

ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ  
И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ОБЪЕДИНЕНИЙ СНГ

**ЭНЕРГЕТИКА**

Том 64, № 4  
2021

МЕЖДУНАРОДНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ  
ИЗДАЕТСЯ С ЯНВАРЯ 1958 ГОДА

**Учредитель**

Министерство образования Республики Беларусь

---

Журнал включен в базы данных:  
Scopus, EBSCO, DOAJ, WorldCat, OpenAIRE, Google Scholar, РИНЦ,  
ЭБС «Лань», НЭБ «КиберЛенинка», Соционет

**СОДЕРЖАНИЕ**

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

- Менжинский А. Б., Малашин А. Н., Менжинский П. Б.** Разработка уточненных электромагнитных моделей электрических генераторов возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами ..... 291
- Левицкий А. С., Зайцев Е. А., Панчик М. В.** Метод контроля сердечника статора мощного турбогенератора ..... 303
- Kuchanskyi V. V.** Comparative Analysis of Measures and Technical Means for Suppressing the Aperiodic Current Component in Circuit Breaker  
(**Кучанский В. В.** Сравнительный анализ мероприятий и технических средств для подавления аperiodической составляющей в токе линейного выключателя) ..... 314

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

- Романюк В. Н., Нияковский А. М.** Научно-методические основы эксергетического анализа процессов тепловой обработки бетонных изделий в теплотехнологических установках. Часть 2 ..... 328
- Сухоцкий А. Б., Данильчик Е. С.** Конвективная теплоотдача однорядных пучков из труб с накатными алюминиевыми ребрами различной высоты при малых числах Рейнольдса ..... 336
- Митрофанов А. В., Мизонов В. Е., Шпейнова Н. С., Василевич С. В., Касаткина Н. К.** Опытнo-теоретическое исследование аксиального распределения частиц твердой фазы в кипящем слое ..... 349
- Гриценко А. В., Внукова Н. В., Позднякова Е. И.** Совместное сжигание продуктов пиролиза шин и древесных пеллет ..... 363

**Главный редактор Федор Алексеевич Романюк**

**Редакционная коллегия**

- В. ВУЙЦИК (Технический университет «Люблинская политехника», Люблин, Республика Польша),*  
*В. В. ГАЛАКТИОНОВ (Русский институт управления имени В. П. Чернова, Москва, Российская Федерация),*  
*М. ДАДО (Зволенский технический университет, Зволен, Словацкая Республика),*  
*К. В. ДОБРЕГО (Высшая аттестационная комиссия Республики Беларусь, Минск, Республика Беларусь) (заместитель главного редактора),*  
*И. В. ЖЕЖЕЛЕНКО (Приазовский государственный технический университет, Мариуполь, Украина),*  
*П. В. ЖУКОВСКИ (Технический университет «Люблинская политехника», Люблин, Республика Польша),*  
*В. В. ИВАШЕЧКИН (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),*  
*А. С. КАЛИНИЧЕНКО (Белорусский государственный технологический университет, Минск, Республика Беларусь),*  
*А. И. КИРИЛЛОВ (Санкт-Петербургский государственный политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация),*  
*А. КОННОВ (Университет Лунда, Швеция),*  
*Х. МАХКАМОВ (Университет Нортумбрии, Великобритания),*  
*А. А. МИХАЛЕВИЧ (Национальная академия наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь),*  
*НГО ТУАН КИЕТ (Научный энергетический институт Вьетнамской академии наук и технологий, Ханой, Социалистическая Республика Вьетнам),*  
*О. Г. ПЕНЯЗЬКОВ (Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова НАН Беларуси, Минск, Республика Беларусь),*  
*Е. Н. ПИСЬМЕННИЙ (Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт», Киев, Украина),*  
*В. Ю. РУМЯНЦЕВ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),*  
*А.-С. С. САУХАТАС (Рижский технический университет, Рига, Латвийская Республика),*  
*В. С. СЕВЕРЯНИН (Брестский государственный технический университет, Брест, Республика Беларусь),*  
*В. А. СЕДНИН (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),*  
*Б. С. СОРОКА (Институт газа НАН Украины, Киев, Украина),*  
*В. А. СТРОЕВ (Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва, Российская Федерация),*  
*Е. В. ТОРОПОВ (Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Российская Федерация),*  
*Е. УШПУРАС (Литовский энергетический институт, Каунас, Литовская Республика),*  
*Б. М. ХРУСТАЛЕВ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),*  
*Л. В. ШЕНЕЦ (Евразийская экономическая комиссия, Москва, Российская Федерация)*

**Ведущий стилистический редактор В. Н. Гурьянчик**

**Издание зарегистрировано в Министерстве информации Республики Беларусь 28 февраля 2019 г.  
Регистрационный номер 1257**

Набор и верстка выполнены в редакции журналов «Энергетика» и «Наука и техника»

---

Подписано к печати 30.07.2021. Формат бумаги 60×84<sup>1</sup>/<sub>8</sub>. Бумага мелованная.  
Печать цифровая. Гарнитура Таймс. Усл. печ. л. 11,25. Уч.-изд. л. . Тираж 100 экз.  
Дата выхода в свет . 2021. Заказ .

