X_B = 128$ алгоритм HECS проигрывает алгоритму CLAHE по временной сложности в 1,11–1,22 раза в зависимости от ΔL . При $Y_B = X_B \leq 64$ алгоритм HECS выигрывает у CLAHE во временной сложности в 1,31 раза и более.

С увеличением ΔL показатели качества растут (рис. 4). Показатель детализации N_{LE} растет за исключением двух случаев. Для варианта $L_{LDR1} = 10$ и $L_{LDR2} = 8$ наблюдается резкий рост показателей качества по сравнению с вариантом $L_{LDR1} = L_{LDR2} = 8$ при незначительном увеличении временной и пространственной сложности (см. табл. 3 для $Y_B = X_B = 64$). Лучшее качество обеспечивается при $L_{LDR1} = 14$, но оно незначительно отличается от варианта $L_{LDR1} = 10$ и сопровождается увеличением временной и пространственной сложности по сравнению с вариантом $L_{LDR1} = L_{LDR2} = 8$ в 1,25 и 1,8 раза (см. табл. 3 для $Y_B = X_B = 64$).

Т а б л и ц а 3. Вычислительная сложность алгоритмов (для изображений 480×640 пикселей)

Table 3. Computational complexity of algorithms (for images 480×640 pixels)

Параметры алгоритмов	Временная сложность алгоритмов			Пространственная сложность алгоритмов		
	АНЕ	CLAHE	HECS	АНЕ	CLAHE	HECS
$L_{LDR1} = 8, Y_B = X_B = 128$	2 155 200	2 769 600	3 076 800	7 284 352	7 743 104	1 465 7152
$L_{LDR1} = 14, Y_B = X_B = 128$			3 379 200			2 442 0352
$L_{LDR1} = 8, Y_B = X_B = 64$	4 012 800	6 470 400	4 934 400	1 782 6816	1 822 0032	2 519 9616
$L_{LDR1} = 14, Y_B = X_B = 64$			6 144 000			4 524 4416
$L_{LDR1} = 8, Y_B = X_B = 32$	11 443 200	2 127 3600	12 364 800	5 270 5280	5 303 2960	6 007 8080
$L_{LDR1} = 14, Y_B = X_B = 32$			17 203 200			11 399 1680

С увеличением Y_B ($Y_B = X_B$) показатели качества и детализации падают (рис. 5). Однако при малых размерах блока на однородном фоне могут проявляться артефакты из-за интерполяции в алгоритме АНЕ (горизонтальные полосы на рис. 6, *a, b*). Они практически незаметны для $Y_B = 64$ (рис. 6, *c*) при лучших по сравнению с вариантом $Y_B = 128$ качестве и детализации (рис. 6, *d*).

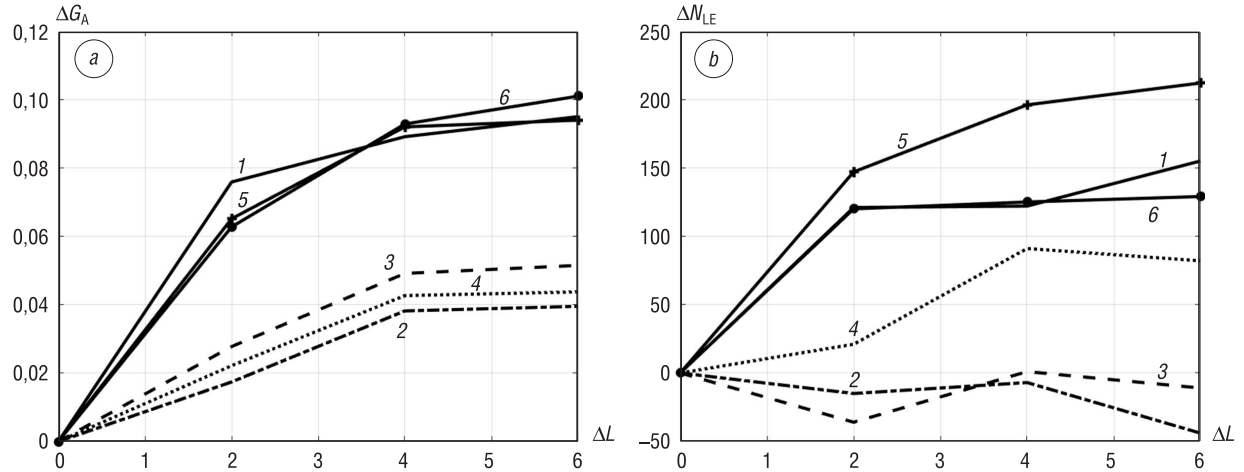


Рис. 4. Зависимости разностей показателей качества воспроизведения (*a* – $\Delta G_A = G_A(\Delta L) - G_A(\Delta L_2)$) и детализации изображения (*b* – $\Delta N_{LE} = N_{LE}(\Delta L) - N_{LE}(\Delta L_2)$) от ΔL для средних значений перестраиваемых параметров HECS, $\Delta L = \{0, 2, 4, 6\}$, $\Delta L_2 = 0$ ($L_{LDR2} = 8$): кривая 1 – $G_L = 1, T = 0,1, T_L = 2$; кривая 2 – $K_G = 0,5, G_L = 2, T = 0,2, T_L = 1$; кривая 3 – $G_L = 1, T_L = 1, T = 0,2$; кривая 4 – $K_G = 0,5, G_L = 1,5, T_L = 1, T = 0,2$; кривая 5 – $K_G = 0,5, T = 0,3, T_L = 1, G_L = 1,4$; кривая 6 – $G_L = 1,2, T = 0,3, T_L = 1, K_G = 0,5$

Fig. 4. Dependences of the differences between the indicators of reproduction quality (*a* – $\Delta G_A = G_A(\Delta L) - G_A(\Delta L_2)$) and detailing of image (*b* – $\Delta N_{LE} = N_{LE}(\Delta L) - N_{LE}(\Delta L_2)$) on the ΔL for the average values of the tunable parameters of the HECS, $\Delta L = \{0, 2, 4, 6\}$, $\Delta L_2 = 0$ ($L_{LDR2} = 8$): curve 1 – $G_L = 1, T = 0.1, T_L = 2$; curve 2 – $K_G = 0.5, G_L = 2, T = 0.2, T_L = 1$; curve 3 – $G_L = 1, T_L = 1, T = 0.2$; curve 4 – $K_G = 0.5, G_L = 1.5, T_L = 1, T = 0.2$; curve 5 – $K_G = 0.5, T = 0.3, T_L = 1, G_L = 1.4$; curve 6 – $G_L = 1.2, T = 0.3, T_L = 1, K_G = 0.5$

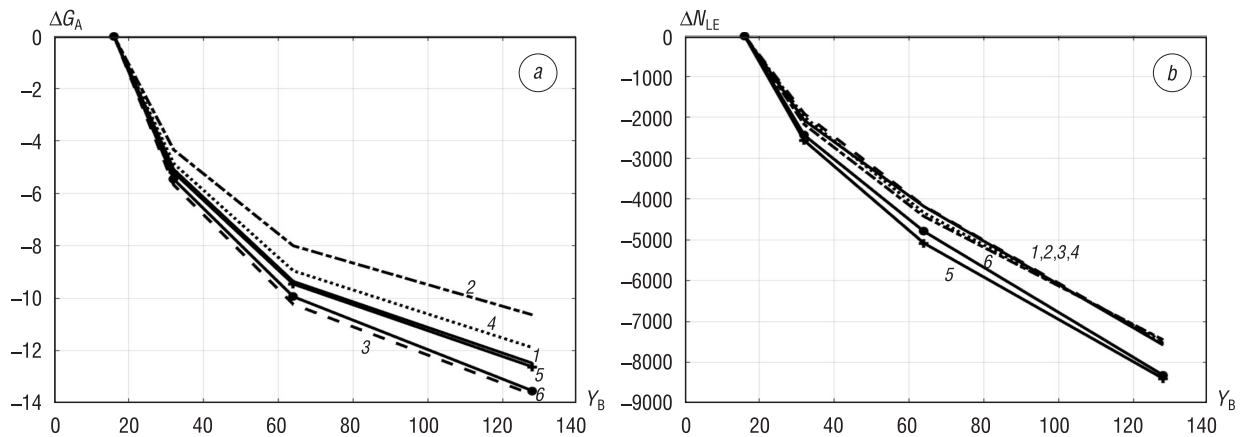


Рис. 5. Зависимости разностей показателей качества воспроизведения (*a* – $\Delta G_A = G_A(Y_B) - G_A(Y_{B2})$) и детализации изображения (*b* – $\Delta N_{LE} = N_{LE}(Y_B) - N_{LE}(Y_{B2})$) от Y_B для средних значений перестраиваемых параметров алгоритма HECS, $Y_B = \{16, 32, 64, 128\}$, $Y_{B2} = 16$: кривая 1 – $G_L = 1, T = 0,1, T_L = 2$; кривая 2 – $K_G = 0,5, G_L = 2, T = 0,2, T_L = 1$; кривая 3 – $G_L = 1, T_L = 1, T = 0,2$; кривая 4 – $K_G = 0,5, G_L = 1,5, T_L = 1, T = 0,2$; кривая 5 – $K_G = 0,5, T = 0,3, T_L = 1, G_L = 1,4$; кривая 6 – $G_L = 1,2, T = 0,3, T_L = 1, K_G = 0,5$

Fig. 5. Dependences of the differences between the indicators of reproduction quality (*a* – $\Delta G_A = G_A(Y_B) - G_A(Y_{B2})$) and detailing of image (*b* – $\Delta N_{LE} = N_{LE}(Y_B) - N_{LE}(Y_{B2})$) on the Y_B for the average values of the tunable parameters of the HECS algorithm, $Y_B = \{16, 32, 64, 128\}$, $Y_{B2} = 16$: curve 1 – $G_L = 1, T = 0.1, T_L = 2$; curve 2 – $K_G = 0.5, G_L = 2, T = 0.2, T_L = 1$; curve 3 – $G_L = 1, T_L = 1, T = 0.2$; curve 4 – $K_G = 0.5, G_L = 1.5, T_L = 1, T = 0.2$; curve 5 – $K_G = 0.5, T = 0.3, T_L = 1, G_L = 1.4$; curve 6 – $G_L = 1.2, T = 0.3, T_L = 1, K_G = 0.5$

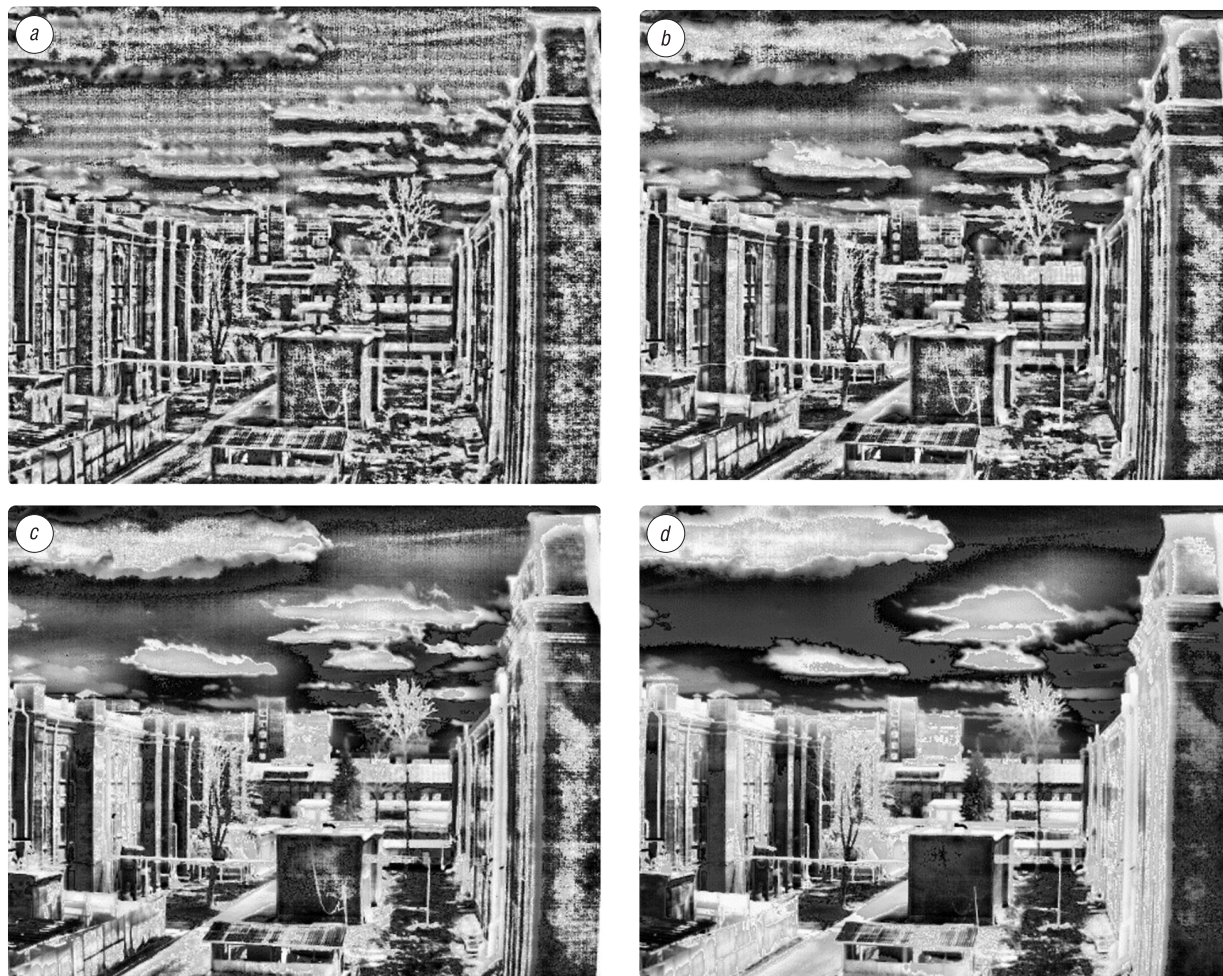


Рис. 6. Преобразованные ИК-изображения при различных размерах блоков: $a - 16 \times 16$, $b - 32 \times 32$, $c - 64 \times 64$, $d - 128 \times 128$
 Fig. 6. Converted infrared images at different block sizes: $a - 16 \times 16$, $b - 32 \times 32$, $c - 64 \times 64$, $d - 128 \times 128$

Таблица 4. Средние выигрыши в глобальных характеристиках ИК-изображений после преобразования динамического диапазона для алгоритма HECS по сравнению с АНЕ и CLАНЕ

Table 4. The average gains in the global characteristics of the IR image after converting the dynamic range for HECS algorithm compared with АНЕ CLАНЕ

Y_B	Средние выигрыши (%) в сравнении с АНЕ				Средние выигрыши (%) в сравнении с CLАНЕ			
	\widehat{D}_{ST}	\widehat{G}_A	\widehat{E}_I	\widehat{N}_{LE}	\widehat{D}_{ST}	\widehat{G}_A	\widehat{E}_I	\widehat{N}_{LE}
32	8,4	15,4	28,0	11,2	11,1	18,8	37,2	10,5
64	7,0	41,0	44,9	15,8	9,9	46,0	50,1	15,8

В табл. 4 приведены выигрыши (в процентах) алгоритма HECS по сравнению с алгоритмами АНЕ и CLАНЕ по контрастности \widehat{D}_{ST} , среднему градиенту \widehat{G}_A , энтропии \widehat{E}_I и количеству локальных экстремумов \widehat{N}_{LE} , усредненные по блокам 64×64 пикселей и 94 ландшафтными ИК-изображениям, при $Y_B = \{32, 64\}$, $L_{HDR} = 14$, $L_{LDR1} = 10$, $L_{LDR2} = 8$.

Для вычисления выигрышей использованы следующие выражения:

$$\widehat{D}_{ST} = 100(D_{ST}^{HECS} - D_{ST}^Z) / D_{ST}^Z, \quad (14)$$

$$\widehat{G}_A = 100(G_A^{HECS} - G_A^Z) / G_A^Z, \quad (15)$$

$$\widehat{E}_I = 100((8 - E_I^Z) - (8 - E_I^{HECS})) / (8 - E_I^Z), \quad (16)$$

$$\widehat{N}_{LE} = 100(N_{LE}^{HECS} - N_{LE}^Z) / N_{LE}^Z, \quad (17)$$

где $Z = \{\text{АНЕ, CLАНЕ (порог 0,7)}\}$.

Из табл. 4 следует, что с увеличением размера блока для адаптивного выравнивания гистограммы выигрыши \widehat{G}_A , \widehat{E}_I , \widehat{N}_{LE} алгоритма HECS по отношению к алгоритмам АНЕ и CLАНЕ увеличиваются, а \widehat{D}_{ST} – уменьшаются.

Заклучение. Для повышения качества и расширения интервала управления характеристиками воспроизведения ИК-изображений при уменьшении их динамического диапазона предложен алгоритм на основе адаптивного выравнивания, растяжения и сжатия гистограммы. Сущность алгоритма состоит в двойном уменьшении динамического диапазона изображения с промежуточным управлением формой его гистограммы за счет ее частичного растяжения и сжатия.

По сравнению с известными алгоритмами адаптивного выравнивания гистограммы предложенный алгоритм обеспечивает повышение контрастности, среднего градиента, энтропии и детализации после преобразования динамического диапазона ИК-изображения. Выигрыши достигаются за счет увеличения вычислительной сложности.