---

Адрес редакции: 220013, г. Минск, Республика Беларусь, пр. Независимости, 65.  
Белорусский национальный технический университет, корп. 2, комн. 327.  
Тел.: +375 17 292-65-14  
e-mail: energy@bntu.by; energy-bntu@mail.ru  
<http://energy.bntu.by>

---

Отпечатано в БНТУ. Лицензия ЛП № 02330/74 от 03.03.2014.  
220013, г. Минск, пр. Независимости, 65

© Белорусский национальный технический университет, 2021

PROCEEDINGS OF THE CIS  
HIGHER EDUCATION INSTITUTIONS  
AND POWER ENGINEERING ASSOCIATIONS

**ENERGETIKA**

V. 64, No 4  
2021

INTERNATIONAL SCIENTIFIC AND TECHNICAL JOURNAL  
PUBLISHED FROM JANUARY, 1958

**Founder**

Ministry of Education of the Republic of Belarus

---

The Journal is included in the following databases:  
Scopus, EBSCO, DOAJ, WorldCat, OpenAIRE, Google Scholar, RISC,  
Lan, CyberLeninka, Socionet

**CONTENTS**

ELECTRICAL POWER ENGINEERING

<b>Menzhinski A. B., Malashin A. N., Menzhinski P. B.</b> Development of Refined Electromagnetic Models of Reciprocating Electric Generators with Permanent Magnets . . . .	291
<b>Levitskiy A. S., Zaitsev Ie. O., Panchik M. V.</b> Method for Monitoring the Stator Core of a Powerful Turbo Generator. . . . .	303
<b>Kuchanskiy V. V.</b> Comparative Analysis of Measures and Technical Means for Suppressing the Aperiodic Current Component in Circuit Breaker . . . . .	314

HEAT POWER ENGINEERING

<b>Romaniuk V. N., Niyakovskii A. M.</b> Scientific and Methodological Bases of Exergetic Analysis of the Processes of Heat Treatment of Concrete Products in Heat Technology Installations. Part 2 . . . . .	328
<b>Sukhotski A. B., Danil'chik E. S.</b> Convective Heat Exchange of Single-Row Bundles from Tubes with Rolled Aluminum Fins of Various Height at a Low Values of the Reynolds Number . . . . .	336
<b>Mitrofanov A. V., Mizonov V. E., Shpeynova N. S., Vasilevich S. V., Kasatkina N. K.</b> Experimental and Theoretical Study of the Axial Distribution of Solid Phase Particles in a Fluidized Bed . . . . .	349
<b>Grytsenko A. V., Vnykova N. V., Pozdnyakova O. I.</b> Co-Combustion of Tire Pyrolysis Products and Wood Pellets . . . . .	363

**Editor-in-Chief Fiodar A. Romaniuk**

**Editorial Board**

- W. T. WÓJCIK (Lublin University of Technology “Politechnika Lubelska”, Lublin, Republic of Poland),*  
*V. V. GALAKTIONOV (Russian Institute of Management named after V. P. Chernov, Moscow, Russian Federation),*  
*M. DADO (Technical University in Zvolen, Zvolen, Slovak Republic),*  
*K. V. DOBREGO (Higher Attestation Commission of the Republic of Belarus, Minsk, Republic of Belarus) (Deputy Editor-in-Chief),*  
*I. V. ZHEZHELENKO (Pryazovskyi State Technical University, Mariupol, Ukraine),*  
*P. W. ZHUKOWSKI (Lublin University of Technology “Politechnika Lubelska”, Lublin, Republic of Poland),*  
*V. V. IVASHECHKIN (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),*  
*A. S. KALINICHENKO (Belarusian State Technological University, Minsk, Republic of Belarus),*  
*A. I. KIRILLOV (Peter the Great Saint-Petersburg Polytechnic University, Saint-Petersburg, Russian Federation),*  
*A. KONNOV (Lund University, Sweden),*  
*K. MAHKAMOV (Northumbria University, United Kingdom),*  
*A. A. MIKHALEVICH (The National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus),*  
*NGO TUAN KIET (Research Energy Institute under the Vietnam Academy of Science and Technology, Hanoi, Socialist Republic of Vietnam),*  
*O. G. PENYAZKOV (A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus),*  
*E. N. PISMENNYI (National Technical University of Ukraine “Kyiv Polytechnic Institute”, Kiev, Ukraine),*  
*V. Yu. RUMIANTSEV (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),*  
*A.-S. S. SAUHATAS (Riga Technical University, Riga, Republic of Latvia),*  
*V. S. SEVERYANIN (Brest State Technical University, Brest, Republic of Belarus),*  
*V. A. SEDNIN (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),*  
*B. S. SOROKA (The Gas Institute of the National Academy of Sciences of Ukraine, Kiev, Ukraine),*  
*V. A. STROEV (National Research University “Moscow Power Engineering Institute”, Moscow, Russian Federation),*  
*E. V. TOROPOV (South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation),*  
*E. UŠPURAS (Lithuanian Energy Institute, Kaunas, Republic of Lithuania),*  
*B. M. KHROUSTALEV (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),*  
*L. V. SHENETS (The Eurasian Economic Commission, Moscow, Russian Federation)*

**Leading Style Editor V. N. Guryanchyk**

**Publication is registered in the Ministry of Information of the Republic of Belarus in 2019, February, 28<sup>th</sup>  
Reg. No 1257**

Typesetting and makeup are made in editorial office  
of Journals “Energetika” and “Science and Technique”

---

Passed for printing 30.07.2021. Dimension of paper 60×84<sup>1</sup>/<sub>8</sub>. Coated paper.  
Digital printing. Type face Times. Conventional printed sheet 11,25.  
An edition of 100 copies. Date of publishing . 2021. Order list .

---

**ADDRESS**

Belarusian National Technical University  
65, Nezavisimosty Ave., Building 2, Room 327  
220013, Minsk, Republic of Belarus  
Tel.: +375 17 292-65-14  
e-mail: energy@bntu.by; energy-bntu@mail.ru  
<http://energy.bntu.by>

---

Printed in BNTU. License LP No 02330/74 from 03.03.2014.  
220013, Minsk, 65, Nezavisimosty Ave.

© Belarusian National Technical University, 2021

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-291-302>

УДК 621.313

## Разработка уточненных электромагнитных моделей электрических генераторов возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами

А. Б. Менжинский<sup>1</sup>, А. Н. Малашин<sup>1</sup>, П. Б. Менжинский<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Военная академия Республики Беларусь (Минск, Республика Беларусь),

<sup>2</sup>Гродненский государственный университет имени Я. Купалы (Гродно, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2021  
Belarusian National Technical University, 2021

**Реферат.** Анализ научных работ, посвященных математическому описанию электрических генераторов возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами, показал, что предлагаемые математические модели такого типа генераторов основываются на теории магнитных цепей (упрощенном представлении о магнитной системе и магнитном поле в виде магнитной цепи с соответствующими проводимостями). Однако в отличие от традиционных электрических машин вращательного типа электрические генераторы возвратно-поступательного движения обладают рядом особенностей, опущение которых при моделировании увеличивает затраты на их создание за счет продолжительности проектирования и экспериментальной доработки. Поэтому на начальных этапах электромагнитного расчета и решения задач оптимизации требуется применение адекватных математических моделей. С этой целью может использоваться моделирование на основе теории поля, однако основным его недостатком является сложность применения для решения задач оптимизации. Для повышения точности расчетов параметров электрических генераторов возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами предлагается использовать в математических моделях на основе теории магнитных цепей уточняющие коэффициенты рассеяния и выпучивания магнитного потока. Авторами разработаны уточненные электромагнитные модели указанных генераторов, позволяющие вычислить основные параметры на начальных этапах электромагнитного расчета и решения задач оптимизации с высокой степенью соответствия. Отличительной особенностью уточненных электромагнитных моделей генераторов является учет зависимости коэффициентов рассеяния и выпучивания магнитного потока от координаты подвижной части и площади поперечного сечения магнитопровода.

**Ключевые слова:** математическая модель, электрический генератор возвратно-поступательного движения, теория магнитных цепей, теория поля, метод конечных элементов

**Для цитирования:** 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. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2021. Т. 64, № 4. С. 291–302. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-291-302>

---

### Адрес для переписки

Менжинский Андрей Борисович  
Военная академия Республики Беларусь  
просп. Независимости, 220  
220057, г. Минск, Республика Беларусь  
Тел. +375 17 235-39-49  
volna05011990@mail.ru

### Address for correspondence

Menzhinskiy Andrey B.  
Military Academy of the Republic of Belarus  
220, Nezavisimosty Ave.,  
220057, Minsk, Republic of Belarus  
Tel. +375 17 235-39-49  
volna05011990@mail.ru

---

## Development of Refined Electromagnetic Models of Reciprocating Electric Generators with Permanent Magnets

A. B. Menzhinski<sup>1)</sup>, A. N. Malashin<sup>1)</sup>, P. B. Menzhinski<sup>2)</sup>

<sup>1)</sup>Military Academy of the Republic of Belarus (Minsk, Republic of Belarus),

<sup>2)</sup>Yanka Kupala State University of Grodno (Grodno, Republic of Belarus)

**Abstract.** The analysis of scientific papers devoted to the mathematical description of electric generators of reciprocating motion with permanent magnets demonstrated that the proposed mathematical models of this type of generators are based on the theory of magnetic circuits. Such mathematical models are based on a simplified representation of the magnetic system and the magnetic field in the form of a magnetic circuit with corresponding magnetic conductivities. However, unlike traditional rotary type electric machines, electric generators of reciprocating motion have a number of features, the omission of which in mathematical modeling causes the increase of the cost of their creation (due to the duration of the design and experimental refinement of the generators). Therefore, at the initial stages of electromagnetic calculation and solving optimization problems, it is necessary to use adequate mathematical models to improve the accuracy of calculations of the parameters of these generators. For this purpose, a mathematical model based on field theory can be used; however, its main drawback is the complexity of its application for solving optimization problems. In this regard, to improve the accuracy of calculations of the parameters of electric generators of reciprocating motion with permanent magnets, it is proposed to use refining coefficients (coefficients of scattering and buckling of the magnetic flux) in mathematical models based on the theory of magnetic circuits. The authors have developed refined electromagnetic models of electric generators of reciprocating motion with permanent magnets, which make it possible to obtain the main parameters of generators at the initial stages of electromagnetic calculation and when solving optimization problems with acceptable accuracy. A distinctive feature of the refined electromagnetic models of generators is the consideration of the scattering and buckling coefficients of the magnetic flux in the magnetic system that change during the simulation.