Список использованных источников

1. Enhancement of low illumination images based on an optimal hyperbolic tangent profile / S. C. Liu [et al.] // *Comput. Electr. Eng.* – 2018. – Vol. 70. – P. 538–550. <https://doi.org/10.1016/j.compeleceng.2017.08.026>
2. Zhi, N. An enhancement algorithm for coal mine low illumination images based on bi-Gamma function / N. Zhi, S. Mao, M. Li // *J. Liaoning Tech. Univ.* – 2018. – Vol. 37, № 1. – P. 191–197. <https://doi.org/10.11956/j.issn.1008-0562.2018.01.034>
3. Nithyananda, C.R. Review on Histogram Equalization based Image Enhancement Techniques / C.R. Nithyananda, A. C. Ramachandra, Preethi // *2016 International Conference on Electrical, Electronics, and Optimization Techniques (ICEEOT)*. – Chennai, 2016. – P. 2512–2517. <https://doi.org/10.1109/ICEEOT.2016.7755145>
4. Kim, T.K. Contrast enhancement system using spatially adaptive histogram equalization with temporal filtering / T.K. Kim, J.K. Paik, B.S. Kang // *IEEE Trans. Consum. Electron.* – 1998. – Vol. 44, №1. – P. 82–87. <https://doi.org/10.1109/30.663733>
5. Reza, A.M. Realization of the contrast limited adaptive histogram equalization (CLAHE) for real-time image enhancement / A. M. Reza // *Journal of VLSI Signal Process.-Syst. Signal Image Video Technol.* – 2004. – Vol. 38, № 1. – P. 35–44. <https://doi.org/10.1023/B:VLSI.0000028532.53893.82>
6. Nandal, A. Contrast-based image enhancement algorithm using greyscale and color space / A. Nandal, V. Bhaskar, A. Dhaka // *IET Signal Process.* – 2018. – Vol. 12, №4. – P. 514–521. <https://doi.org/10.1049/iet-spr.2017.0272>
7. Xu, Q. Low-light image enhancement algorithm based on the wavelet transform and Retinex theory / Q. Xu, J. Cui, B. Chen // *J. Hunan Univ. Arts Sci.* – 2017. – Vol. 29, №2. – P. 41–46. <https://doi.org/10.1007/s11801-018-8046-5>
8. Low-Light Image Enhancement via a Deep Hybrid Network / W. Ren [et al.] // *IEEE Trans. Image Process.* – 2019. – Vol. 28, №9. – P. 4364–4375. <https://doi.org/10.1109/TIP.2019.2910412>
9. Fast Image Enhancement Based on Maximum and Guided Filters / D. Zhu [et al.] // *2019 IEEE International Conference on Image Processing (ICIP)*. – Taipei, 2019. – P. 4080–4084. <https://doi.org/10.1109/ICIP.2019.8803591>
10. Kim, J.-Y. An advanced contrast enhancement using partially overlapped sub-block histogram equalization / J.-Y. Kim, L.-S. Kim, S.-H. Hwang // *IEEE Transactions on Circuits and Systems for Video Technology*. – 2001. – Vol. 11, №4. – P. 475–484. <https://doi.org/10.1109/76.915354>
11. Huang, S.-C. Image contrast enhancement for preserving mean brightness without losing image features / S.-C. Huang, C.-H. Yeh // *Engineering Applications of Artificial Intelligence*. – 2013. – Vol. 26, №5. – P. 1487–1492. <https://doi.org/10.1016/j.engappai.2012.11.011>
12. Al-Sammarai, M.F. Contrast enhancement of roads images with foggy scenes based on histogram equalization / M.F. Al-Sammarai // *10th International Conference on Computer Science and Education (ICCSE)*. – Cambridge, 2015. – P. 95–101. <https://doi.org/10.1109/ICCSE.2015.7250224>

References

1. Liu S. C., Liu S., Wu H., Rahman Md. A., Ching-Feng Lin S., Wong C. Y., Kwok N., Shi H. Enhancement of low illumination images based on an optimal hyperbolic tangent profile. *Computers & Electrical Engineering*, 2018, vol. 70, pp. 538–550. <https://doi.org/10.1016/j.compeleceng.2017.08.026>
2. Zhi N., Mao S., Li M. An enhancement algorithm for coal mine low illumination images based on bi-Gamma function. *Journal of Liaoning Technical University*, 2018, vol. 37, no. 1, pp. 191–197. <https://doi.org/10.11956/j.issn.1008-0562.2018.01.034>
3. Nithyananda C. R., Ramachandra A. C., Preethi. Review on Histogram Equalization based Image Enhancement Techniques. *2016 International Conference on Electrical, Electronics, and Optimization Techniques (ICEEOT)*. Chennai, 2016, pp. 2512–2517. <https://doi.org/10.1109/ICEEOT.2016.7755145>
4. Kim T. K., Paik J. K., Kang B. S. Contrast enhancement system using spatially adaptive histogram equalization with temporal filtering. *IEEE Transactions on Consumer Electronics*, 1998, vol. 44, no. 1, pp. 82–87. <https://doi.org/10.1109/30.663733>
5. Reza A. M. Realization of the contrast limited adaptive histogram equalization (CLAHE) for real-time image enhancement. *The Journal of VLSI Signal Processing-Systems for Signal, Image, and Video Technology*, 2004, vol. 38, no. 1, pp. 35–44. <https://doi.org/10.1023/B:VLSI.0000028532.53893.82>
6. Nandal A., Bhaskar V., Dhaka A. Contrast-based image enhancement algorithm using greyscale and color space. *IET Signal Processing*, 2018, vol. 12, no. 4, pp. 514–521. <https://doi.org/10.1049/iet-spr.2017.0272>

7. Xu Q., Cui J., Chen B. Low-light image enhancement algorithm based on the wavelet transform and Retinex theory. *Journal of Human University, Arts Science*, 2017, vol. 29, no. 2, pp. 41–46. <https://doi.org/10.1007/s11801-018-8046-5>
8. Ren W., Liu S., Ma L., Xu Q., Xu X., Cao X., Du J., Yang M.-H. Low-Light Image Enhancement via a Deep Hybrid Network. *IEEE Transactions on Image Processing*, 2019, vol. 28, no. 9, pp. 4364–4375. <https://doi.org/10.1109/TIP.2019.2910412>
9. Zhu D., Chen G., Michelini P.N., Liu H. Fast Image Enhancement Based on Maximum and Guided Filters. *2019 IEEE International Conference on Image Processing (ICIP)*. Taipei, 2019, pp. 4080–4084. <https://doi.org/10.1109/ICIP.2019.8803591>
10. Kim J.-Y., Kim L.-S., Hwang S.-H. An advanced contrast enhancement using partially overlapped sub-block histogram equalization. *IEEE Transactions on Circuits and Systems for Video Technology*, 2001, vol. 11, no. 4, pp. 475–484. <https://doi.org/10.1109/76.915354>
11. Huang S.-C., Yeh C.-H. Image contrast enhancement for preserving mean brightness without losing image features. *Engineering Applications of Artificial Intelligence*, 2013, vol. 26, no. 5, pp. 1487–1492. <https://doi.org/10.1016/j.engappai.2012.11.011>
12. Al-Sammaraiya M.F. Contrast enhancement of roads images with foggy scenes based on histogram equalization. *10th International Conference on Computer Science and Education (ICCSE)*. Cambridge, 2015, pp. 95–101. <https://doi.org/10.1109/ICCSE.2015.7250224>

Информация об авторах

Рудиков Станислав Игоревич – магистр технических наук, заместитель директора по информационным технологиям, унитарное предприятие «НТЦ «ЛЭМТ» БелОМО» (ул. Макаенка 23/1, 220114, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0002-9612-9487>. E-mail: stanislav.rudikov@gmail.com

Цветков Виктор Юрьевич – доктор технических наук, доцент, заведующий кафедрой инфокоммуникационных технологий, Белорусский государственный университет информатики и радиоэлектроники (ул. П. Бровки, 6, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: vtsvet@bsuir.by

Шкадаревич Алексей Петрович – академик Национальной академии наук Беларуси, доктор физико-математических наук, профессор, директор унитарного предприятия «НТЦ «ЛЭМТ» БелОМО» (ул. Макаенка, 23/1, 220114, Минск, Республика Беларусь). E-mail: office@lemt.by

Information about the authors

Stanislav I. Rudikov – Master of Engineering, Information Technology Deputy Director, Unitary Enterprise “STC “LEMT” BelOMO” (23/1, Makayonok Str., 220114, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0002-9612-9487>. E-mail: stanislav.rudikov@gmail.com

Viktar Yu. Tsviatkou – D. Sc. (Engineering), Associate Professor, Head of the Department of Infocommunications, Belarusian State University of Informatics and Radioelectronics (6, Brovka Str., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: vtsvet@bsuir.by

Alexey P. Shkadarevich – Academician of the National Academy of Science of Belarus, D. Sc. (Physics and Mathematics), Professor, CEO of Unitary Enterprise “STC “LEMT” BelOMO” (23/1, Makayonok Str., 220114, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: office@lemt.by

А. П. Крень*Институт прикладной физики Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь***ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПЛАСТИЧНОСТИ МЕТАЛЛОВ УДАРНЫМ ВДАВЛИВАНИЕМ
СФЕРИЧЕСКОГО ИНДЕНТОРА**

Аннотация. Рассмотрены вопросы измерения пластических характеристик металлов. Показано, что характеристики материалов, используемые для сравнения их пластичности, не являются сопоставимыми и зависят в разной степени от величины деформации, скорости деформации, модуля упругости. В то же время более физически обоснована величина пластичности, которая определяется по соотношению пластической деформации к общей деформации. Показано, что одним из оптимальных методов измерения пластичности (индекса пластичности) является индентирование. Изучена возможность применения для этой цели ударного микроиндентирования и предложены выражения, позволяющие рассчитать пластичность по результатам однократного вдавливания сферического индентора. Показаны особенности расчета деформации при данном виде испытаний. Установлено, что значения пластичности, получаемые исходя из соотношений глубин пластического и упругого внедрения индентора, эквивалентны значениям, рассчитываемым исходя из энергетических соотношений при ударе. Проведены экспериментальные исследования на металлах, имеющих различные твердость и вид кристаллической решетки. Впервые показано влияние скорости деформации, деформации и энергии удара (предударной скорости) на рассчитываемое значение пластичности при вдавливании сферы со скоростями деформации $\sim 10^3 \text{ с}^{-1}$. Показано, что при достижении деформации, соответствующей началу наступления полной пластичности при индентировании, достигается максимальная чувствительность измеряемого параметра пластичности для различных металлов.

Ключевые слова: ударное индентирование, пластичность, скорость деформации, модуль упругости, сферический индентор

Для цитирования: Крень, А. П. Определение пластичности металлов ударным вдавливанием сферического индентора / А. П. Крень // Вест. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2021. – Т. 66, №4. – С. 483–495. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-483-495>

Alexander P. Kren*Institute of Applied Physics of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus***DETERMINATION OF THE PLASTICITY OF METALS BY IMPACT INDENTATION
OF A SPHERICAL INDENTER**

Abstract. The problems of measuring the plastic characteristics of metals are considered. It is shown that the characteristics of materials used to compare their plasticity are not comparable and depend in the different degrees on the values of strain, strain rate, and modulus of elasticity. At the same time, the value of plasticity is more physically substantiated, which is determined by the ratio of plastic strain to total strain. It is shown that one of the optimal methods for measuring plasticity (plasticity index) is indentation. The possibility of using impact microindentation for this purpose is studied and expressions are proposed that allow calculating the plasticity based on the results of a single indentation of a spherical indenter. The specialties of the calculation of strain for this type of testing are shown. It was found that the values of plasticity obtained from the ratios of the depths of the plastic and elastic penetration of the indenter are equivalent to the values calculated from the energy ratios upon impact. Experimental studies have been carried out on metals with different hardness and type of crystal lattice. For the first time, the effect of strain rate, deformation, and impact energy (initial impact velocity) on the calculated value of plasticity when a sphere is impressed with strain rates of $\sim 10^3 \text{ s}^{-1}$ is shown. It is shown that when the strain corresponding to the onset of full plasticity during indentation is reached, the maximum sensitivity of the measured plasticity parameter for various metals is achieved.

Keywords: impact indentation, plasticity, strain rate, elastic modulus, spherical indenter

For citation: Kren A. P. Determination of the plasticity of metals by impact indentation of a spherical indenter. *Vesti Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 4, pp. 483–495 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-483-495>

Введение. Определение пластических свойств металлов имеет большое значение при оценке качества изготовления как полуфабрикатов, так и готовых изделий. Пластичность является важнейшей характеристикой, по которой оценивается способность материалов претерпевать значительную пластическую деформацию перед разрушением. Благодаря этому свойству металлы поддаются ковке, прокатке, вытягиванию, штамповке. Это свойство обеспечивает перераспределение локальных напряжений по всему объему материала, тем самым уменьшая опасность разрушения.

Как известно, стандартизованными мерами пластичности принято считать относительное удлинение δ_p и относительное сужение ψ , определяемые при разрушении во время испытаний на растяжение на испытательных машинах (ISO 6892-1:2019 «Metallic materials – Tensile testing. Part 1: Method of test at room temperature»). Относительное удлинение при разрыве δ_p представляет собой отношение приращения длины образца после его разрыва к первоначальной расчетной длине l_0 :

$$\delta_p = \frac{l_k - l_0}{l_0}, \quad (1)$$

где l_k – длина образца после разрыва.

Величину ψ рассчитывают как отношение уменьшения поперечного сечения разорванного образца к первоначальной площади поперечного сечения F_0 :

$$\psi = \frac{F_0 - F_k}{F_0}, \quad (2)$$

где F_k – площадь поперечного сечения в месте разрыва.

Данные показатели определяются разрушающим методом, не относящимся к экспресс-методам, которые крайне необходимы при диагностике технического состояния потенциально опасного промышленного оборудования: трубопроводов, сосудов, работающих под избыточным давлением, несущих элементов конструкций. Нельзя подвергнуть сомнению важность параметров δ_p , ψ и других аналогичных им с технической точки зрения, однако с физической точки зрения они не всегда обоснованы. Хорошо известно, что δ_p , ψ зависят от величины деформации ε , чувствительны к скорости деформации и показателю деформационного упрочнения. В [1, 2] отмечается, что этот вид испытаний непригоден для малопластичных и хрупких материалов, таких как керамика, квазикристаллы, интерметаллиды, аморфные металлические сплавы и различные композиты. Кроме того, такой путь определения пластичности является довольно трудоемким. В связи с этим вопросы разработки неразрушающих методов оценки физически обоснованных параметров, характеризующих пластичность, являются в настоящее время актуальными.

Разработка оптимальных методов определения пластичности прежде всего связана с применением методов индентирования, поскольку твердость H по сути представляет собой комплексную механическую характеристику, являющуюся функцией как прочностных, так и пластических свойств материала. Выполнен ряд работ, в которых делаются попытки найти связь между различными характеристиками: твердостью, работой индентирования, вязкостью разрушения, пластичностью, пределом текучести и др. [3, 4]. Поскольку в промышленности пользуются в основном параметром δ_p , то прежде всего были найдены связи между H и δ_p . Так, в [5] для контроля пластичности низколегированной стали была предложена эмпирическая формула

$$\delta_p = 1725 \cdot H^{-0,79} (\%), \quad (3)$$

где H – твердость по Бринеллю, кг/мм².

Другая формула, приведенная в [6], относится к стали 09Г2 (ГОСТ 19 282-73):

$$\delta_p = -0,23HB + 67,6 (\%), \quad (4)$$

где HB – твердость по Бринеллю.

Из представленных формул (3) и (4) следует, что пластичность выражается величиной, обратно пропорциональной статической твердости, величина которой отражает в том числе и прочностные свойства материала: связь твердости с пределом прочности хорошо известна

(ASTM A370-14. «Standard test methods and definitions for mechanical testing of steel products»). При этом формулы не являются универсальными, их можно использовать только для конкретных металлов. Кроме того, если сопоставлять формулы (1) и (2) с (3) и (4), то можно сделать вывод, что они содержат принципиально разные подходы к оценке пластичности. В первом случае усилие, прикладываемое к образцу, не нормируется, а учитывается только пластическая деформация в момент разрыва образца. Во втором – при оценке пластичности по твердости измеряется деформация (в виде площади отпечатка), строго привязанная к заданному усилию вдавливания.

В [1, 7, 8] впервые было введено понятие и развиты теоретические представления о новой характеристике пластичности δ_H , определяемой при вдавливании в материал алмазной пирамиды Виккерса. Параметр δ_H рассчитывается как отношение величины пластической деформации к общей деформации в отпечатке испытуемого материала, образованном вдавливанием пирамиды:

$$\delta_H = \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_t} = 1 - \frac{\varepsilon_e}{\varepsilon_t}, \quad (5)$$

где ε_p , ε_e и ε_t – соответственно пластическая, упругая и общая деформации в отпечатке.

Если применяемое оборудование позволяет производить запись кривой нагружения и разгрузки материала в координатах «контактное усилие P – перемещение индентора h », то характеристика пластичности может быть найдена также согласно выражению [9]

$$\delta_W = \frac{W_p}{W_t} = 1 - \frac{W_e}{W_t}, \quad (6)$$

где W_p , W_e и W_t – соответственно пластическая, упругая и общая работа деформирования материала.

Рассчитанная согласно (5) и (6) величина пластичности не равна значениям, получаемым по формулам (1)–(4), однако, как показано в [1], является физически более обоснованной. При этом для статического вдавливания установлено, что $\delta_H \approx \delta_W$ [9] при условии эквивалентности условий нагружения. Если рассматривать предложенный способ оценки пластичности δ_H с точки зрения практики, то необходимо отметить, что статическое индентирование пирамидой Виккерса требует тщательной подготовки поверхности и в настоящее время применяется, как правило, только при исследовании образцов. Способ практически не используется для контроля металлов в производственных условиях.

Цель настоящей работы – оценка возможности использования характеристик δ_H и δ_W для оценки пластичности металлов методом динамического (микроударного) индентирования, который может быть применен для исследования свойств непосредственно изделий. Эти исследования важны для неразрушающего контроля материалов, поскольку пластичность является одним из параметров, который используется при установлении остаточного ресурса оборудования.

Теоретические положения. Использование пирамиды для расчета δ_H имеет ряд преимуществ:

- 1) постоянная величина деформации (около 8 %),
- 2) квазистатическое вдавливание исключает эффекты вызванные скоростью деформации,
- 3) возможность оценки пластичности для хрупких материалов.

В то же время δ_H для металлов с объемноцентрированной кубической (ОЦК), гранецентрированной кубической (ГЦК) и гексагональной плотноупакованной (ГЦК) кристаллическими решетками находится в диапазоне 0,94–0,99. Такой малый диапазон изменения требует проведения высокоточных измерений, что в производственных условиях практически не возможно. Более удобным с этой точки зрения является применение динамического индентирования, которое не требует создания замкнутой силовой системы «образец – нагружающее устройство». В простейшем случае этот принцип реализован при измерении твердости по Шору, а также в твердомерах динамического принципа действия для измерения твердости по Либу. В последнее время развивается метод динамического инструментального индентирования различных материалов [10–12], позволяющий регистрировать весь процесс внедрения индентора.

В настоящей работе предлагается применить для оценки пластичности метод динамического индентирования (МДИ) и сферический индентор. Отказ от использования пирамиды в качестве индентора вызван тем, что, к сожалению, динамические нагрузки приводят к быстрому скалыванию острия пирамиды и получению недостоверных результатов. Сам МДИ заключается в однократном микроударном воздействии на материал жестким индентором и регистрации изменения во времени основных параметров ударного контакта: скорости внедрения $V(t)$ (рис. 1, *a*), контактного усилия $P(t)$, глубины внедрения $h(t)$. При этом оборудование для применения МДИ (описание приведено в следующем разделе) максимально удобно для испытания металлов, поскольку позволяет осуществлять быструю замену индентора (варьировать радиус наконечника) и изменять энергию удара. Это дает возможность получить различные соотношения величин пластической и упругой деформации в отпечатке для повышения чувствительности параметров ударного взаимодействия к изменению пластических свойств металлов.

Основным источником информации о свойствах материала при индентировании является зависимость «контактное усилие P – глубина вдавливания индентора h ». Типичный вид такой зависимости при испытании упругопластического материала показан на рис. 1, *b*. Она включает стадию нагружения, на которой глубина внедрения увеличивается, и стадию разгрузки, на которой происходит восстановление упругих деформаций, запасенных в материале при деформировании. Как видно из рис. 1, *b*, по зависимости можно непосредственно определить значения пластической h_p , упругой h_e и максимальной h_{max} глубин вдавливания индентора. Также она дает возможность рассчитать значение W_p , W_e и W_t через соответствующие площади под кривой нагружения.

Особенностью динамического нагружения по отношению к статическому является несовпадение максимального усилия и максимального внедрения во времени. Максимальное усилие достигается несколько ранее. Этот факт является интересным для дальнейшего исследования применительно к пластичности материалов.