**Keywords:** mathematical model, electric generator of reciprocating motion, theory of magnetic circuits, field theory, finite element method

**For citation:** Menzhinski A. B., Malashin A. N., Menzhinski P. B. (2021) Development of Refined Electromagnetic Models of Reciprocating Electric Generators with Permanent Magnets. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 64 (4), 291–302. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-291-302> (in Russian)

### Введение

Математическому описанию электрических генераторов возвратно-поступательного движения (ЭГВПД) с постоянными магнитами посвящено достаточное количество работ. Их анализ [1–6] показывает, что математические модели (ММ), описывающие электромагнитные процессы в ЭГВПД, базируются на теории магнитных цепей (на основе уравнений Кирхгофа). Такие модели широко применяются в инженерных расчетах для определения параметров и характеристик ЭГВПД на начальных этапах проектирования.

Построенные на базе цепных методов ММ удобно использовать при решении задач оптимизации. Методы теории магнитных цепей основаны на упрощенном представлении о магнитной системе и магнитном поле в виде магнитной цепи с соответствующими магнитными проводимостями [1, 6]. Недостаточная точность таких моделей увеличивает затраты на создание ЭГВПД за счет продолжительности проектирования и экспериментальной доработки генераторов. Поэтому на начальных этапах электромагнитного расчета и решения задач оптимизации необходима более адекватная ММ, например на основе уравнений Кирхгофа и Пуассона

для векторного магнитного потенциала [7–9], базирующаяся на теории поля. Основным недостатком такого типа ММ является сложность ее применения.

### Постановка задачи

Разработка уточненных моделей ЭГВПД с постоянными магнитами, позволяющих получить с приемлемой точностью значения основных параметров генераторов на начальных этапах электромагнитного расчета и решения задач оптимизации, имеет особую актуальность.

При математическом моделировании ЭГВПД на основе уравнений Кирхгофа принимается ряд традиционных допущений [10–15]: потери в магнитопроводе от вихревых токов не учитываются; сопротивление воздушного зазора значительно больше сопротивления магнитопровода (магнитное сопротивление магнитопровода не учитывается); постоянный магнит стабилизирован, положение рабочей точки в процессе работы не меняется; магнитопровод не насыщен; индуктивность рассеяния контуров не учитывается. Кроме того, дополнительно приняты условия функционирования ЭГВПД: однофазное исполнение; линейная нагрузка.

### Разработка уточненных электромагнитных моделей

В ЭГВПД с числом постоянных магнитов  $n$ , формирующих магнитный поток через  $k$ -й контур, потокоцепление  $k$ -го контура

$$\Psi_k = i_k L_{kk} + \sum_{\substack{n=1 \\ n \neq k}}^s \Psi_{kn}^{\text{ПМ}}, \quad (1)$$

где  $i_k$  – ток  $k$ -го контура;  $L_{kk}$  – собственная индуктивность  $k$ -го контура;

$\sum_{\substack{n=1 \\ n \neq k}}^s \Psi_{kn}^{\text{ПМ}}$  – потокоцепление  $k$ -го контура, обусловленное  $n$ -м постоянным магнитом.

С учетом (1) и второго закона Кирхгофа для электрических цепей запишем уравнение электрического равновесия [1, 14] для  $k$ -го контура ЭГВПД

$$R_k i_k + L_{kk} \frac{di_k}{dt} + i_k \frac{dL_{kk}}{dt} + \sum_{\substack{n=1 \\ n \neq k}}^s \frac{d\Psi_{kn}^{\text{ПМ}}}{dt} = 0, \quad (2)$$

где  $R_k$  – активное сопротивление  $k$ -го контура.

Выделяя нагрузку и преобразуя уравнение (2) в соответствии с правилами дифференцирования, запишем его в виде

$$i_k R_{0k} + i_k R_n + L_n \frac{di_k}{dt} + L_{0k} \frac{di_k}{dt} + i_k \frac{dL_{0k}}{dt} + \sum_{\substack{n=1 \\ n \neq k}}^s \left( v_r \frac{d\Psi_{kn}^{\text{ПМ}}}{dx} \right) = 0, \quad (3)$$

где  $R_{0k}$  – активное сопротивление рабочей обмотки  $k$ -го контура генератора;  $R_n$  – то же нагрузки;  $L_n$  – индуктивность нагрузки;  $L_{0k}$  – собствен-

ная индуктивность  $k$ -го контура;  $v_r = dx/dt$  – скорость перемещения подвижной части генератора.

Выражению (3) с учетом принятых допущений и условий функционирования генератора может быть поставлена в соответствие эквивалентная электрическая схема ЭГВПД, представленная на рис. 1, где  $E_k$  – ЭДС движения  $k$ -го контура;  $U_{нк}$  – напряжение нагрузки  $k$ -го контура ( $U_{нк} = i_k R_n + L_n (di_k/dt)$ ) [1, 14].

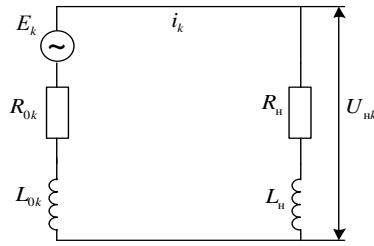


Рис. 1. Эквивалентная электрическая схема  $k$ -го контура электрического генератора возвратно-поступательного движения

Fig. 1. Equivalent electrical diagram of the  $k$ -th circuit of a magnetolectric reciprocating generator

Собственная индуктивность  $k$ -го контура определяется по выражению [1]

$$L_{0k} = (\Phi_{i_k} w_k) / i_k, \quad (4)$$

где  $\Phi_{i_k}$  – магнитный поток через  $k$ -й контур, созданный током  $k$ -го контура  $i_k$ ;  $w_k$  – количество витков  $k$ -го контура.

Потокосцепление  $k$ -го контура, обусловленное  $n$  постоянными магнитами [1]:

$$\sum_{\substack{n=1 \\ n \neq k}}^s \Psi_{kn}^{\text{ПМ}} = \sum_{\substack{n=1 \\ n \neq k}}^s w_k \Phi_{kn}^{\text{ПМ}}, \quad (5)$$

где  $\Phi_{kn}^{\text{ПМ}}$  – магнитный поток через  $k$ -й контур, обусловленный  $n$ -м постоянным магнитом.

Учитывая, что магнитный поток равен произведению магнитодвижущей силы и магнитной проводимости по пути потока [1], запишем магнитный поток через  $k$ -й контур:

– обусловленный  $n$ -м постоянным магнитом:

$$\Phi_{kn}^{\text{ПМ}} = F_n^{\text{ПМ}} G_{\Phi_n^{\text{ПМ}}}, \quad (6)$$

где  $F_n^{\text{ПМ}}$  – магнитодвижущая сила  $n$ -го постоянного магнита;  $G_{\Phi_n^{\text{ПМ}}}$  – магнитная проводимость воздушного промежутка по пути магнитного потока  $n$ -го постоянного магнита  $\Phi_n^{\text{ПМ}}$ ,

– созданный током  $k$ -го контура  $i_k$ :

$$\Phi_{i_k} = F_k G_{\Phi_{i_k}}, \quad (7)$$

где  $F_k = w_k i_k$  – магнитодвижущая сила  $k$ -го контура;  $G_{\Phi_{i_k}}$  – магнитная проводимость воздушного промежутка по пути потока  $\Phi_{i_k}$ .



Существует множество методов расчета магнитных проводимостей магнитной цепи [13, 16]. Для расчета магнитных проводимостей ЭГВПД поперечного и продольного типов, как правило, используется метод вероятных путей потока (метод Ротерса), получивший распространение благодаря своей наглядности и простоте применения [1, 16]. При расчете магнитных проводимостей воздушных зазоров ЭГВПД продольного типа с помощью метода Ротерса используются расчетные выражения, применяемые к электромагнитам [17, 18] как наиболее близким по конструктивным признакам преобразователям. Кроме того, в [17, с. 52–53] путем математической обработки экспериментальных данных на основе принципа подобия А. Г. Сливинской получены зависимости, выражающие суммарную внешнюю магнитную проводимость воздушных зазоров для квадратных и цилиндрических полюсов. Однако в отличие от традиционных электрических машин вращательного типа ЭГВПД обладают рядом особенностей (неравномерность распределения магнитного потока в воздушном зазоре магнитной системы, переменный характер воздушного зазора между подвижной и неподвижной частями [1]), учет которых имеет важное значение при исследовании и проектировании генератора. Поэтому для повышения адекватности моделирования ЭГВПД предложено использовать в ММ на основе уравнений Кирхгофа уточняющие коэффициенты магнитных потоков выпучивания  $k$  и рассеяния  $\sigma$ , полученные с помощью метода конечных элементов [19]. С учетом сказанного запишем магнитный поток через  $k$ -й контур:

– обусловленный  $n$ -м постоянным магнитом:

$$\Phi_{kn}^{\text{ПМ}} = \frac{k}{\sigma} F_n^{\text{ПМ}} G_{\Phi_n^{\text{ПМ}}}; \quad (8)$$

– созданный током  $k$ -го контура  $i_k$ :

$$\Phi_{i_k} = \frac{k}{\sigma} F_k G_{\Phi_{i_k}}. \quad (9)$$

Следовательно, собственная индуктивность  $k$ -го контура примет вид

$$L_{0k} = \frac{k}{\sigma} w_k^2 G_{\Phi_{i_k}}. \quad (10)$$

В [19, 20] изложен порядок получения уточняющих коэффициентов  $\sigma$ ,  $k$  для ЭГВПД и представлены уточняющие коэффициенты  $\sigma(S_{\text{МПр}}, x)$ ,  $k(S_{\text{МПр}}, x)$ , полученные для ЭГВПД продольного типа, в зависимости от координаты перемещения  $x$  подвижной части и площади поперечного сечения магнитопровода  $S_{\text{МПр}}$ . Разработанный ранее подход [8, 19, 20] основан на использовании в ММ  $\sigma(S_{\text{МПр}}, x)$ ,  $k(S_{\text{МПр}}, x)$  при заданных  $S_{\text{МПр}}$  и  $x$ . То есть в процессе моделирования при изменении  $S_{\text{МПр}}$  или  $x$  необходимо делать пересчет коэффициентов  $\sigma$  и  $k$ , что не очень удобно на начальных

этапах электромагнитного расчета и решения задач оптимизации генераторов. Кроме того, в [21] выявлено, что существенное влияние на значения коэффициентов рассеяния и выпучивания оказывают  $S_{МПр}$  и  $x$ . Анализ выражений (8)–(10) показывает, что если не учесть этот факт, погрешность расчетов параметров ЭГВПД увеличится.