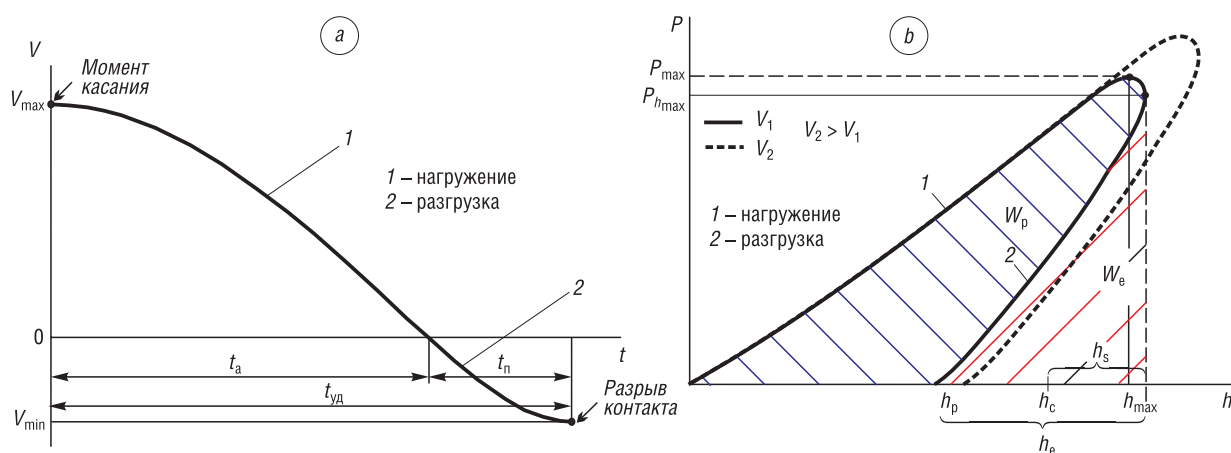


Рис. 1. Характерные зависимости, описывающие процесс внедрения индентора в металл: *a* – зависимость изменения скорости $V(t)$, *b* – изменение контактного усилия от глубины вдавливания $P(h)$

Fig. 1. Typical dependences describing the process of penetration of the indenter into the metal: *a* – change of the velocity $V(t)$, *b* – change in the force from the depth of indentation $P(h)$

Рассмотрим возможность измерения параметра δ_H при динамическом индентировании сферическим индентором. Пластичность будем определять по формулам (5) и (6). Для выражения деформации воспользуемся рекомендациями Тейбора [13], в соответствии с которыми общая деформация ε_t в отпечатке (рис. 2) в момент достижения максимальной глубины вдавливания h_{max} будет равна

$$\varepsilon_t = 0,2 \frac{d_c}{D}, \quad (7)$$

где d_c – контактный диаметр пластического отпечатка, D – диаметр сферического наконечника индентора.

После завершения удара и восстановления упругих деформаций в отпечатке остается пластический отпечаток глубиной h_p , диаметр проекции которого остается равным контактному диаметру d_c [14, 15], а диаметр сферы, которой может быть описан отпечаток в испытуемом металле, становится равным D_1 . Диаметр D_1 всегда больше, чем диаметр сферического наконечника индентора D (см. рис. 2).

По аналогии с формулой (7) выражение для пластической деформации можно записать следующим образом:

$$\varepsilon_p = 0,2 \frac{d_c}{D_1}. \quad (8)$$

Найдем выражение, связывающее D и D_1 , используя геометрическое соотношение между d_c и контактной глубиной h_c . Для момента, соответствующего максимальному внедрению h_{max} , для развитых пластических деформаций можно записать [15]: $d_c = 2\sqrt{Dh_c}$. После завершения удара контактный диаметр будет равен: $d_c = 2\sqrt{D_1h_p}$. Откуда:

$$D_1 = D \frac{h_c}{h_p}. \quad (9)$$

Подставляя D_1 в формулу (8), получим выражение для пластической деформации:

$$\varepsilon_p = 0,2 \frac{d_c}{D} \frac{h_p}{h_c}. \quad (10)$$

Совместное решение выражений (5), (7) и (10) дает формулу для расчета динамической пластичности δ_H^d посредством значений глубин вдавливания:

$$\delta_H^d = \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_t} = \frac{h_p}{h_c}. \quad (11)$$

Полученная для δ_H^d формула по своей сути аналогична формуле (5), полученной авторами [2] для пирамидального индентора при статическом вдавливании, однако измеряемые деформации будут существенно отличаться вследствие использования сферического наконечника и влияния скорости деформации на пластическую составляющую глубины вдавливания. Выражая h_c через h_{max} [16]: $h_c = h_{max} - 0,5h_c$, получим

$$\delta_H^d = \frac{h_p}{h_{max} - 0,5h_c}. \quad (12)$$

Формула (12) удобна для использования, поскольку все параметры для определения пластичности δ_H^d , входящие в формулу, берутся непосредственно из диаграммы динамического вдавливания (см. рис. 1, *b*).

Если рассматривать формулу (6), то для динамического индентирования ее можно преобразовать в более удобный вид, поскольку известна масса индентора m , его предударная скорость (скорость в момент касания) V_{max} и скорость отскока (в момент разрыва контакта индентора с образцом) V_{min} .

Так, полная энергия удара может быть рассчитана следующим образом:

$$W_t = \frac{mV_{max}^2}{2}; \quad (13)$$

энергия упругого отскока индентора:

$$W_c = \frac{mV_{min}^2}{2}; \quad (14)$$

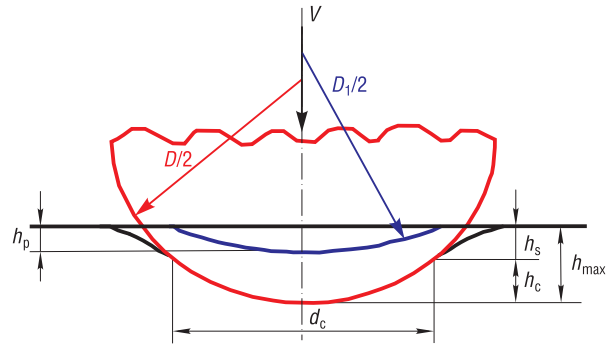


Рис. 2. Схематическое представление поперечного сечения отпечатка при деформировании материала сферическим индентором

Fig. 2. Schematic representation of the cross-section of the impression in material deformed by a spherical indenter

энергия пластического деформирования материала:

$$W_p = W_t - W_e. \quad (15)$$

Решая (6), (13)–(15) совместно, получаем:

$$\delta_w^d = 1 - \frac{V_{\min}^2}{V_{\max}^2} = 1 - e^2, \quad (16)$$

где e – коэффициент восстановления скорости.

Особенностью динамического индентирования является тот факт, что ударным процессом сложно управлять. Характеристики ударного контакта – усилие P , перемещение h , время удара $t_{уд}$ (см. рис. 1), скорость деформации являются взаимозависимыми. Невозможно изменить какой либо из параметров не изменив остальные. Основные соотношения между характеристиками ударного контакта изложены в [17]. Как следует из выражения (7), при индентировании сферой величина деформации $\varepsilon_t \neq \text{const}$, при этом будет изменяться соотношение между величиной пластической и упругой деформации и, следовательно, величина δ_H^d . Если сравнивать со статическим вдавливанием сферы, где фиксированным параметром является величина усилия, с которым нагружается образец, то при ударном микроиндентировании можно зафиксировать только предупредную энергию W_e , поскольку величины P , h , ε и другие определяются упругими и пластическими свойствами материала. Главной характеристикой, которая будет определять отклик материала на приложенное воздействие, будет скорость деформации, изменяющаяся в процессе удара. Среднюю скорость деформации $\bar{\varepsilon}_t$ можно определить как отношение ε_t к t_a – длительности внедрения индентора в металл до достижения h_{\max} (времени активного этапа удара):

$$\bar{\varepsilon}_t = 0,2 \frac{d_c}{D \cdot t_a}. \quad (17)$$

В то же время для сопоставления параметра пластичности для различных материалов удобно разделить материалы по твердости. При этом наиболее физически обоснованным параметром при контактном взаимодействии будет являться твердость по Мейеру, которая равна среднему контактному давлению в отпечатке при нагружении материала и может быть рассчитана по формуле

$$H_M^d = \frac{P_{\max}}{\pi D h_c} = \frac{P_{\max}}{\pi D (h_{\max} - 0,5 h_e)}. \quad (18)$$

Для изучения возможности использования представленных выражений для оценки пластичности на практике были проведены экспериментальные исследования на разработанном в Институте прикладной физики НАН Беларуси оборудовании.

Оборудование. Для регистрации процесса контактного взаимодействия индентора с металлом использовался прибор, схема которого показана на рис. 3. Датчик прибора включает механизм разгона индентора, а входящая в состав датчика видеокамера дает возможность провести

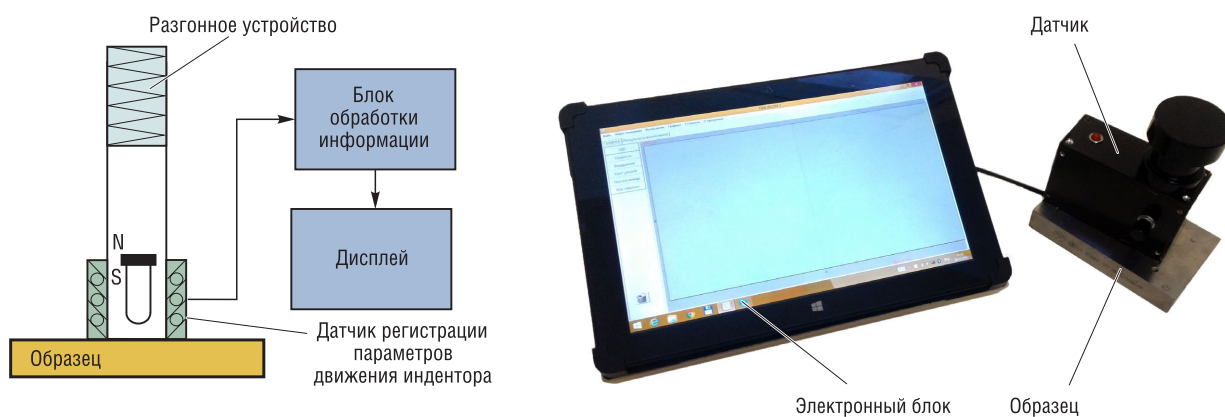


Рис. 3. Схема прибора динамического индентирования
Fig. 3. Design of the dynamic indentation device

его позиционирование для нанесения индентором удара в заданную точку материала. При падении индентора во время контакта с испытуемым материалом производится регистрация скорости перемещения индентора (см. рис. 1), измерение которой с последующим интегрированием и дифференцированием позволяет получить значения перемещения и контактного усилия соответственно. Подробное описание принципа регистрации скорости внедрения индентора в материал дано в [18].

При проведении исследований использовались два индентора со сферическими наконечниками, выполненными из карбида вольфрама, диаметром $D = 2,0$ мм и 3,18 мм. Масса индентора равнялась соответственно 6,3 г и 3,2 г. Реализация прибора и МДИ позволяет полностью автоматизировать процесс измерений и проводить измерения непосредственно на изделиях без ущерба для их последующей эксплуатации.

Экспериментальные исследования и результаты. Эксперименты по определению пластичности проводились на цветных металлах и сталях, имеющих различную твердость по Бринеллю (табл. 1). Образцы имели шероховатость менее Rz2 и геометрические размеры не менее $50 \times 50 \times 10$ мм. Во избежание вибраций, возникающих при ударе, образцы притирались на массивное основание (полированную плиту массой 20 кг) с помощью консистентной смазки (солидола). Индентирование проводилось с различной предупредительной скоростью V_{max} в диапазоне 0,4–4,0 м/с, при этом достигаемая скорость деформации находилась в диапазоне 500–2500 s^{-1} , увеличиваясь с ростом твердости материала и предупредительной скорости V_{max} . Как уже отмечалось, создать строго заданную одинаковую скорость деформации при ударе для всех материалов невозможно, поскольку время удара, величина контактного отпечатка и, соответственно, $\bar{\epsilon}_t$ определяются свойствами материала, в том числе и пластичностью, которая может быть рассчитана согласно выражениям (5) и (6).

На рис. 4 показана связь между параметрами δ_w^d и δ_H^d , которая построена с использованием значений, полученных для всего диапазона изменения V_{max} . Как видно связь носит характер близкий к линейному, а δ_w^d всегда несколько больше δ_H^d , при том что для статического индентирования характерна обратная ситуация [9].

Данные расхождения, возможно, вызваны различными принципами регистрации процесса индентирования, точностью определения параметров внедрения, а также допущениями (о нахождении материала в состоянии полной пластичности), принятыми при расчете d_c . Можно отметить, что чем больше значение δ_H^d , тем меньше ее расхождение с δ_w^d . При этом максимальные значения δ_w^d и δ_H^d получены при максимальных предупредительных скоростях для материалов с низкой твердостью, для которых характерны развитые пластические деформации. В любом случае можно констатировать устойчивую связь между данными параметрами. Хотя точность измерения δ_w^d будет выше, поскольку в используемом оборудовании регистрируемым параметром

Характеристики испытуемых материалов
Characteristics of the materials tested

Материал	Твердость по Бринеллю, HB, или Роквеллу, HRC	Модуль упругости, Ем, ГПа	Коэффициент Пуассона, ν_m
Сталь 10сп	105; 109 HB	200	0,28
Сталь У10А	183 HB; 62 HRC	200	0,28
Сталь 45	27,5; 45,7 HRC	200	0,28
Сталь 08Х18Н10Т	156 HB	200	0,28
Алюминиевый сплав 1050	75 HB	70	0,35
Алюминиевый сплав В96	142 HB	70	0,35
Латунь Л60	101; 106, 132, 136, 193 HB	115	0,35
Медь М1	68 HB	130	0,35
Никель НП1	143 HB	210	0,29
Сплав ВТ1-0	188 HB	110	0,36
Сплав ВТ-3	391 HB	110	0,36

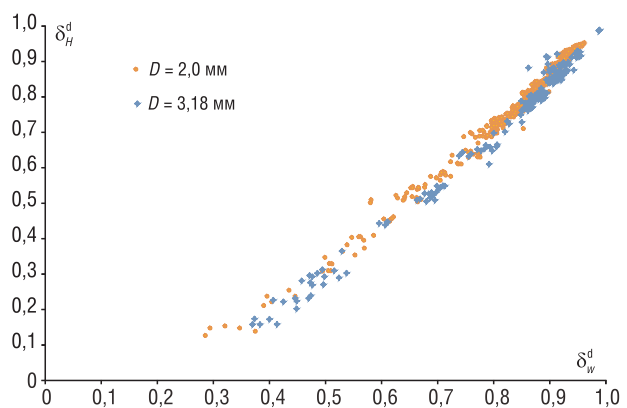


Рис. 4. Связь параметров δ_w^d и δ_H^d
Fig. 4. Ratio between parameters δ_w^d and δ_H^d

является $V(t)$, а остальные параметры определяются расчетом, в дальнейших исследованиях будем использовать величину δ_H^d как более обоснованную теоретически.

Рассмотрим, как изменяется параметр δ_H^d при варьировании V_{\max} от 0,4 до 4 м/с. Экспериментальные исследования показывают, что с увеличением V_{\max} значение δ_H^d также возрастает (рис. 5), при этом одновременно снижается разница $\Delta\delta_H^d$ между δ_H^d для различных материалов. Так, $\Delta\delta_H^d$ между сталью 27,5 HRC и сталью 45,7 HRC при $V_{\max} \approx 0,4$ м/с составляет 0,15 (27 %), а при $V_{\max} \approx 4,0$ м/с – 0,05 (6 %).

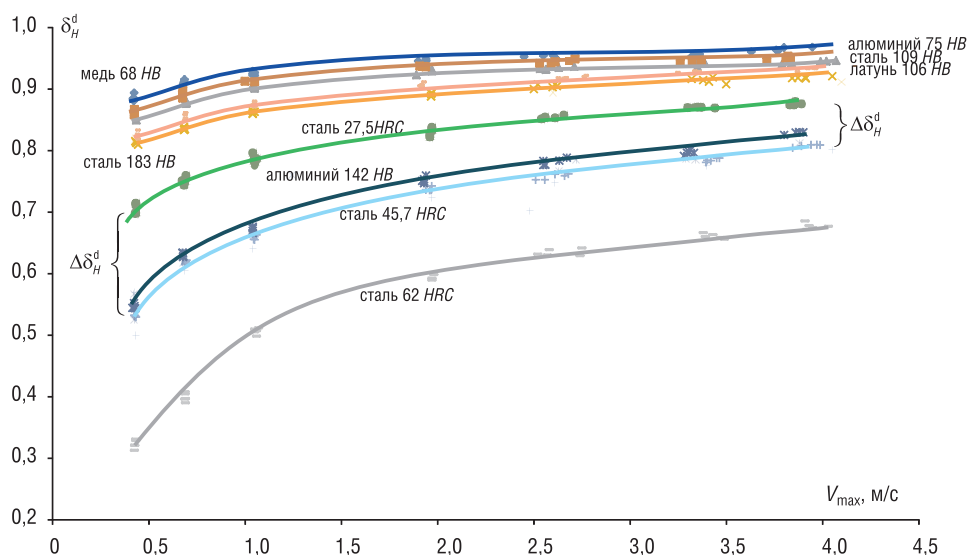


Рис. 5. Изменение δ_H^d при увеличении V_{\max} для различных образцов

Fig. 5. Change of δ_H^d at the increase of V_{\max} for different samples

Очевидно, что при одной и той же скорости V_{\max} для различных материалов достигается разная величина ε и $\dot{\varepsilon}_t$, вклад которых сложно разделить. Следует отметить, что материал при деформировании проходит различные стадии: упругую, упругопластическую и стадию полной пластичности. Соответственно энергия удара будет тратиться на создание как упругой деформации, так и пластической. Поэтому вполне естественно, что на начальном этапе значение модуля упругости будет оказывать значительное влияние на соотношение упругой и пластической деформации. При увеличении глубины внедрения h доля упругой деформации снижается, при этом максимальное значение деформации, которое может быть достигнуто, как следует из формулы (7), равно 0,2. Для этого необходимо, чтобы $d_c = D$. Однако для твердых материалов достичь $\varepsilon = 0,2$ в диапазоне скоростей 0,4–4,0 м/с не удастся, кроме того при росте V_{\max} , как показано, падает чувствительность параметра δ_H^d , поскольку $\Delta\delta_H^d$ между различными материалами падает. Таким образом, можно констатировать, что выбор оптимальной величины деформации, при которой будет достигнута оптимальная чувствительность, нуждается в определении.

Естественно, что чем выше доля пластической деформации, тем меньше влияние упругих характеристик материала. Однако если говорить о динамическом индентировании и его использовании для неразрушающего контроля реальных изделий, то следует учитывать, что на результаты измерений будут оказывать влияние волновые процессы при ударе. Поэтому применение слишком больших энергий удара не является приемлемым с этой точки зрения. В [19] установлено, что состояние полной пластичности достигается при отношении $\frac{d_c}{D} = 0,16 \div 0,20$ ($\varepsilon = 0,032 \div 0,040$ (или 3,2–4,0 %)) для материалов, у которых отношение $\frac{Y}{E^*} < 0,005$, и при $\frac{d_c}{D} = 0,2-0,3$ у материалов с $\frac{Y}{E^*} > 0,005$ (Y – предел текучести, E^* – приведенный модуль упругости; $\frac{1}{E^*} = \frac{1-v_M^2}{E_M} + \frac{1-v_i^2}{E_i}$, где v – коэффициент Пуассона, индексы M и i относятся к материалу и индентору соответственно).

На рис. 6, *a* показана зависимость δ_H^d от ε . Обращает на себя внимание изменение взаимного расположения зависимостей для некоторых материалов. Видно, что пластичность стали 45 (45,7 HRC) выше, чем алюминиевого сплава В96 (142 HB), хотя на предыдущем графике (см. рис. 5) наблюдалась обратная картина, которая в свою очередь совпадает с характером взаимного расположения зависимостей δ_H^d от $\bar{\varepsilon}_t$, для этих материалов на рис. 6, *b*. Из рис. 6, *b* можно сделать вывод, что пластичность алюминиевого сплава выше, чем у стали. Такая же ситуация наблюдается для образцов из стали 10сп (109 HB) и алюминиевого сплава 1050 (75 HB). Это вызвано тем, что при динамическом индентировании одновременно протекают два конкурирующих процесса, которые оказывают влияние на показатель пластичности: увеличение деформации (нарастание доли пластической деформации и соответственно увеличение δ_H^d) и рост скорости деформации, которая, как известно, сопровождается увеличением предела текучести, вследствие чего показатель пластичности падает (при том же значении деформации). На зависимость $\delta_H^d = f(V_{\max})$ влияют оба эти процесса. Это еще раз подтверждает, что сравнивать пластичность металлов по твердости не всегда правильно.

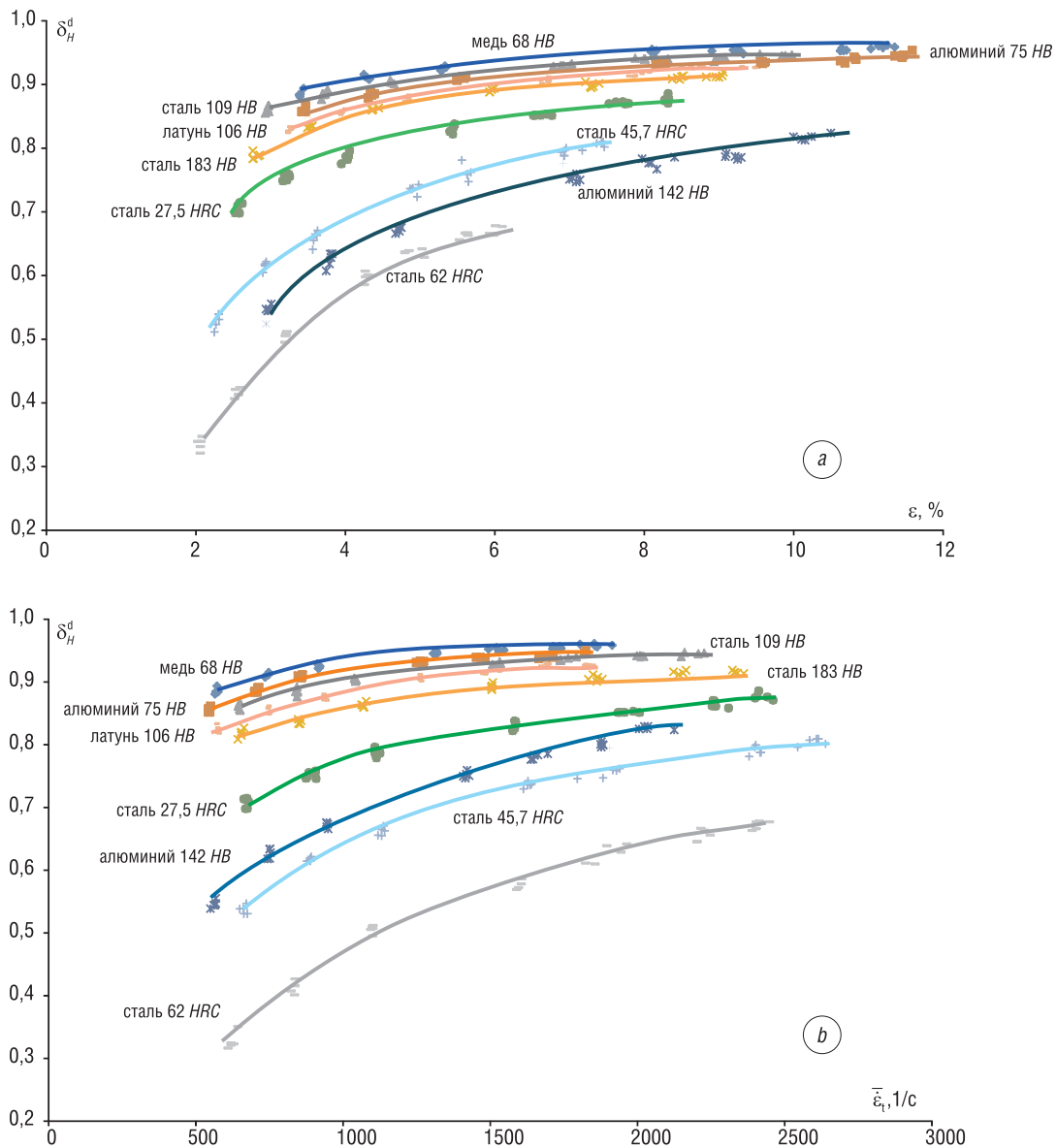


Рис. 6. Влияние деформации и скорости деформации на значение пластичности: *a* – зависимость δ_H^d от ε , *b* – зависимость δ_H^d от $\bar{\varepsilon}_t$

Fig. 6. Influence of the strain and strain rate on plasticity: *a* – dependence δ_H^d on ε , *b* – dependence δ_H^d on $\bar{\varepsilon}_t$

Для сравнения пластичности различных материалов удобно воспользоваться предложенным в [9] подходом: проводить сравнение δ_H^d в зависимости от параметра, учитывающего влияние модуля упругости E_M и коэффициента Пуассона $\frac{H_M^d}{E_M}(1 - \nu_M - 2\nu_M^2)$. При этом необходимо выбрать оптимальные параметры индентирования для обеспечения максимальной чувствительности.

На рис. 7, а показаны зависимости $\delta_H^d = f\left(\frac{H_M^d}{E_M}(1 - \nu_M - 2\nu_M^2)\right)$, полученные при различных V_{max} . Видно, что при увеличении V_{max} эта зависимость приближается к линейной, однако при этом теряется чувствительность (угол наклона прямой уменьшается). При скорости $V_{max} \approx 1,0$ м/с зависимость становится практически линейной. Здесь необходимо отметить, что при данной V_{max} все материалы деформируются более чем на 4 % и находятся в состоянии полной пластичности. Дальнейшее увеличение предударной скорости становится с точки зрения контроля нецелесообразным, поскольку снижение чувствительности будет непосредственно оказывать влияние на погрешность измерений.

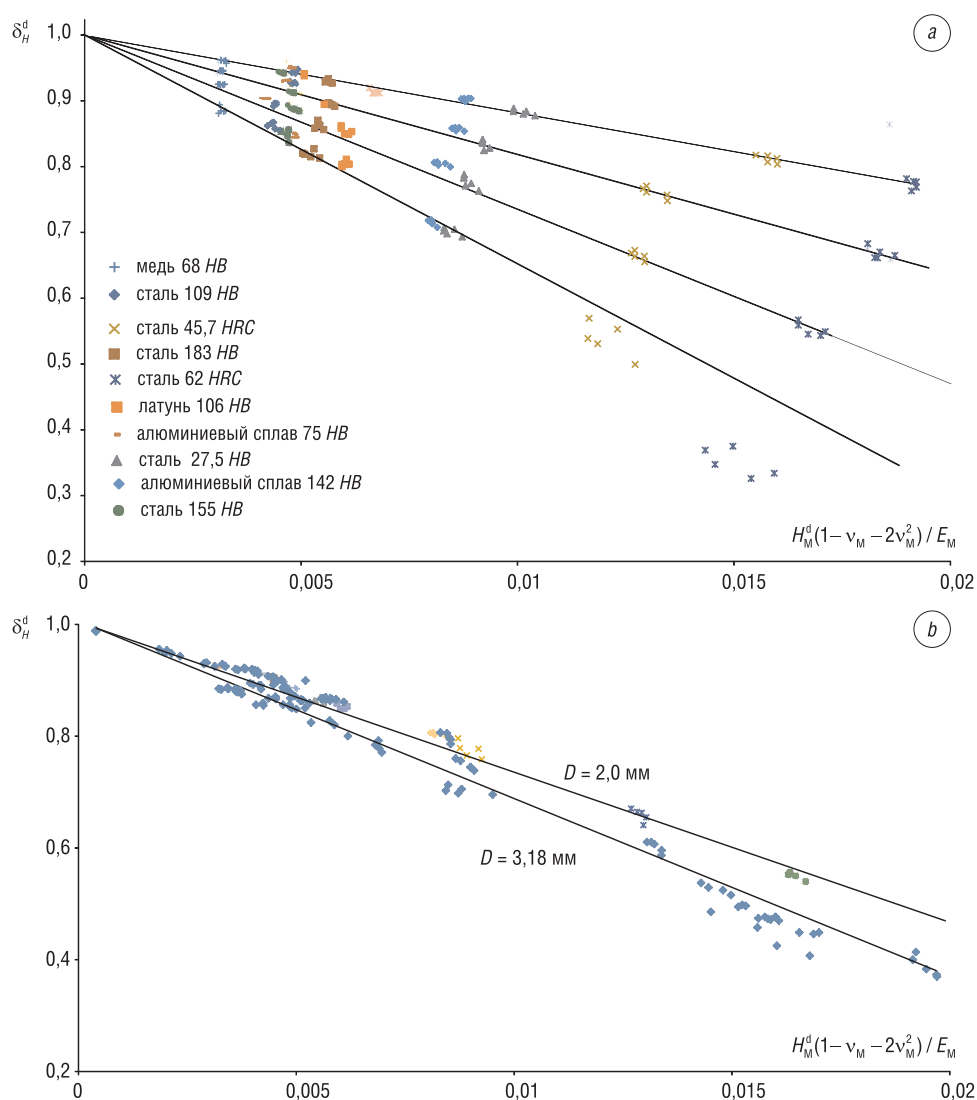


Рис. 7. Зависимость δ_H^d от соотношения $\frac{H_M^d}{E_M}(1 - \nu_M - 2\nu_M^2)$ при различных V_{max} : а – для индентора $D = 2,0$ мм; б – сравнение данных для инденторов $D = 2,0$ и $3,18$ мм

Fig. 7. Dependence δ_H^d on $\frac{H_M^d}{E_M}(1 - \nu_M - 2\nu_M^2)$ at the different V_{max} : а – indenter $D = 2.0$ mm; б – comparison between the data for indenters with $D = 2.0$ and 3.18 mm

Проведенные эксперименты позволяют утверждать, что для получения линейной зависимости необходимым условием, по-видимому, является создание деформаций более 4 %. Если материалы не являются твердыми, то это состояние наступает ранее, и если сократить круг исследуемых материалов, то можно снизить предупредительную скорость и получить больший диапазон изменения пластичности. Это важный факт для неразрушающего контроля, поскольку, как правило, металлы, несущие нагрузки, не имеют высокой твердости во избежание их охрупчивания и внезапного разрушения.

Если обратиться к рис. 7, *b*, то можно отметить, что диаметр индентора в данном случае не оказывает существенного влияния. Зависимости для разных инденторов оказываются близки. Этот факт объясняется тем, что в данном случае соотношение D/m позволяет получить близкие значения скорости деформации (отличающиеся во всем диапазоне на не более чем 10 %).

Выводы. В работе исследована возможность определения параметра пластичности методом динамического микроударного индентирования сферическим индентором. Предложены выражения для определения этого параметра, позволяющие использовать в расчетах непосредственно данные кривой ударного нагружения.

Показана близость значений параметра пластичности, рассчитываемого исходя из глубин внедрения индентора и исходя из энергетических параметров индентирования (через коэффициент восстановления скорости).

Изучено влияние величины деформации и скорости деформации на значение параметра пластичности. Показано изменение чувствительности параметра пластичности при изменении предупредительной скорости. Проведено сравнение параметра пластичности для различных металлов.

Полученные данные позволяют наметить вопросы, представляющие интерес для дальнейшего изучения: разделение вклада величины деформации и скорости деформации в значение параметра пластичности, сопоставление данных с параметром пластичности, определенным статическим индентированием, установление связи указанного параметра с пределом текучести, определение чувствительности к деформационному упрочнению и температуре.

Благодарности

Автор выражает благодарность члену-корреспонденту Национальной академии наук Украины, доктору технических наук, профессору Ю. В. Мильману за полезное обсуждение результатов данной работы.

Работа выполнена при поддержке Белорусского республиканского фонда фундаментальных исследований (грант № T20УКА-002).

Acknowledgements

Author thank Corresponding Member of the National Academy of Sciences of Ukraine, Doctor of Technical Sciences, Professor Yu. V. Milman for a helpful discussion of the results of this work.

This work was supported by the Belarusian Republican Foundation for Fundamental Research (grant no. T20UКА-002).

Список использованных источников

1. Milman, Yu. V. Plasticity characteristic obtained through hardness measurement / Yu. V. Milman, B. A. Galanov, S. I. Chugunova // *Acta Metallurgica et Materialia*. – 1993. – Vol. 41, №9. – P. 2523–2532. [https://doi.org/10.1016/0956-7151\(93\)90122-9](https://doi.org/10.1016/0956-7151(93)90122-9)
2. Milman, Yu. V., Plasticity determined by indentation and theoretical plasticity of materials / Yu. V. Milman, S. I. Chugunova, I. V. Goncharova // *Bull. Russ. Acad. Sci.: Physics*. – 2009. – № 73. – P. 1215–1222. <https://doi.org/10.3103/S1062873809090093>
3. Arunkumar, S. A review of indentation theory / S. Arunkumar // *Materials Today: Proceedings*. – 2018. – Vol. 5, № 11, part 3. – P. 23664–23673. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2018.10.156>
4. Fischer-Cripps, A. C. Critical review of claims for ultra-hardness in nanocomposite coatings / A. C. Fischer-Cripps, S. J. Bull, N. Schwarzer // *Philos. Mag.* – 2012. – Vol. 92, № 13. – P. 1601–1630. <https://doi.org/10.1080/14786435.2011.652688>
5. Дрозд, М. С. Определение механических свойств металла без разрушения / М. С. Дрозд. – М.: Металлургия, 1965. – 171 с.
6. Геллер, А. Л. О возможности оценки качества металлургической продукции с помощью чисел твердости / А. Л. Геллер // *Заводская лаборатория*. – 1970. – Т. 36, № 12. – С. 1514–1519.
7. Milman, Yu. V. Plasticity characteristic obtained by indentation technique for crystalline and noncrystalline materials in the wide temperature range / Yu. V. Milman, S. I. Chugunova, I. V. Goncharova // *High Temp. Mater. Processes*. – 2006. – Vol. 25, № 1–2. – P. 39–46. <https://doi.org/10.1515/HTMP.2006.25.1-2.39>
8. Cheng, Y. T. Scaling, dimensional analysis, and indentation measurements / Y. T. Cheng, C. M. Cheng // *Mater. Sci. Eng., R*. – 2004. – Vol. 44, № 4–5. – P. 91–149. <https://doi.org/10.1016/j.mser.2004.05.001>

9. Plasticity of Materials Determined by the Indentation Method / Yu. V. Milman [et al.] // Prog. Phys. Met. – 2018. – Vol. 19, № 3. – P. 271–308. <https://doi.org/10.15407/ufm.19.03.271>
10. Kren, A. Determination of the physic and mechanical characteristics of isotropic pyrolytic graphite by dynamic indentation method / A. Kren, T. Protasenyia // Russ. J. Nondestr. Test. – 2014. – Vol. 50, № 7. – P. 419–425. <https://doi.org/10.1134/S1061830914070079>
11. Kren, A. Determination of the critical stress intensity factor of glass under conditions of elastic contact by the dynamic indentation method / A. Kren // Strength of Materials. – 2009. – Vol. 41, № 6. – P. 628–636. <https://doi.org/10.1007/s11223-009-9172-x>
12. Kren, A. Influence of the temperature during control of of the elastic modulus of a road pavement by the local contact straining method / A. Kren // Russ. J. Nondestr. Test. – 2010. – Vol. 46, № 8. – P. 611–617. <https://doi.org/10.1134/S1061830910080103>
13. Tabor, D. The Hardness of metals / D. Tabor. – London: Oxford Univ. Press, 1951. – 173 p. https://doi.org/10.1299/jsmemag.56.414_592_5
14. Tirupataiah, Y. A comprehensive analysis of static indentation process / Y. Tirupataiah, G. Sundararajan // Mater. Sci. Eng. – 1987. – Vol. 91. – P. 169–180. [https://doi.org/10.1016/0025-5416\(87\)90295-3](https://doi.org/10.1016/0025-5416(87)90295-3)
15. Johnson, K. Contact Mechanics / K. Johnson. – Cambridge: Cambridge Univ. Press, 1985. – 452 p. <https://doi.org/10.1017/CBO9781139171731>
16. Oliver, W. Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation: advances in understanding and refinements to methodology / W. Oliver, G. Pharr // J. Mater. Res. – 2004. – Vol. 19, № 1. – P. 3–20. <https://doi.org/10.1557/jmr.2004.19.1.3>
17. Influence of the Dynamic Indentation Parameters on the Behavior of Metals during the Penetration of an Indenter with a Spherical Tip / A. P. Kren [et al.] // Russ. Metall. – 2021. – № 4. – P. 563–569. <https://doi.org/10.1134/S0036029521040170>
18. Kren A. Determination of the relaxation function for viscoelastic materials at low velocity impact / A. Kren, A. Naumov // Int. J. Impact Eng. – 2010. – Vol. 37, № 2. – P. 170–176. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2009.08.001>
19. Mesarovic, S. Dj. Spherical indentation of elastic–plastic solids / S. Dj. Mesarovic, N. A. Fleck // Proc. R. Soc. Lond. A. – 1999. – Vol. 455. – P. 2707–2728. <https://doi.org/10.1098/rspa.1999.0423>

References

1. Milman Yu. V., Galanov B. A., Chugunova S. I. Plasticity characteristic obtained through hardness measurement. *Acta Metallurgica et Materialia*, 1993, vol. 41, no. 9, pp. 2523–2532. [https://doi.org/10.1016/0956-7151\(93\)90122-9](https://doi.org/10.1016/0956-7151(93)90122-9)
2. Milman Yu. V., Chugunova S. I., Goncharova I. V. Plasticity determined by indentation and theoretical plasticity of materials. *Bulletin of the Russian Academy of Sciences: Physics*, 2009, no. 73, pp. 1215–1222. <https://doi.org/10.3103/S1062873809090093>
3. Arunkumar S. A review of indentation theory. *Materials Today: Proceedings*, 2018, vol. 5, no. 11, part 3, pp. 23664–23673. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2018.10.156>
4. Fischer-Cripps A. C., Bull S. J., Schwarzer N. Critical review of claims for ultra-hardness in nanocomposite coatings. *Philosophical Magazine*, 2012, vol. 92, no. 13, pp. 1601–1630. <https://doi.org/10.1080/14786435.2011.652688>
5. Drozd M. S. *Determination of the Mechanical Properties of Metal without Destruction*. Moscow, Metallurgiya Publ., 1965. 171 p. (in Russian).
6. Geller A. L. On the possibility of assessing the quality of metallurgical products using hardness numbers. *Zavodskaya laboratoriya* [Factory Laboratory], 1970, vol. 36, no. 12, pp. 1514–1519 (in Russian).
7. Milman Yu. V., Chugunova S. I., Goncharova I. V. Plasticity characteristic obtained by indentation technique for crystalline and noncrystalline materials in the wide temperature range. *High Temperature Materials and Processes*, 2006, vol. 25, no. 1–2, pp. 39–46. <https://doi.org/10.1515/HTMP.2006.25.1-2.39>
8. Cheng Y. T., Cheng C. M. Scaling, dimensional analysis, and indentation measurements. *Materials Science and Engineering: Reports*, 2004, vol. 44, no. 4–5, pp. 91–149. <https://doi.org/10.1016/j.mser.2004.05.001>
9. Milman Yu. V., Chugunova S. I., Goncharova I. V., Golubenko A. A. Plasticity of Materials Determined by the Indentation Method. *Progress in Physics of Metals*, 2018, vol. 19, no. 3, pp. 271–308. <https://doi.org/10.15407/ufm.19.03.271>
10. Kren A., Protasenyia T. Determination of the physic and mechanical characteristics of isotropic pyrolytic graphite by dynamic indentation method. *Russian Journal of Nondestructive Testing*, 2014, vol. 50, no. 7, pp. 419–425. <https://doi.org/10.1134/S1061830914070079>
11. Kren A. Determination of the critical stress intensity factor of glass under conditions of elastic contact by the dynamic indentation method. *Strength of Materials*, 2009, vol. 41, no. 6, pp. 628–636. <https://doi.org/10.1007/s11223-009-9172-x>
12. Kren A. Influence of the temperature during control of of the elastic modulus of a road pavement by the local contact straining method. *Russian Journal of Nondestructive Testing*, 2010, vol. 46, no. 8, pp. 611–617. <https://doi.org/10.1134/S1061830910080103>
13. Tabor D. *The Hardness of Metals*. London, Oxford University Press, 1951. 173 p. https://doi.org/10.1299/jsmemag.56.414_592_5
14. Tirupataiah Y., Sundararajan G. A comprehensive analysis of static indentation process. *Materials Science and Engineering*, 1987, no. 91, pp. 169–180. [https://doi.org/10.1016/0025-5416\(87\)90295-3](https://doi.org/10.1016/0025-5416(87)90295-3)
15. Johnson K. *Contact Mechanics*. Cambridge, Cambridge University Press, 1985. 452 p. <https://doi.org/10.1017/CBO9781139171731>