С учетом анализа результатов математического моделирования ЭГВПД [8, 9, 15, 19–21] в данной статье предложены два новых подхода к использованию в ММ на основе уравнений Кирхгофа уточняющих коэффициентов  $\sigma(S_{МПр}, x)$ ,  $k(S_{МПр}, x)$ : 1) при изменении координаты подвижной части  $x = \text{var}$  и заданной площади поперечного сечения магнитопровода  $S_{МПр} = S_{МПр1} - S_{МПрn}$ ; 2) при  $x = \text{var}$  и  $S_{МПр} = \text{var}$ .

Для пояснения реализации первого подхода предлагается использовать полученные ранее уточняющие коэффициенты  $\sigma(S_{МПр}, x)$ ,  $k(S_{МПр}, x)$  для ЭГВПД продольного типа [20], на которых строятся зависимости  $\sigma$  от  $x$  и  $k$  от  $x$  при  $S_{МПр} = S_{МПр1} - S_{МПрn}$ ,  $x = \text{var}$  (рис. 2, 3). Такие зависимости могут быть получены для любого типа ЭГВПД путем многократного построения двумерной конечно-элементной модели магнитного поля (рис. 4) [19].

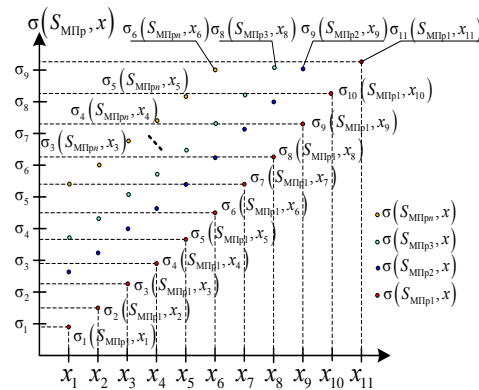


Рис. 2. Зависимость  $\sigma$  от  $x$   
при  $S_{МПр} = S_{МПр1} - S_{МПрn}$ ,  $x = \text{var}$

Fig. 2. Dependence of  $\sigma$  on  $x$   
by  $S_{МПр} = S_{МПр1} - S_{МПрn}$ ,  $x = \text{var}$

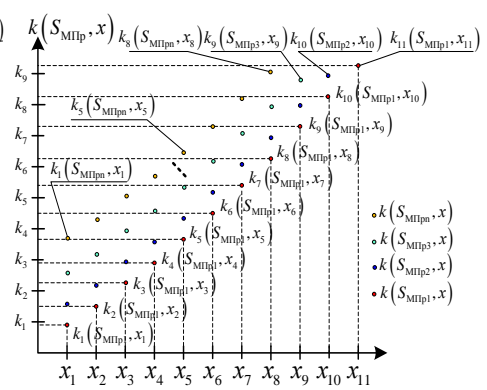


Рис. 3. Зависимость  $k$  от  $x$   
при  $S_{МПр} = S_{МПр1} - S_{МПрn}$ ,  $x = \text{var}$

Fig. 3. Dependence of  $k$  on  $x$   
by  $S_{МПр} = S_{МПр1} - S_{МПрn}$ ,  $x = \text{var}$

Далее путем полиномиальной аппроксимации ( $n = 3$ ) рассчитанных коэффициентов  $\sigma$ ,  $k$  (рис. 2, 3) при  $S_{МПр} = S_{МПр1} - S_{МПрn}$ ,  $x = \text{var}$  получены выражения:

$$\sigma_n(S_{МПрn}, x) = a_0 x^3 + a_1 x^2 + a_2 x + a_3, \quad (11)$$

$$n \in N; a_0, a_1, a_2, a_3 \in R;$$

$$k_n(S_{МПрn}, x) = a_0 x^3 + a_1 x^2 + a_2 x + a_3, \quad (12)$$

$$n \in N; a_0, a_1, a_2, a_3 \in R,$$

где  $N$  – множество натуральных чисел;  $a_0, a_1, a_2, a_3$  – коэффициенты;  $R$  – множество действительных чисел.