16. Oliver W., Pharr G. Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation: advances in understanding and refinements to methodology. *Journal of Materials Research*, 2004, vol. 19, no. 1, pp. 3–20. <https://doi.org/10.1557/jmr.2004.19.1.3>

17. Kren A. P., Rudnitskii V. A., Lantsman G. A., Khudoley A. L. Influence of the Dynamic Indentation Parameters on the Behavior of Metals during the Penetration of an Indenter with a Spherical Tip. *Russian Metallurgy*, 2021, no. 4, pp. 563–569. <https://doi.org/10.1134/S0036029521040170>

18. Kren A., Naumov A. Determination of the relaxation function for viscoelastic materials at low velocity impact. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, vol. 37, no. 2, pp. 170–176. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2009.08.001>

19. Mesarovic S. Dj, Fleck N. Spherical indentation of elastic–plastic solids. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 1987, vol. 455, pp. 2707–2728. <https://doi.org/10.1098/rspa.1999.0423>

Інфармацыя аб аўтары

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

Information about the author

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

ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ

INFORMATION TECHNOLOGIES AND SYSTEMS

УДК 53.088.23

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-496-504>

Поступила в редакцию 05.11.2021

Received 05.11.2021

Е. В. Емельяненко¹, М. Н. Петкевич², И. Г. Тарутин¹

¹Республиканский научно-практический центр онкологии и медицинской радиологии имени Н. Н. Александрова, а/г Лесной, Минский район, Республика Беларусь

²Международный государственный экологический институт имени А. Д. Сахарова Белорусского государственного университета, Минск, Республика Беларусь

МЕТОДИКА И АППАРАТНЫЕ СРЕДСТВА ОЦЕНКИ КОЛИЧЕСТВЕННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ПЭТ-ИЗОБРАЖЕНИЙ ПРИ ИССЛЕДОВАНИИ ДИНАМИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ

Аннотация. Приведено описание оригинальной конструкции фантома для оценки количественных характеристик ПЭТ-изображений при исследовании динамических объектов. Движение фантома контролируется системой синхронизации дыхания, которая фиксирует амплитуду движения фантома и длительность цикла движения. Получена кривая, имитирующая дыхание человека, параметры которой (амплитуда и период), соответствуют показателям, получаемым при исследовании грудной клетки. Установлены значения коэффициентов восстановления и контраста с учетом размеров сфер, а также статического и динамического типов движения фантомов. Произведена оценка несоответствия коэффициентов восстановления и значений контраста для сфер, установленных внутри фантома в статическом и динамическом состояниях. С уменьшением диаметра (соответственно, и объема) сферы наблюдается возрастание разницы значений (между статическим и динамическим положениями фантома) коэффициента восстановления. Определены оптимальные значения коэффициентов восстановления, получаемых при использовании реконструкционного алгоритма QClear. Описаны рекомендации по применению разработанного устройства при исследовании динамических объектов. Представленную в данной работе установку целесообразно использовать для контроля качества качественных и количественных характеристик диагностических изображений, получаемых как на ПЭТ/КТ сканерах, так и при проведении исследований с использованием ОФЭКТ/КТ (однофотонный эмиссионный томограф, совмещенный с компьютерным томографом).

Ключевые слова: контраст, фантом, коэффициент восстановления, дыхательные движения, реконструкционный алгоритм, качество изображения

Для цитирования: Емельяненко, Е. В. Методика и аппаратные средства оценки количественных характеристик ПЭТ-изображений при исследовании динамических объектов / Е. В. Емельяненко, М. Н. Петкевич, И. Г. Тарутин // Вест. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2021. – Т. 66, №4. – С. 496–504. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-496-504>

Evgeniy V. Emelyanenko¹, Maksim N. Piatkevich², Igor G. Tarutin¹

¹N. N. Aleksandrov National Cancer Center, agrotown Lesnoy, Minsk Region, Republic of Belarus

²International Sakharov Environmental Institute of Belarusian State University, Minsk, Republic of Belarus

METHODOLOGY AND HARDWARE FOR ASSESSING THE QUANTITATIVE CHARACTERISTICS OF PET IMAGES IN THE STUDY OF DYNAMIC OBJECTS

Abstract. The description of the original phantom design for assessing the quantitative characteristics of PET images in the study of dynamic objects is given. The phantom movement is controlled by the breath synchronization system, which records the phantom movement amplitude and the duration of the movement cycle. A curve was obtained that simulates human breathing, the parameters of which (amplitude and period) correspond to those obtained in the study of the chest. The values of the recovery coefficients and contrast are obtained taking into account the sizes of the spheres, as well as the static and

dynamic types of movement of phantoms. An assessment of the discrepancy between the recovery coefficients and the contrast values for the spheres installed inside the phantom in the static and dynamic states has been made. With a decrease in the diameter (respectively, and volume) of the sphere, an increase in the difference in values (between the static and dynamic positions of the phantom) of the recovery coefficient is observed. The optimal values of the recovery coefficients obtained using the QClear reconstruction algorithm have been determined. Recommendations for the use of the developed device in the study of dynamic objects are described. It is advisable to use the installation presented in this work to control the quality of the qualitative and quantitative characteristics of diagnostic images obtained both on PET/CT scanners and during studies using SPECT/CT (single-photon emission tomograph combined with a computed tomograph)

Keywords: contrast, phantom, recovery factor, respiratory movements, reconstruction algorithm, image quality

For citation: Emelyanenko E. V., Piatkevich M. N., Tarutin I. G. Methodology and hardware for assessing the quantitative characteristics of pet images in the study of dynamic objects. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 4, pp. 496–504 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-496-504>

Введение. Позитронно-эмиссионная томография, совмещенная с компьютерной рентгеновской томографией, является уникальным неинвазивным методом радионуклидной диагностики, который включает в себя диагностические изображения двух модальностей (ПЭТ, КТ). На сегодняшний день остаются неисследованными характеристики диагностических изображений при сканировании объектов, находящихся в движении, что особенно актуально при получении компьютерной анатомической информации об органах грудной клетки и брюшной полости. Движение исследуемых объектов может внести существенную величину неопределенности в получаемую диагностическую информацию, что оказывает влияние на дальнейший ее анализ [1]. Исходя из высоких требований, предъявляемых к качеству диагностического изображения, следует учитывать ряд условий, влияющих на качественные (шум, контраст) и количественные характеристики (SUV – стандартизированный показатель накопления радиофармацевтического препарата, метаболический объем). К данным условиям относятся:

подготовка пациента к исследованию и факторы, зависящие от конструктивных особенностей оборудования (детектирующая система), а также контроль качества детектирующей системы;

реконструкционные алгоритмы и их входные параметры (поправочные коэффициенты, количество итераций и подмножеств, как правило, регулируемые пользователем исходя из субъективного восприятия качества диагностического изображения) [2].

Также необходимо учитывать, что ПЭТ-изображение имеет сравнительно низкое пространственное разрешение по отношению к КТ(МРТ)-изображениям, следствием чего является низкий уровень восстановления объемной (или удельной) активности в патологических очагах, размеры которых приближены к пространственному разрешению сканера. Данный фактор называется эффектом частичного объема. Количественным выражением этого эффекта является коэффициент восстановления [3]. Помимо указанных факторов существенное значение имеют дыхательные движения пациента, влияние которых сказывается на формировании области накопления радиофармацевтического препарата (РФП), а также на стандартизированном показателе накопления РФП (SUV_{av} , SUV_{max} – средний и максимальный показатели соответственно) [4–6].

Для анализа влияния различных факторов на качественные и количественные характеристики используются фантомы, наполняемые РФП. Фантомы предназначены для моделирования реального исследования пациента, что в свою очередь позволяет не только решать задачи стандартного контроля качества, но и исследовать возможности оборудования в полном объеме.

Существует ряд методов контроля качества с использованием водонаполненных фантомов, направленных на анализ качественных (контраст, шум, соотношение сигнал/шум) и количественных характеристик. К таким методам относится сканирование водонаполненных фантомов Madeira и NEMA 2012/IEC 2008. Внутри первого фантома инсталлированы полые конусы, а внутри второго – полые сферы (с диаметрами 37 мм, 28, 22, 17, 13, 10 мм) [7, 8]. Общий принцип работы с данными фантомами состоит в следующем:

наполнение сфер/конусов РФП в заданном соотношении;

сканирование фантома;

анализ полученных изображений и расчет качественных и количественных характеристик.

Обработку изображения проводят при помощи программного обеспечения рабочей станции, которое предназначено для визуализации и анализа ПЭТ/КТ изображений.

Рассматриваемые способы не позволяют выполнить анализ коэффициентов восстановления с учетом движения. Движения, сопровождающиеся дыхательным циклом, могут оказывать значительное влияние на качественные и количественные характеристики диагностических ПЭТ-изображений.

Цель данной работы – разработка оригинальной конструкции фантома для оценки количественных характеристик ПЭТ-изображений при исследовании динамических объектов и способа его применения.

Конструкция фантома для оценки характеристик ПЭТ-изображений. Для оценки влияния дыхательных движений на характеристики изображений нами была разработана установка, состоящая из двигающейся части и водонаполненного фантома с шестью установленными внутри сферами диаметрами 37 мм, 28, 22, 17, 13, 10 мм.

На рис. 1 изображена демонстрационная версия устройства для моделирования дыхательных движений пациента с водонаполненным фантомом. С целью минимизации риска появления артефактов фантом позиционирован на подвижной планке таким образом, чтобы металлические детали конструкции не попадали в поле сканирования компьютерного томографа. Предусмотрена возможность регулирования скорости движения фантома.

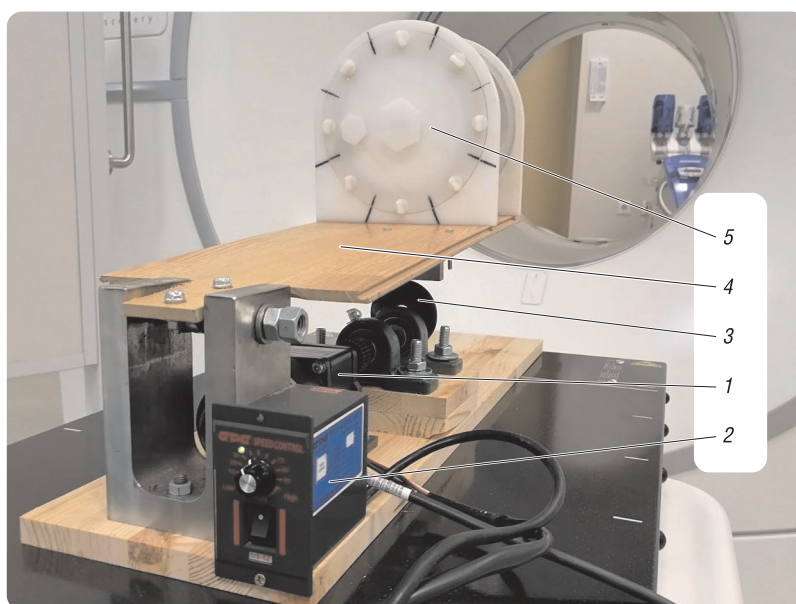


Рис. 1. Установка для оценки влияния дыхательных движений на характеристики диагностических изображений: 1 – мотор-редуктор, 2 – регулятор скорости, 3 – вал с кулачком, 4 – подвижная платформа, 5 – водонаполненный фантом

Fig. 1. Installation for assessing the effect of respiratory movements on the characteristics of diagnostic images: 1 – geared motor, 2 – speed regulator, 3 – shaft with cam, 4 – movable platform, 5 – water-filled phantom

Мотор-редуктор 1 работает от источника питания 220 В. Регулятор скорости 2 подключен к источнику питания и мотору-редуктору 1. Вал с кулачком 3 жестко закреплен на валу мотора-редуктора 1. Подвижная платформа 4 (длина 1 м) расположена в вертикальной плоскости над мотором-редуктором 1. Фантом 5 со сферами внутри жестко закреплен на подвижной платформе 4. Фантом 5 представляет собой емкость объемом 2,5 л со съемной верхней крышкой с прокладкой для герметизации, двух винтов-заглушек с прокладками, установленных в его верхнюю крышку. Сферы (всего шесть сфер, их диаметры – 10 мм, 13, 17, 22, 28 и 37 мм) наполняют РФП и устанавливают на штифты. Штифты вкручивают в крышку фантома с внутренней стороны. Все части фантома 5 выполнены из полиметилметакрилата для исключения возможности получения артефактов, которые возникают при сканировании на компьютерном томографе.

На рис. 2 представлен чертеж оригинальной конструкции с детальным описанием его составляющих и габаритных размеров в миллиметрах.

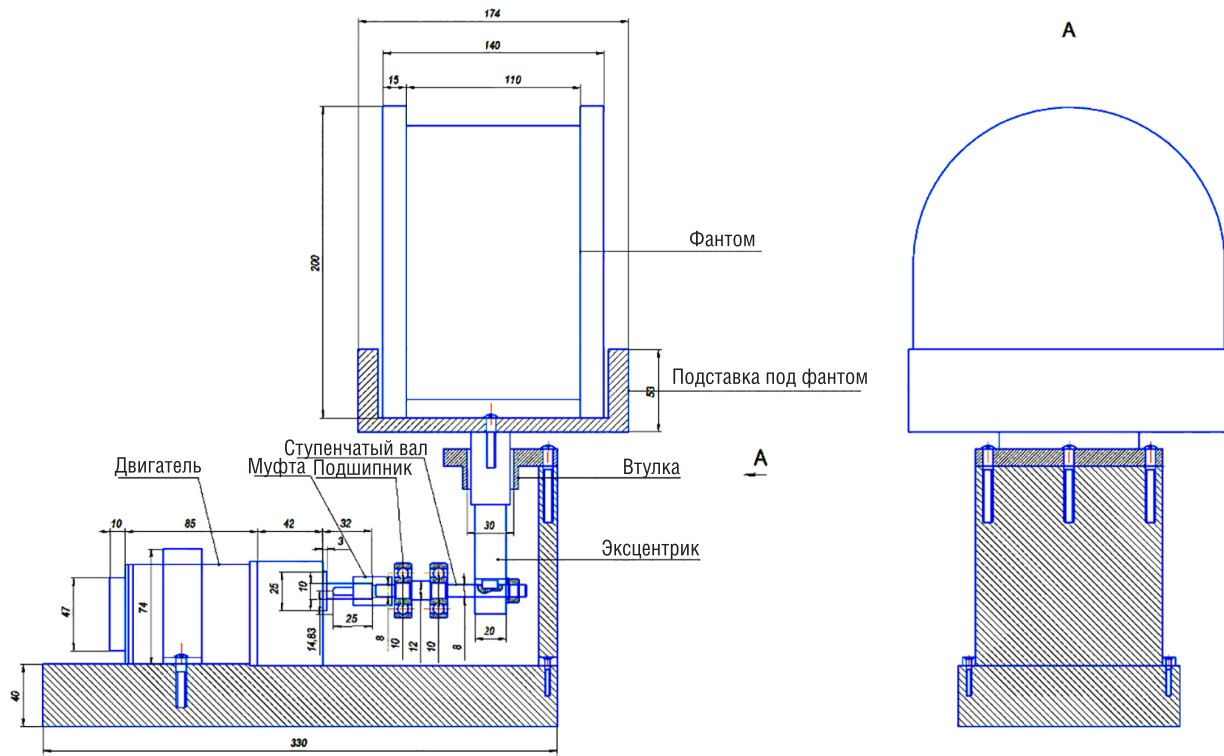


Рис. 2. Чертеж оригинальной конструкции с детальным описанием его составляющих и габаритных размеров
 Fig. 2. Drawing of the original design with a detailed description of its components and overall dimensions

С целью синхронизации устройства с системой «респираторий Гейтинга» проведен экспериментальный пуск разработанного фантома в процедурном помещении ПЭТ-КТ. Получена кривая, имитирующая дыхание человека (рис. 3), параметры которой (амплитуда и период) соответствуют показателям, получаемым при исследовании грудной клетки.

Принцип действия устройства. В тело фантома устанавливаются сферы и наполняются РФП в заданном соотношении, в данном случае 1/6 (активность в сферах/фоновая активность в фантоме). Фантом позиционируется на подвижной планке и центрируется по лазерам компьютерного томографа. Выполняется исследования в статическом режиме, а затем – в динамическом. Мотор-редуктор 1 (см. рис. 1) подключают к источнику питания 220 В. После запуска устройства, мотор-редуктор начинает вращать вал с кулачком 3, который приводит в движение в вертикальной плоскости подвижную платформу 4 и жестко закрепленный на ней фантом 5 с заполненными РФП сферами. Таким образом, движение фантома имитирует дыхательный процесс биологической модели, а движение шести сфер, закрепленных на штифтах, которые вкручивают в крышку фантома, – движение патологических очагов накопления РФП. Далее запускается сканирование, получают топограмму на компьютерном томографе. По топограмме осуществляется планирование области исследования для последующего сканирования выбранной области на компьютерном и позитронно-эмиссионном томографах. Движение фантома контролируется системой синхронизации дыхания, которая фиксирует амплитуду движения фантома

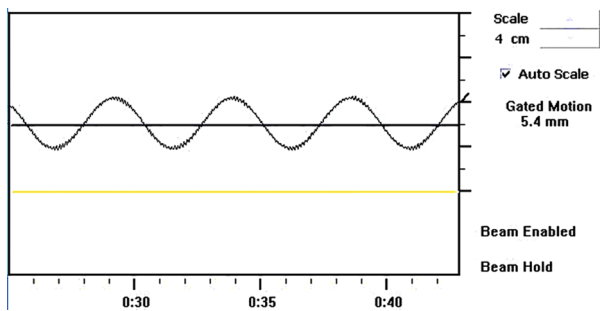


Рис. 3. Кривая, имитирующая дыхание человека
 Fig. 3. Respiration curve

и длительность цикла движения. После получения серии диагностических изображений (серия изображений, полученных на компьютерном томографе, и серия изображений, полученных на позитронно-эмиссионном томографе) осуществляются контурирование сфер, имитирующих очаги накопления РФП, и расчет коэффициента восстановления и контраста. Исходя из полученных данных производится оценка влияния движения, возникающего в процессе дыхательного цикла, на коэффициент восстановления и контраст. Осуществляется учет соотношения активность в сферах/фоновая активность в фантоме и параметров сканирования.