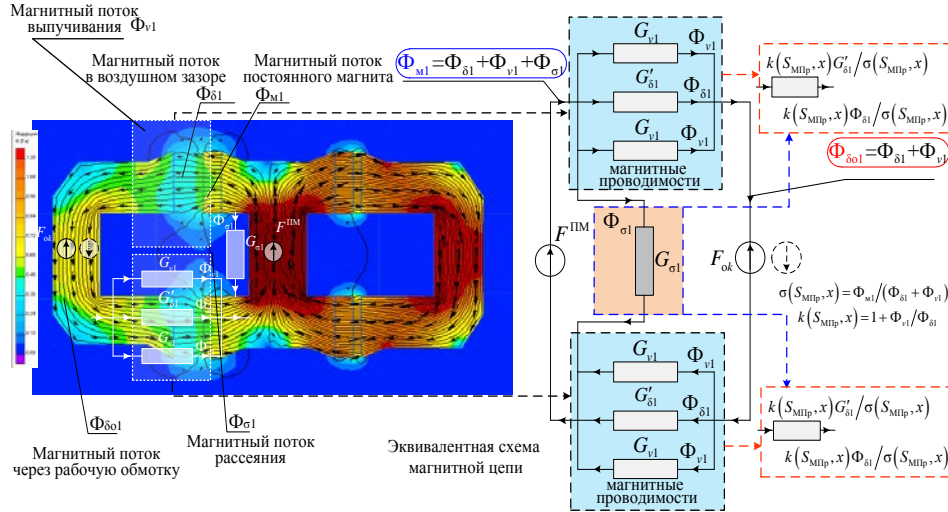


Рис. 4. Двухмерная конечно-элементная модель магнитного поля электрического генератора возвратно-поступательного движения с продольным изменением магнитного потока

Fig. 4. Two-dimensional finite element model of the magnetic field of an electric generator of reciprocating motion with a longitudinal alteration in the magnetic flux

Степень полинома  $n$  определяет точность расчета  $\sigma, k$ . Выражения (11) и (12) показывают зависимость  $\sigma, k$  от  $x$  при  $S_{МПр} = S_{МПр1} - S_{МПрn}$  и позволяют использовать в ММ на основе уравнений Кирхгофа изменяющиеся в процессе моделирования  $\sigma(S_{МПр}, x), k(S_{МПр}, x)$  при  $x = \text{var}$ ,  $S_{МПр} = S_{МПр1} - S_{МПрn}$ . С учетом полученных коэффициентов  $\sigma_n(S_{МПрn}, x), k_n(S_{МПрn}, x)$  и выражений (8), (10) уравнение (3) можно записать в виде

$$i_k R_{0k} + i_k R_H + L_H \frac{di_k}{dt} + \left( \frac{k_n w_k^2 G_{\Phi_{ik}}}{\sigma_n} \right) \frac{di_k}{dt} +$$

$$+ i_k \frac{d}{dt} \left( \frac{k_n w_k^2 G_{\Phi_{ik}}}{\sigma_n} \right) + \sum_{\substack{n=1 \\ n \neq k}}^s \left( v_\Gamma \frac{d}{dx} \left( \frac{k_n w_k F_n^{\text{ПМ}} G_{\Phi_n^{\text{ПМ}}}}{\sigma_n} \right) \right) = 0. \quad (13)$$

Второй подход реализуется в среде MatLab-Simulink за счет использования блока Look-Up Table 2-D (рис. 5).

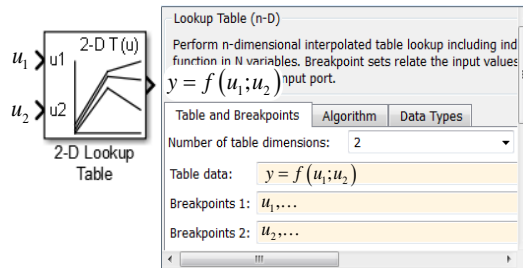


Рис. 5. Блок Look-Up Table 2-D

Fig. 5. Look-Up Table 2-D block

### Порядок формирования числового состава таблицы блока Look-Up Table 2-D

Путем многократного построения двухмерной конечно-элементной модели магнитного поля [19] ЭГВПД при  $S_{МПр} = \text{var}$ ,  $x = \text{var}$  (рис. 4) формируется числовой состав таблицы блока Look-Up Table 2-D, включающий значения отношения  $k(S_{МПр}, x) / \sigma(S_{МПр}, x)$  при  $S_{МПр} = \text{var}$ ,  $x = \text{var}$ . В качестве примера на рис. 6 представлены диалоговые окна блока Look-Up Table 2-D при  $S_{МПр1}$ ,  $S_{МПр2}$ ,  $S_{МПр3}$  и  $x_1$ ,  $x_2$ ,  $x_3$ . Шаги изменения  $S_{МПр}$ ,  $x$  определяют точность расчета  $k(S_{МПр}, x) / \sigma(S_{МПр}, x)$ .