Методика проведения эксперимента. С целью апробации устройства для моделирования дыхательных движений пациента, а также оценки коэффициентов восстановления и синхронизации устройства с системой «респираторий Гейтинга» выполнено восемь серий экспериментов с использованием рассматриваемого устройства (четыре в статическом и четыре в динамическом положении фантома) на ПЭТ/КТ Discovery IQ. Фантом и сферы наполнены РФП (^{18}F -фтордизоксиглюкоза) соотношением объемной активности (20 МБк на момент начала сканирования) 1/6.

Движение фантома контролировалось системой синхронизации дыхания (респираторий Гейтинга). На рис. 4 представлены фантом перед началом сканирования (рис. 4, *a*) и кривая, отображающая амплитуду (2,5 см) и период дыхания (5 с) (рис. 4, *b*). Движение фантома со сферами моделирует процесс дыхания человека. КТ-исследование в каждой из восьми серий экспериментов проводилось в статическом состоянии фантома (имитирует исследование на КТ с задержкой дыхания).

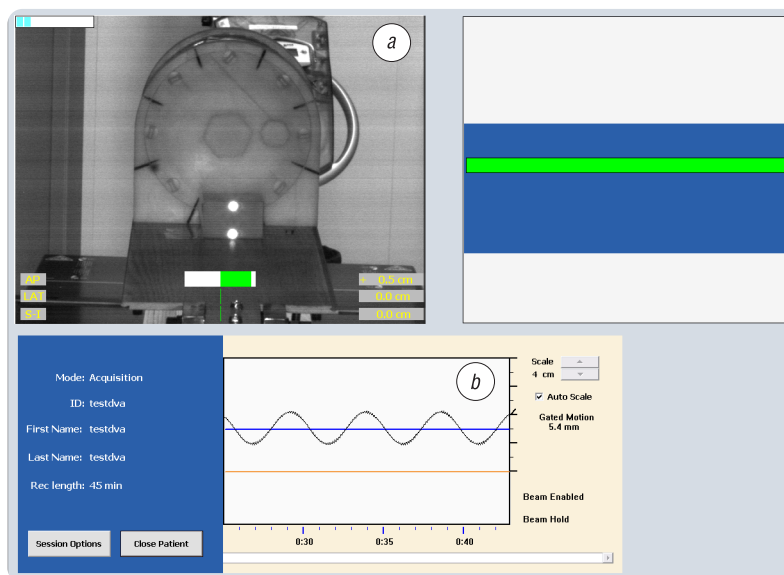


Рис. 4. Контроль движения установки с водонаполненным фантомом системой респиратория Гейтинга: *a* – маркер, использующий для контроля движения объекта; *b* – кривая дыхания

Fig. 4. Control of the movement of the installation with a water-filled phantom with a Heyting respirator system: *a* – a marker used to control the movement of an object; *b* – breathing curve

В каждом, из рассматриваемых экспериментов выполнены три серии реконструкций (ПЭТ) со следующими параметрами:

неизменяемые параметры: размерность матрицы 192×192 , аксиальные фильтры (используются для оптимизации качества диагностического изображения в аксиальной проекции) отключены, cut-off фильтр 6,4 мм;

изменяемые параметры: QCleag – реконструкционный алгоритм для подавления шума на диагностических изображениях; VPHD + PSF – реконструкционный алгоритм (аналог OSEM) диагностических изображений совместно с PSF-функцией с целью улучшения пространственного разрешения и улучшенного формирования контура области накопления РФП.

Длительность сканирования водонаполненного фантома с установленными сферами на ПЭТ равнялась 3 мин. Временной интервал между запуском ПЭТ и КТ-части составлял не более 30 с. Амплитуда – 2,5 см.

Расчет коэффициентов восстановления, разницы между коэффициентами восстановления для каждой из сфер при изменении параметров реконструкции, а также определение среднего значения девиации коэффициента восстановления при изменении параметров реконструкции приведены в [9]. Значение контраста для каждой из сфер установлено по формуле

$$\text{contrast} = \frac{C_{H,j}}{C_{B,j}}, \tag{1}$$

где $C_{H,j}$ – концентрация радиофармацевтического препарата измеренного в сфере, $C_{B,j}$ – фоновое значение концентрации РФП в объеме окружающей жидкости [10].

Среднее значение девиации контраста составило

$$\langle \text{contrast} \rangle_{\text{отн}} = \frac{\sum_1^n \text{contrast}_{\text{отн}}}{n} \cdot 100 \%, \tag{2}$$

где n – количество экспериментов.

На основании полученных результатов выполнен расчет несоответствия среднего значения коэффициентов восстановления в статическом и динамическом состоянии (для каждой из сфер) на сериях изображений, реконструированных с алгоритмами VPHD + PSF и QClear (таблица).

С уменьшением диаметра (соответственно, и объема) сферы наблюдается возрастание разницы значений (между статическим и динамическим положениями фантома) коэффициента восстановления. Разница коэффициентов восстановления на сериях QClear в статическом и динамическом положениях фантома практически идентична результатам, полученным на сериях VPHD + PSF. Следует отметить значительное преимущество средних коэффициентов восстановления при использовании алгоритма QClear для реконструкции динамических серий по сравнению с алгоритмом VPHD + PSF. (Значения $\langle RC \rangle, \%$, приведенные в столбце VPHD + PSF/QClear, отображают, на сколько процентов в среднем значения коэффициентов восстановления полученных в динамическом режиме на изображениях реконструированных с алгоритмом VPHD + PSF отличаются от коэффициентов восстановления, полученных на изображениях, реконструированных с алгоритмом QClear.)

В качестве примера приведем результаты трех последовательных экспериментов (рис. 5), в которых получены зависимости коэффициентов восстановления от размеров сфер с учетом динамического и статического положений фантома.

Важно отметить, что коэффициенты восстановления в статическом состоянии, полученные в результате анализа изображений на сериях QClear и VPHD + PSF, соответствуют результатам, полученным ранее с использованием фантома ИЕС.

На рис. 6 показаны примеры изображений фантома в статическом и динамическом состояниях. На рис. 6, а наблюдается наличие артефактов движения, размывание сфер вдоль оси смещения.

Также нами выполнена оценка влияния имитирующего дыхательный цикл движений на формирование значений контраста. На рис. 7 представлены результаты сравнения в процентном соотношении изменения контраста в статическом и динамическом состояниях фантома в каждом из проведенных экспериментов и средние значения девиации контраста для каждой из сфер.

Среднее значение несоответствия коэффициентов восстановления в статическом и динамическом состоянии фантома

Mean value of the discrepancy between the recovery factors in the static and dynamic states of the phantom

Диаметр сферы, мм	VPHD + PSF		QClear		VPHD + PSF/QClear	
	$\langle RC \rangle, \%$	SD	$\langle RC \rangle, \%$	SD	$\langle RC \rangle, \%$	SD
37	11,42	3,13	14,14	8,52	4,61	10,60
28	20,30	6,46	21,53	6,86	7,58	10,72
22	30,49	10,70	30,03	11,03	12,30	9,97
17	50,38	5,91	48,91	6,83	20,03	11,68
13	70,90	7,25	61,44	16,06	47,59	13,61
10	85,53	9,33	89,22	7,43	49,96	34,36

Примечание. $\langle RC \rangle$ – среднее значение несоответствия (девиации) коэффициента восстановления при изменении параметров реконструкции (понижение/повышение коэффициента восстановления), SD – стандартное отклонение.

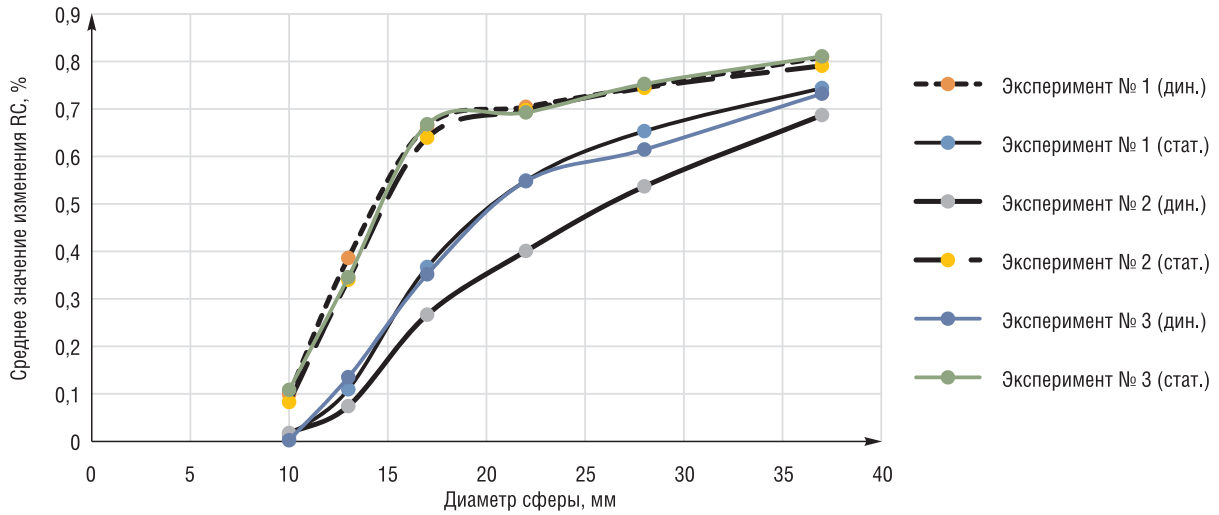


Рис. 5. Зависимости коэффициентов восстановления от размеров сфер с учетом движения фантома

Fig. 5. Graph of the dependence of the recovery coefficients on the size of the spheres, taking into account the movement of the phantom

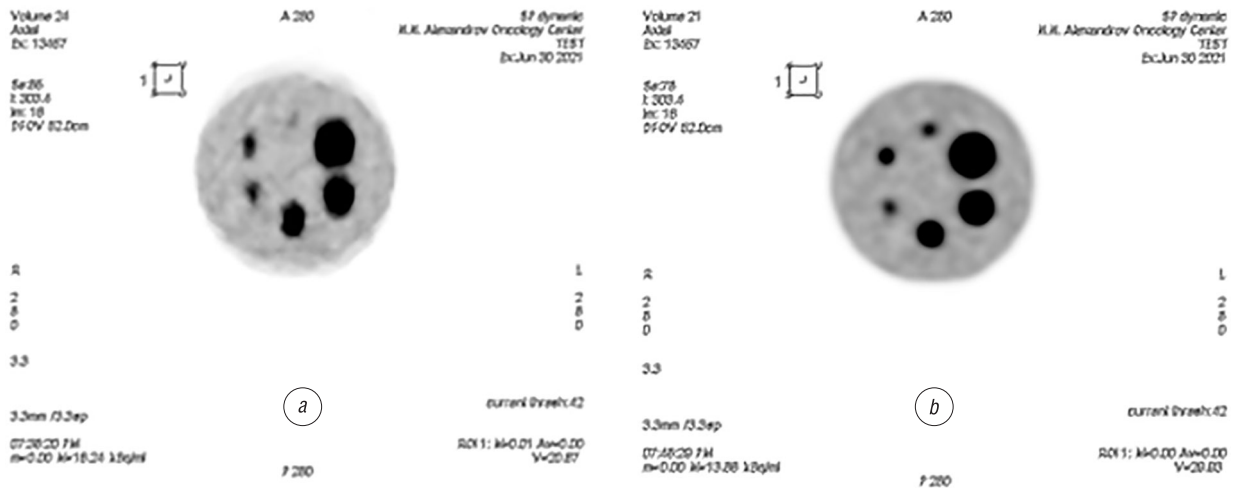


Рис. 6. Изображение фантома в динамическом (a) и статическом (b) состояниях

Fig. 6. Image of a phantom in a dynamic (a) and a static (b) states

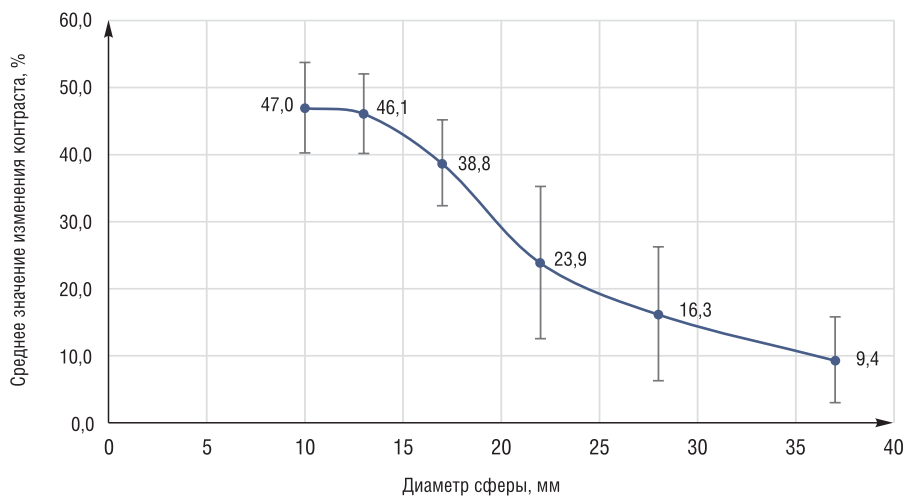


Рис. 7. Среднее значение изменения контраста в статическом и динамическом состоянии для каждой из сфер

Fig. 7. Average value of contrast change in static and dynamic state for each of the spheres

Заклучение. Представленная в работе оригинальная конструкция фантома для оценки количественных характеристик ПЭТ-изображений при исследовании динамических объектов успешно апробирована и синхронизирована с системой «респираторий Гейтинга». Полученные результаты изменения контраста сфер, являющихся моделями очагов накопления РФП, при движении патологических очагов вследствие дыхательных движений свидетельствуют об уменьшении количества диагностической информации и вероятности потери очагов, находящихся на границе пространственного разрешения ПЭТ (6 мм). Оптимальные значения коэффициентов восстановления получены при использовании реконструкционного алгоритма QClear.

Представленную в данной работе установку целесообразно использовать для контроля качества качественных и количественных характеристик диагностических изображений, получаемых как на ПЭТ/КТ сканерах, так и при проведении исследований с использованием ОФЭКТ/КТ (однофотонный эмиссионный томограф, совмещенный с компьютерным томографом).

Список использованных источников

1. Dual-modality PET/CT imaging: the effect of respiratory motion on combined image quality in clinical oncology / T. Beyer [et al.] // *Eur. J. Nucl. Med. Mol. Imaging*. – 2003. – Vol. 30, №4. – P. 588–596. <https://doi.org/10.1007/s00259-002-1097-6>
2. Factors Affecting Quantification in PET/CT Imaging / O. Mawlawi [et al.] // *Current Med. Imaging Rev.* – 2008. – Vol. 4, №1. – P. 34–45. <https://doi.org/10.2174/157340508783502778>
3. Spreadsheet program for estimating recovery coefficient to get partial volume corrected standardized uptake value in clinical positron emission tomography-computed tomography studies / A. K. Pandey [et al.] // *Indian J. Nucl. Med.* – 2012. – Vol. 27, №2. – P. 89–94. <https://doi.org/10.4103/0972-3919.110688>
4. PET/CT imaging: effect of respiratory motion on apparent myocardial uptake / L. L. Meunier [et al.] // *J. Nucl. Cardiol.* – 2006. – Vol. 13, №6. – P. 821–830. <https://doi.org/10.1016/j.nuclcard.2006.09.003>
5. Хмелев, А. В. Радионуклидная визуализация в ПЭТ-Центре: учеб. пособие / А. В. Хмелев. – М.: ГБОУ ДПО РМАПО, 2015. – 368 с.
6. Impact of moving target on measurement accuracy in 3D and 4D PET imaging – a phantom study / Y. Cui [et al.] // *Adv. Radiat. Oncol.* – 2017. – Vol. 2, №1. – P. 94–100. <https://dx.doi.org/10.1016/j.adro.2016.12.002>
7. Контроль качества изображения в позитронно-эмиссионной томографии с помощью фантома Madeira / Л. А. Чипига [и др.] // *Медицинская физика*. – 2014. – №3 (63). – С. 48–56.
8. Современные подходы к обеспечению качества диагностики в позитронно-эмиссионной томографии / Л. А. Чипига [и др.] // *Медицинская физика*. – 2019. – №2 (82). – С. 78–92.
9. Емельяненко, Е. В. Влияние реконструкционных параметров сканирования позитронно-эмиссионного томографа на эффект частичного объема патологического очага / Е. В. Емельяненко, И. Г. Тарутин, П. А. Белобоков // *Вест. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук*. – 2021. – Т. 66, №3. – С. 356–364. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-3-356-364>
10. An assessment of the impact of incorporating time-of-flight information into clinical PET/CT imaging / C. Lois [et al.] // *J. Nucl. Med.* – 2010. – Vol. 51, №2. – P. 237–245. <https://doi.org/10.2967/jnumed.109.068098>

References

1. Beyer T., Antoch G., Blodgett T., Freudenberg L. F., Akhurst T., Mueller S. Dual-modality PET/CT imaging: the effect of respiratory motion on combined image quality in clinical oncology. *European Journal of Nuclear Medicine and Molecular Imaging*, 2003, vol. 30, no. 4, pp. 588–596. <https://doi.org/10.1007/s00259-002-1097-6>
2. Mawlawi O., Kappadath S. C., Pan Tinsu, Rohren E., Macapinlac H. A. Factors Affecting Quantification in PET/CT Imaging. *Current Medical Imaging Reviews*, 2008, vol. 4, no. 1, pp. 34–45. <https://doi.org/10.2174/157340508783502778>
3. Pandey A. K., Sharma P., Pandey M., Aswathi K., Malhotra A., Kumar R. Spreadsheet program for estimating recovery coefficient to get partial volume corrected standardized uptake value in clinical positron emission tomography-computed tomography studies. *Indian Journal of Nuclear Medicine*, 2012, vol. 27, no. 2, pp. 89–94. <https://doi.org/10.4103/0972-3919.110688>
4. Meunier L. L., Maass-Moreno R., Carrasquillo J. A., Dieckmann W., Bacharach S. L. PET/CT Imaging: Effect of Respiratory Motion on Apparent Myocardial Uptake. *Journal of Nuclear Cardiology*, 2006, vol. 13, no. 6, pp. 821–830. <https://doi.org/10.1016/j.nuclcard.2006.09.003>
5. Hmelev A. V. *Radionuclide Imaging in a PET Center*. Moscow, Russian Medical Academy of Postgraduate Education, 2015. 368 p. (in Russian).
6. Yunfeng Cui, Bowsher J., Jing Cai, Fang-Fang Yin. Impact of moving target on measurement accuracy in 3D and 4D PET imaging – a phantom study. *Advances in Radiation Oncology*, 2017, vol. 2, no. 1, pp. 94–100. <https://doi.org/10.1016/j.adro.2016.12.002>
7. Chipiga L. A., Zvonova I. A., Kataeva G. V., Kostenikov N. A. Image quality control in positron emission tomography using the Madeira phantom. *Medicinskaya fizika = Medical Physics*, 2014, no. 3 (63), pp. 48–56 (in Russian).
8. Chipiga L., Vodovatov A., Kataeva G. et al. Proposals of quality assurance in positron emission tomography in Russia. *Meditsinskaya fizika = Medical Physics*, 2019, no. 2 (82), pp. 78–92 (in Russian).

9. Emelyanenko E. V., Tarutin I. G., Belobokov P. A. Influence of reconstruction parameters of positron emission tomography scanning on the effect of partial volume of the pathological lesion. *Vestsi Natsyonal'nei akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 3, pp. 356–364 (in Russian). <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-3-356-364>

10. Lois C., Jakoby B. W., Long M. J., Hubner K. F., Barker D. W., Casey M. E., Conti M., Panin V. Y., Kadrmas D. J., Townsend D. W. An assessment of the impact of incorporating time-of-flight information into clinical PET/CT imaging. *Journal of Nuclear Medicine*, 2010, vol. 51, no. 2, pp. 237–245. <https://doi.org/10.2967/jnumed.109.068098>

Информация об авторах

Емельяненко Евгений Владимирович – аспирант, инженер лаборатории позитронно-эмиссионной томографии, Республиканский научно-практический центр онкологии и медицинской радиологии имени Н.Н. Александрова (аг. Лесной, 223040, Минский район, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: zheka-ava@mail.ru

Петкевич Максим Николаевич – аспирант, Международный государственный экологический институт имени А.Д. Сахарова Белорусского государственного университета (ул. Долгобродская, 23/1, 220070, Минск, Республика Беларусь). E-mail: MaxPetkevichN@gmail.com

Тарутин Игорь Германович – доктор технических наук, профессор, главный научный сотрудник лаборатории лучевой терапии, Республиканский научно-практический центр онкологии и медицинской радиологии имени Н.Н. Александрова (аг. Лесной, 223040, Минский район, Минская область, Республика Беларусь). E-mail: itarutin@tut.by

Information about the authors

Evgeniy V. Emelianenko – Postgraduate Student, Engineer of the Positron Emission Tomography Laboratory, N.N. Alexandrov National Cancer Centre of Belarus (agrotown Lesnoy, 223040, Minsk District, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: zheka-ava@mail.ru

Maksim N. Piatkevich – Postgraduate Student, International Sakharov Environmental Institute of Belarusian State University (23/1, Dolgobrodskaya Str., 220070, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: MaxPetkevichN@gmail.com

Igor G. Tarutin – D. Sc. (Engineering), Professor, Chief Researcher of the Department of Radiation Therapy, N.N. Alexandrov National Cancer Centre of Belarus (agrotown Lesnoy, 223040, Minsk District, Minsk Region, Republic of Belarus). E-mail: itarutin@tut.by

ISSN 1561-8358 (Print)

ISSN 2524-244X (Online)

UDC 620.179.15

<https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-505-512>

Received 19.08.2021

Поступила в редакцию 19.08.2021

Sergei A. Zolotarev¹, Valery L. Vengrinovich¹, Sergei I. Smagin²¹*Institute of Applied Physics of the National Academy of Science of Belarus, Minsk, Republic of Belarus*²*Computing Center of the Far Eastern Branch of the Russian Academy of Sciences, Khabarovsk, Russian Federation*

ITERATIVE TOMOGRAPHY OF PIPES DURING OPERATION

Abstract. The pipe wall thickness was estimated based on three-dimensional images of the pipe recovered from several X-ray projections, which were made in a limited angle of view. Since the effects of scattered radiation and beam hardening are up to 50 % of the main radiation, ignoring them leads to blur of the image and inaccuracy in determining dimensions. To restore pipe images from projections, a volume and/or shell representation of the pipe is used, as well as iterative Bayesian methods. Using these methods, the error in estimating the pipe wall thickness from the projection data can be equal to or less than 300 μm. It has been shown that standard X-ray projections on the film or imaging plates used to obtain data can be used to restore pipe wall thickness profiles in factory conditions.

Keywords: iterative methods, image reconstruction, tomography, image processing, image enhancement, Bayesian method

For citation: Zolotarev S. A., Vengrinovich V. L., Smagin S. I. Iterative tomography of pipes during operation. *Vesti Natsyunal'noi akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2021, vol. 66, no. 4, pp. 505–512. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-505-512>

С. А. Золотарев¹, В. Л. Венгринович¹, С. И. Смагин²¹*Институт прикладной физики Национальной академии наук Беларуси Республики Беларусь, Минск, Республика Беларусь*²*Вычислительный центр Дальневосточного отделения Российской академии наук, Хабаровск, Российская Федерация*

ИТЕРАЦИОННАЯ ТОМОГРАФИЯ ТРУБ В ПРОЦЕССЕ ЭКСПЛУАТАЦИИ

Аннотация. Проведена оценка толщины стенки трубы, исходя из трехмерных изображений трубы, восстановленных из нескольких рентгеновских проекций, которые были выполнены в ограниченном угле обзора. Поскольку эффекты рассеянного излучения и ужесточения лучей составляют до 50 % от основного излучения, их игнорирование приводит к размытию изображения и неточности при определении размеров. Для восстановления изображений труб из проекций применяются объемное и/или оболочечное представление трубы, а также итеративные байесовские методы. При использовании этих методов ошибка оценки толщины стенки трубы из проекционных данных может быть равной или меньше 300 мкм. Показано, что полученные рентгеновским излучением стандартные проекции на пленке или визуализирующих пластинах, применяемых для получения данных, могут использоваться для восстановления профилей толщин стенок труб в заводских условиях.

Ключевые слова: итерационные методы, реконструкция изображений, томография, обработка изображения, улучшение изображения, байесовский метод

Для цитирования: Золотарев, С. А. Итерационная томография труб в процессе эксплуатации / С. А. Золотарев, В. Л. Венгринович, С. И. Смагин // Вес. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2021. – Т. 66, №4. – С. 505–512. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2021-66-4-505-512>

Introduction. There are a number of industrial areas, such as chemical and petrochemical, energy, pipeline transport, where accurate estimates of the thickness of the walls of transporting pipes as well as the detection of defects in the solidity of pipes is a problem of the viability of the design and its safety. Often these assessments require a combination of several non-destructive control techniques, such as vortex, ultrasound and X-ray. Note that the object of the type “pipe” belongs to the class of bite-homogeneous objects of control.

All the methods considered, except those based on X-rays, can be used only with sensors that are either directly inserted into the controlled tube or there is a possibility of direct contact with the outer surface of the pipe.

X-ray radiography allows contactless examination of the outer and inner surface of the pipe, but accurate estimates of corrosive and other damage to the pipe are not possible according to the radiograms used by X-ray methods give only a flat image of the 3D pattern and therefore the estimates made with their help are very approximate. On the X-ray, the shadows of the internal structures are superimposed on each other and mask important fragments of the pipe, much less minor defects. In the tomographic image, the internal structure of the pipe is reproduced without overlays, materials of different density and composition clearly differ. The dimensions of any inaccessible cavity and walls can be measured with high accuracy. That is, the problem could be solved by obtaining and analyzing three-dimensional tomographic images of pipes, but classical computed tomography is not applicable with limited access to the tube – a case that actually exists in practice.

The greatest application in the task – total thicknessometry – has ultrasound, but the laboriousness of the method when working with large surfaces of the pipe and the need for good contact of the sensor with the surface limit the scope of its application. Film and digital X-rays are also possible, but due to these limitations and the need to use a powerful source – radiation, γ for example, Ir-192 with a short half-life, have not yet found widespread use. These restrictions apply entirely to the defectoscopy of ring welded tubes.

Iterative image reconstruction. Let us consider the problem of reconstructing a two-dimensional tomographic image as an ill-posed inverse problem aimed at solving the following operator equation:

$$p = Q\mu + \eta, \quad (1)$$

where $p = p(y)$ is the measured data in the time or space domain; Q is an operator that translates input data into output, or one of the types of hardware functions; $\mu = \mu(x)$ is the vector of the desired distribution of unknown values and $\eta(y)$ is the random noise superimposed on the input data. In the linear finite-dimensional case considered below, the operator Q is defined using an order matrix with real elements $Q_{ij} = Q(y_i, x_j)$ and acts from the Euclidean space R^n into the space R^m , $\mu = (\mu_1, \mu_2, \dots, \mu_n)$, $p = (p_1, p_2, \dots, p_m)$. There are many different situations in which the operator equation (1) has no solution in the classical sense. In such cases, although the classical solution to Eq. (1) does not exist, one can seek its generalized solution, or the so-called pseudo solution, which can be obtained by solving the optimization problem, which, in the simplest case, leads to the minimization of the quadratic functional. Let us define a pseudo solution of problem (1) from the condition:

$$J(\tilde{\mu}) = \inf \{ J(\mu) : \mu \in R^n \}, \quad J(\mu) = \|Q\mu - p\|_{R^m}^2, \quad (2)$$

where $Q\mu$ are the model data obtained based on the solution of the direct problem. The pseudo-solution $\tilde{\mu}$ may not be unique, however, among the solutions with the minimum norm (2), it is the only one.

For an approximate search for a pseudo-solution, the idea of optimizing the data processing by minimizing some a priori functional weighted using the regularization parameter $\alpha > 0$ turned out to be useful:

$$R_\alpha(\mu) = J(\mu) + \alpha B(\mu). \quad (3)$$

The functional $B(\mu)$ imposes quality constraints on the solution. They are specified either as the sum of squares of adjacent elements of the reconstructed object $\sum \mu_j^2$ or as a sum (maximum entropy method) $\sum \mu_j \log \mu_j$, which is the entropy of discretely distributed elements that have values. Entropy is used as a priori knowledge, providing a way for the most unbiased assignment of an a priori functional. By minimizing the functional, a stable approximate pseudo-solution $\tilde{\mu}_\alpha$ can be obtained:

$$R_\alpha(\tilde{\mu}_\alpha) = \inf \{ R_\alpha(\mu) : \mu \in R^n \}, \quad (4)$$

where $\tilde{\mu}_\alpha \rightarrow \tilde{\mu}$ at $\alpha \rightarrow 0$. The inclusion of the a priori expected probability distribution in the calculations makes it possible to reduce the effect of uncertainty in the experimental data. The probabilistic rule for probabilistic information processing is based on the Bayesian theorem for calculating the conditional probability, which is written as:

$$P(\mu | p) = \frac{P(p | \mu)P(\mu)}{P(p)}, \quad (5)$$

where $P(\mu|p)$ is the posterior probability distribution, $P(p|\mu)$ is the probability function, which formally describes the response of the measuring system, taking into account noise; $P(p)$ is the unconditional

probability of the experimental data. Here it is considered as a global normalization constant given by a rule $P(p) = \sum P(p|\mu)P(\mu)$, and $P(\mu)$ is an a priori probability distribution. Thus, in order to calculate the most probable unknown solution, it is necessary to maximize the expression $P(\mu|p)$. In the probabilistic approach, image reconstruction begins with maximizing the Bayesian conditional probability according to expression (5). This maximization operation is equivalent to minimizing the following functional:

$$\min: -\log P(\mu|p) = -\log P(p|\mu) - \alpha \log P(\mu), \quad (6)$$

where the Gaussian noise can be estimated as follows:

$$\inf \left\{ -\log P(p|\mu) : \mu \in R^n \right\} = J(\tilde{\mu}). \quad (7)$$

The expression on the right can be interpreted as the root mean square variance of the entire image. The $-\log P(\mu)$ term is the informational negative entropy. This qualitative characteristic can include: homogeneity, the presence of a limited number of dissimilar phase inclusions, the property of positivity of the numerical values of the linear attenuation coefficients in voxels, etc. The quality of the input information can be estimated using the unconditional probability of the input data $P(p)$. The relatively small value of $P(p)$ is, as a rule, the result of poor compatibility of a priori information, which does not cover all input data. However, an extremely large value of $P(p)$ greatly expands the configuration space and, thus, leads to difficulties associated with poor convergence of the iterative procedure and, accordingly, too high computational costs.

Good results are obtained by using iterative tomographic algorithms using total variation (TV) as a regularizing functional [5]. The total variation method has provided new opportunities for iterative tomography, which makes it possible to successfully reconstruct images by minimizing the TV semi-norm even with a limited number of noisy projections. The use of minimizing the total variation of the reconstructed image makes it possible to eliminate artifacts caused by noise in X-ray projections arising from the low current of the X-ray tube. In addition, the use of total variation provides almost complete elimination of bandpass artifacts caused by a decrease in the number of projections.

Tomography of limited number of projections at incomplete angle of view. During the tomographic reconstruction, a set of X-ray projection images is transformed into many flat sections of the three-dimensional tomographic image, which is a laborious computational procedure. The Institute of Applied Physics of the National Academy of Science of Belarus has developed software that allows parallel reconstruction for spiraling, fan and conical geometry of shooting. The software is designed for Windows XP, 64 bit, Windows 7, 64 bit and Windows 8, 64 bit.

Internal defects such as cracks, voids and foreign inclusions can have a significant impact on the reliability and quality of industrial products. With our state-of-the-art tomographic software, we can give you a look inside your product and show you in three-dimensional form why they don't meet the requirements.

Our experience allows us to correctly assess complex 3D digital images and correctly diagnose the problem by identifying defects up to the micron level. Usually, the study of the internal structure of the object cannot be achieved without the destruction of the object itself. This study is crucial for identifying defects in substandard products, such as identifying voids and cracks. When the sample is cut into several parts in order to find these defects. New defects can be introduced, the original sample is destroyed, and therefore there is a risk that the defect will not be detected due to the fact that the cutting of part of the sample was done in the wrong place.

3D imaging, applied simultaneously with the software for tomographic reconstruction, is an alternative to destructive control methods, as the controlled object can be investigated in its entirety, and the result of tomographic reconstruction provides a full three-dimensional representation of the necessary spatial area, both inside and outside the object. The software is designed to collect input projection data at different positions of the radiation source and different scanning geometries.

Two-dimensional wrapping tomography of the longitudinal profile of the pipe.

Purpose: Reconstruct the longitudinal image of the pipe and measure the thickness of the walls with an accuracy of 0.5 mm.

The wording of the problem: Overcoming mathematical degeneration: The prospective viewing angle of the object is too small to accurately recover the image of the four surface pipes (Figure 1).

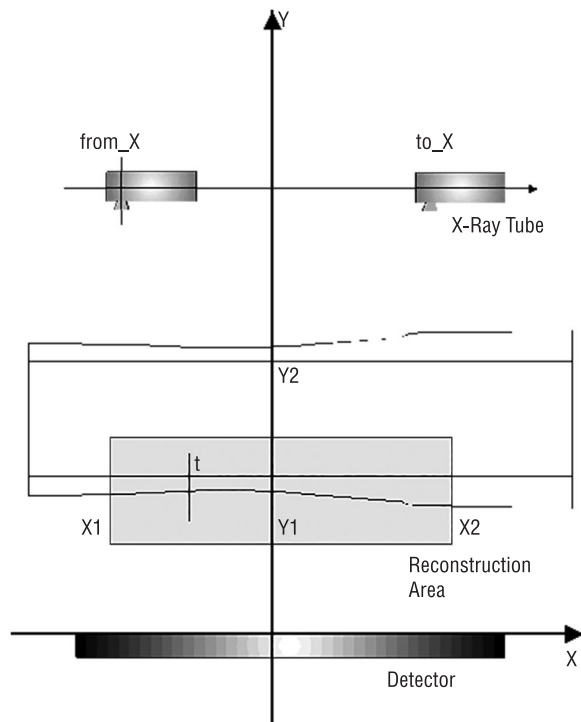


Figure 1. Scan geometry for reconstruction longitudinal profile pipes

Science and Diagnostics, an application software package was developed, providing reconstruction of the profile of the inner and outer surfaces of the pipes with the help of the system of mechanized radiometry TomoCAR. The software interface provides input of the raw data and the task of parameters of preprocessing and reconstruction, both for scanning along the pipe axis, and for the sequential removal of a set of such scanned data while rotating the scanner around the axis of the pipe with a given angular step, which provides reconstruction of the internal and outer surfaces of the pipe.

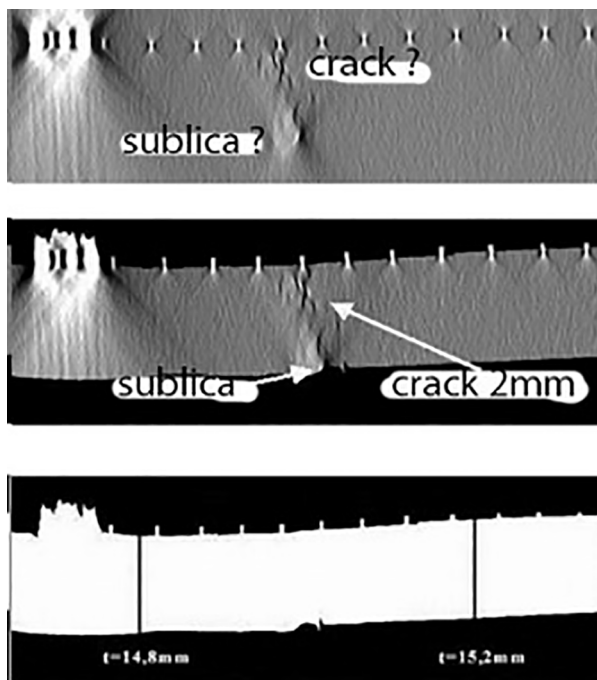


Figure 2. Image fusion technology

The Federal Institute of Materials Science and Diagnostics (Germany, Berlin) has developed a tomographic radiometry system TomoCAR, adapted to a wide range of pipe diameters and allows automatic obtaining a set of flat X-ray images of longitudinal section of the pipe in the corner of the view, limited to 40–45°. The pixel is 83 microns, with a total length of 1,856 pixels (0.4 mm × 1.5 mm). The mechanized radiometric system was created to inspect the ring seams. Its main task is to detect and assess the size of 176 mm 500 mm the cracks. The X-ray source moves along the longitudinal axis of the pipe. At the same time, in one pass it produces up to 1200 pulses of radiation recorded by the linear matrix of detectors.

The main problem is that in the planning tomography due to the acute lack of data due to the small angle of view (only 35–45° instead of the required 180°) reconstruction by filtered reverse projections (FBP) allows only a greased image of a pipe with a large number of artifacts.

In the Computational Diagnostics Laboratory of the Institute of Applied Physics of the National Academy of Science of Belarus, in cooperation with the Federal German Institute of Materials Computational resources were allocated by the Russian side [6].

Examples of pipe profile reconstruction. The reconstruction technology for tomoCAR's mechanized X-ray projection system was designed by Institute of Applied Physics. However, due to the use of smoothing prior information, the resolution may not be sufficient 0.5 mm to detect particularly minor defects. In the upper zone of the picture, the result of the reconstruction of the pipe by the FOP method is shown, on the lower zone – the result of the reconstruction of the same section of the pipe by the method of wrapping reconstruction, and in the middle – the image obtained by merging the two previous images (Figure 2).

An important addition to the previously described tomographic methods of reconstruction based on limited data is the method of three-dimensional wrapping reconstruction, which allows reconstruction of the inner and outer surface of the pipe, which is in operation even with unilateral access to it.

Reconstruction of the inner surface of the pipe by five projections. The proposed technique was tested on a sample from the German Institute of Materials Science and Diagnostics, which was a steel pipe. To test the resolution of the algorithm, four delays were attached to the inner surface of the pipe 3.6 mm, 1.8, 1.4, 1.25, 0.8 mm.

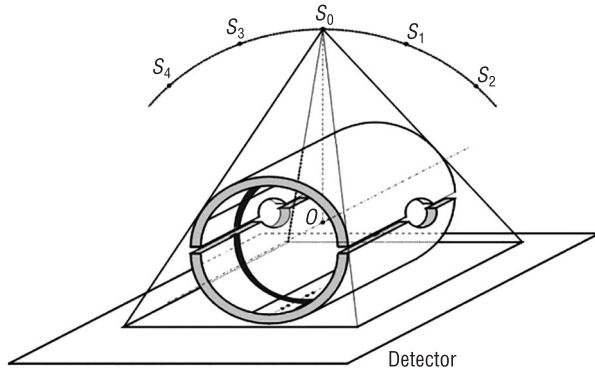


Figure 3. X-ray data collection scheme. Spatial positions of the radiation source are depicted in the arc segment. Under them a test tube is shown underlying the X-ray film

For this geometry, the source of radiation can be considered a point, i.e. the X-ray was carried out by a conical beam. The linear weakening of the pipe material was transferred to a larger grid for reconstruction. The image size was 593×299 pixels. Discretization of the inner surface μ^{-1} is 0.2 mm, on the corner – 1200 points, and on the axis residents 213 points (0.3 degrees and 0.3 mm and 0.1 mm – the size of intervals on the corner and coordinate) (Figures 3, 4). The computation time on modern computers is about 10 to 15 minutes.

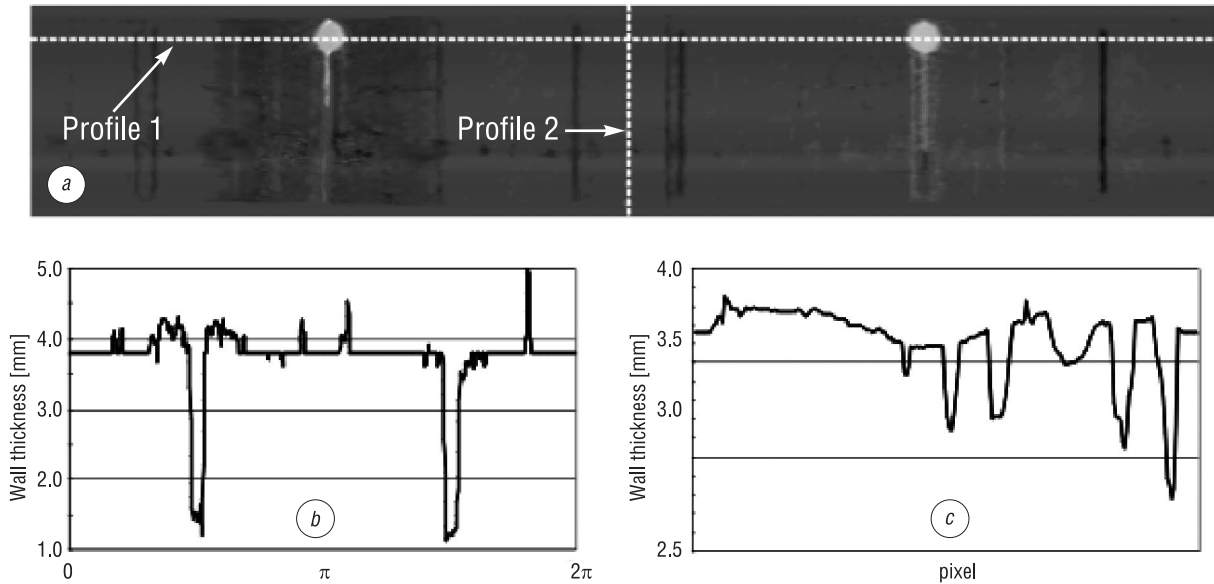


Figure 4. Reconstruction results: gray value representation of inner pipe surface together with pipe profile along the circle (a), thickness profile 1 (b) and profile 2 (c) along pipe axis

Three-dimensional tomography taking into account a priori information. In industrial X-ray imaging, the input of the data and the limited range of the views require optimal accounting of all available a priori information. It is known that the main problems of industrial tomography are:

- 1) limited viewing angle,
- 2) low number of projections
- 3) translucence by a diverging conical beam.

The challenge is to use the maximum pre-found prior information about the solution you're in. In the process of image reconstruction, the information is numerically transformed, which involves its distortion, as it involves discretization. When a mathematical model is replaced with a discrete model, the original information is distorted. Iterative account and rounding errors distort the information as it is numerically converted. The more complex the task, the more distortions of information in its numerical solution is, the less reliable is the result of the decision. Attempts to achieve the desired accuracy by reducing the step of the grid lead to an increase in the number of unknowns. At the same time, the amount of calculations increases dramatically, and, consequently, the accumulation of errors appears.

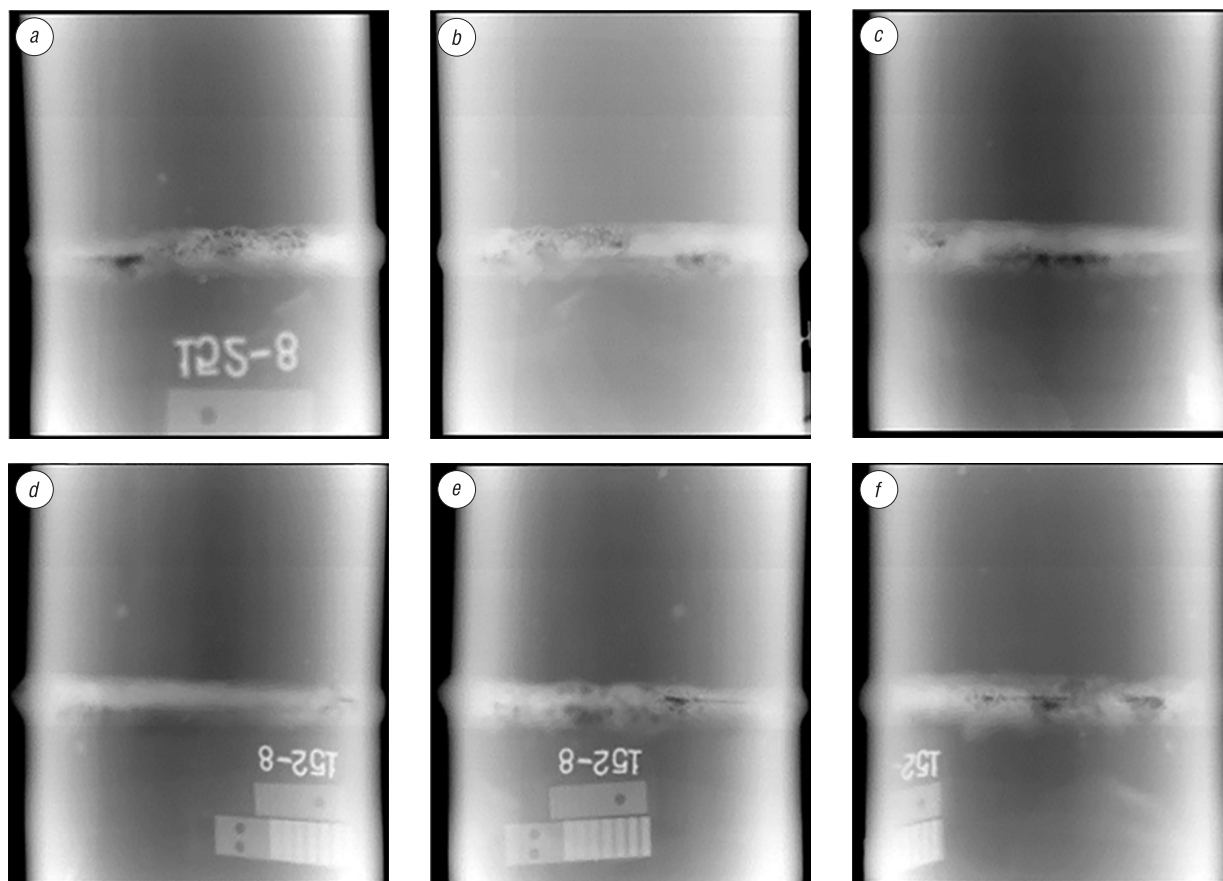


Figure 5. X-ray projections of the test tube: *a* – projection for 0° , *b* – projection for 45° , *c* – projection for 90° , *d* – projection for 135° , *e* – projection for 180° , *f* – projection for 225°

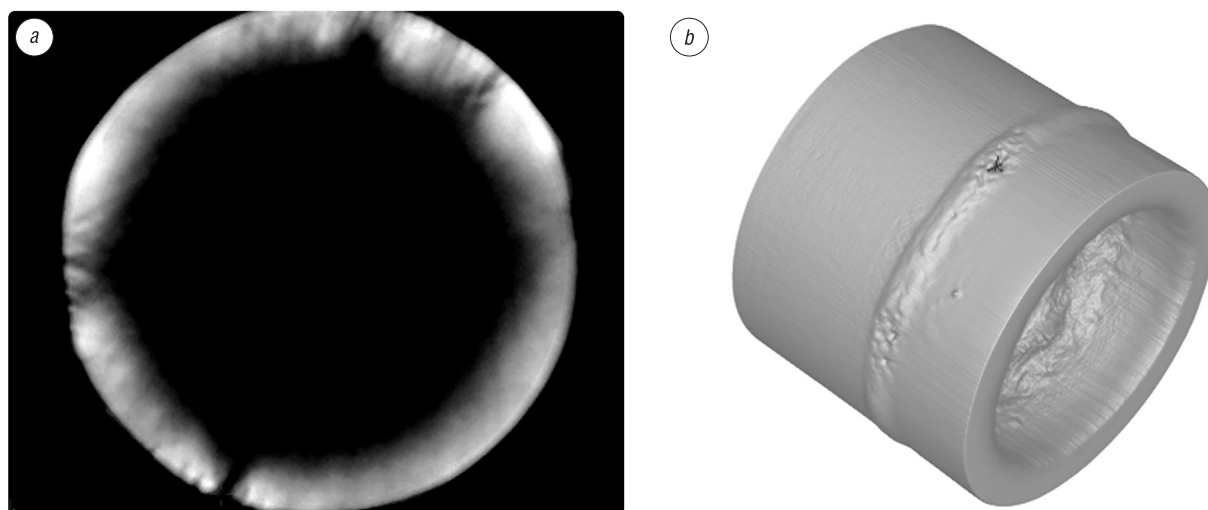


Figure 6. Cross section (*a*) and a promising view (*b*) of the reconstructed pipe image

However, additional prior information about the integral properties of the object under study can be added to the theoretical model. The introduction of a priori information narrows the function class in which a solution is sought, reduces computation, and creates restrictions on random misrepresentation of information when you score. As a rule, industrial objects are bit-and-homogeneous objects consisting of the final number of different materials. For example, industrial pipelines can be considered as three-phase objects consisting of steel or cast iron, insulation and leaking liquid, or some gaseous phase (steam or gas).

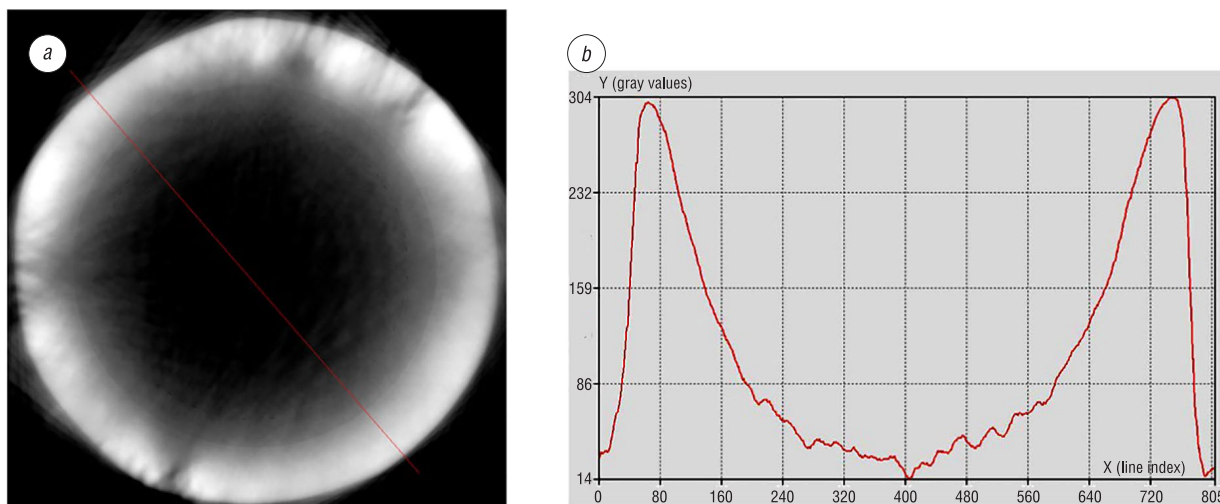


Figure 7. Cross section of the pipe (a) and its profile along the line (b) running through its center

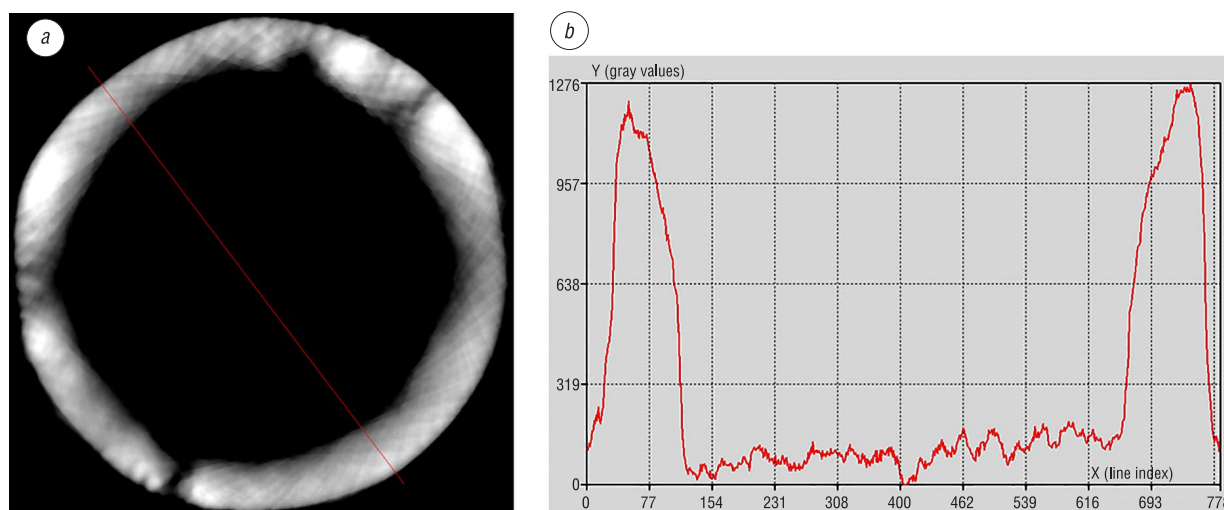


Figure 8. Cross-section of the pipe (a) and its profile along the line (b) running through the center of the pipe

For such objects, the quality of tomographic reconstruction can be significantly improved by using iterative algorithms using total variation as a regulatory function. The total variation method has provided new possibilities of iterative tomography, allowing successful reconstruction of images by minimizing TV even with a limited number of noisy projections.

Below, Figure 5 shows five X-ray projections of a pipe with a diameter 89 mm and a wall with thickness of 10 mm, obtained at the Mozyr Oil Refinery. The lack of energy of the X-ray source caused a strong blur on the X-ray projections due to the effects of scattering and the tightening of X-rays.

Figure 6 shows a cross section of the pipe in the weld area and a promising image of the pipe. Note that this image is unsuitable for virtual measurements (Figure 7). The application of the method of a total variation of the [5] has provided the necessary reconstruction (Figure 8).

Conclusions. The proposed tomographic reconstruction technique can be applied to the wall thickness determination for corroded pipes. For this purpose only a couple of projections within limited observation angle are sufficient to get accurate measures. The measurement error of less than 0.3 mm can be reached. The accuracy of the technique can be improved by extracting the contribution of concomitant effects like scattering and background radiation from the exposed image.

Finally, the conclusion can be drawn that standard projection techniques using X- or γ -rays in combination with X-ray film or imaging plates can be applied for the data acquisition to reconstruct wall thickness profiles in an in-field environment.

Acknowledgments

This work was funded by the Federal Ministry for Economic Affairs and Energy (Federal Republic of Germany) and the National Academy of Sciences of Belarus.

This work was funded by the Federal Ministry of Economics of Germany and the National Academy of Sciences of Belarus. The studies were carried out using the resources of the Center for Shared Use of Scientific Equipment “Center for Processing and Storage of Scientific Data of the Far Eastern Branch of the Russian Academy of Sciences”, funded by the Ministry of Science and Higher Education of the Russian Federation (project No. 075-15-2021-663).

Благодарности

Работа выполнена при финансовой поддержке Федерального министерства экономики и энергетики Германии и Национальной академии наук Беларуси.

Исследования проводились с использованием ресурсов Центра коллективного пользования научным оборудованием «Центр обработки и хранения научных данных Дальневосточного отделения Российской академии наук», финансируемого Министерством науки и высшего образования Российской Федерации (проект №075-15-2021-663).

References

1. Vengrinovich V.L., Zolotarev S.A. *Iterative Methods in Tomography*. Minsk, Belaruskaya navuka Publ., 2009. 227 p. (in Russian).
2. Vengrinovich V.L., Denkevich J.B., Tillack G.-R., Nockeman C. Multistep 3D X-ray Tomography from a Limited Number of Projections and Views. Tompsonand D. O., Chimenti D. E., eds. *Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation*. New York, Plenum Press, 1997. Vol. 16, pp. 317–323. https://doi.org/10.1007/978-1-4615-5947-4_41
3. Vengrinovich V.L., Denkevich J.B., Tillack G.-R. Limited Projections and Views Bayesian 3D Reconstruction Using Gibbs Priors. *Proceedings 7th European Conference on Non-destructive Testing (ECNDT'98), Copenhagen, 26–29 May 1998*. Copenhagen, 1998, pp. 2371–2378.
4. Linden W. von der. Maximum-entropy data analysis. *Applied Physics A*, 1995, vol. 60, no. 2, pp. 155–165. <http://dx.doi.org/10.1007/BF01538241>
5. Jia R. Q., Zhao H. Q. A Fast Algorithm for the Total Variation Model of Image Denoising. *Advances in Computational Mathematics*, 2010, vol. 33, no. 2, pp. 231–241. <https://doi.org/10.1007/s10444-009-9128-5>
6. Sorokin A. A., Makogonov S. V., Korolev S. P. Information Infrastructure for Collective Scientific Work in the Far East of Russia. *Scientific and Technical Information Processing*, 2017, vol. 44, no. 4, pp. 302–304. <https://doi.org/10.3103/s0147688217040153>

Information about the authors

Sergei A. Zolotarev – D. Sc. (Engineering), Chief Researcher, Institute of Applied Physics of the National Academy of Sciences of Belarus (16, Akademicheskaya Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0002-1498-0658>. E-mail: sergei.zolotarev@gmail.com

Valery L. Vengrinovich – D. Sc. (Engineering), Professor, Head of the Laboratory of Computing Diagnostics, Institute of Applied Physics of the National Academy of Sciences of Belarus (16, Akademicheskaya Str., 220072, Minsk, Republic of Belarus). <https://orcid.org/0000-0001-5413-802X>. E-mail: veng@iaph.bas-net.by

Sergei I. Smagin – Corresponding Member of the Russian Academy of Sciences, D. Sc. (Physics and Mathematics), Professor, Director of Computing Center of the Far Eastern Branch of the Russian Academy of Sciences (65, Kim Yu Chen Str., 680000, Khabarovsk, Russian Federation). <https://orcid.org/0000-0002-1879-8829>. E-mail: smagin@ccfebras.ru

Информация об авторах

Золотарев Сергей Алексеевич – доктор технических наук, главный научный сотрудник, Институт прикладной физики Национальной академии наук Беларуси (ул. Академическая, 16, 220072, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0002-1498-0658>. E-mail: sergei.zolotarev@gmail.com

Венгринович Валерий Львович – доктор технических наук, профессор заведующий лабораторией вычислительной диагностики, Институт прикладной физики Национальной академии наук Беларуси (ул. Академическая, 16, 220072, Минск, Республика Беларусь). <https://orcid.org/0000-0001-5413-802X>. E-mail: veng@iaph.bas-net.by

Смагин Сергей Иванович – член-корреспондент Российской академии наук, доктор физико-математических наук, профессор, директор вычислительного центра Дальневосточного отделения Российской академии наук (ул. Ким Ю Чена, 65, 680000, Хабаровск, Российская Федерация). <https://orcid.org/0000-0002-1879-8829>. E-mail: smagin@ccfebras.ru