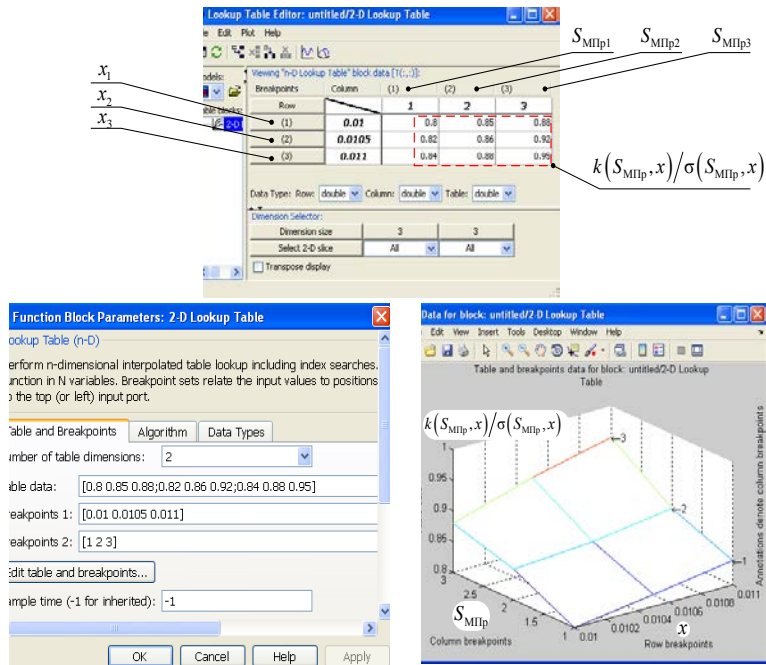


Рис. 6. Диалоговые окна блока Look-Up Table 2-D

Fig. 6. Dialog boxes of the Look-Up Table 2-D block

Данный подход позволяет использовать в ММ на основе уравнений Кирхгофа изменяющиеся в процессе моделирования  $\sigma(S_{МПр}, x)$ ,  $k(S_{МПр}, x)$  при  $x = \text{var}$ ,  $S_{МПр} = \text{var}$ . Для его реализации на основе (3), (5), (10) в среде MatLab-Simulink разработана имитационная модель ЭГВПД, структурная схема которой представлена на рис. 7.

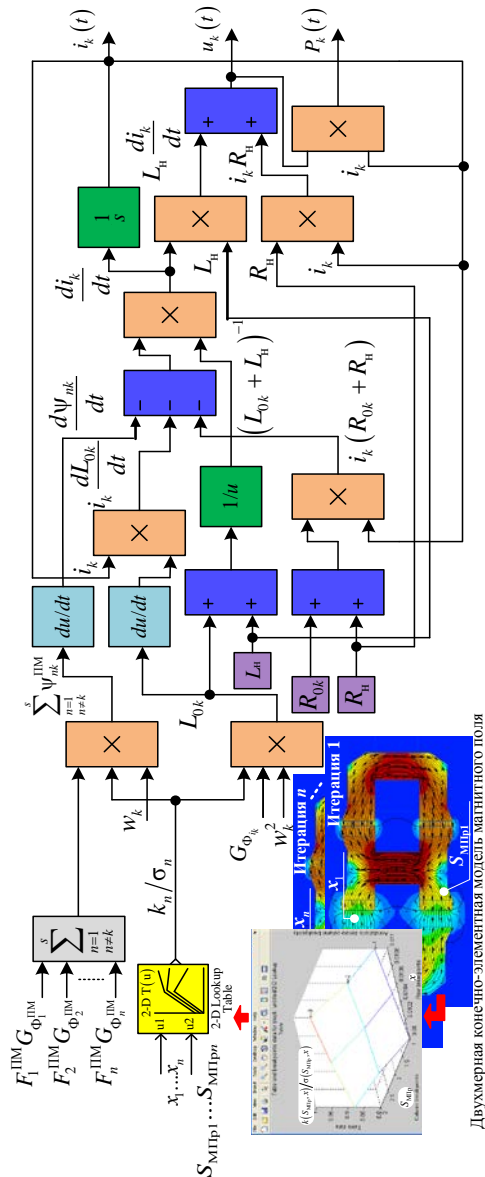


Рис. 7. Структурная схема имитационной модели электрического генератора возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами

Fig. 7. Block diagram of a simulation model of a reciprocating electric generator with permanent magnets

Разработанная имитационная модель ЭГВПД с постоянными магнитами позволяет получить мгновенные значения тока  $i_k(t)$ , напряжения  $u_k(t)$  и мощности  $P_k(t)$  в цепи генератора с учетом зависимости коэффициентов рассеяния и выпучивания магнитного потока от координаты подвижной части и площади поперечного сечения магнитопровода.

## ВЫВОДЫ

1. Обоснована необходимость применения и предложены новые подходы к использованию в математических моделях электрических генераторов возвратно-поступательного движения на основе уравнений Кирхгофа, применяемых на начальных этапах электромагнитного расчета и в решении задач оптимизации генераторов, уточняющих коэффициентов рассеяния и выпучивания магнитного потока.

2. Разработаны уточненные электромагнитные модели электрических генераторов возвратно-поступательного движения с постоянными магнитами, учитывающие зависимость коэффициентов рассеяния и выпучивания магнитного потока от координаты подвижной части и площади поперечного сечения магнитопровода, которые позволят получить основные параметры генераторов на начальных этапах электромагнитного расчета и в решении задач оптимизации.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Хитерер, М. Я. Синхронные электрические машины возвратно-поступательного движения / М. Я. Хитерер, И. Е. Овчинников. СПб.: Корона принт, 2013. 368 с.
2. Саттаров, Р. Р. Исследование установившегося режима синхронного генератора возвратно-поступательного движения / Р. Р. Саттаров, Н. Л. Бабилова, Е. А. Полихач // Вестн. Уфим. гос. авиац. техн. ун-та. 2007. Т. 9, № 6. С. 194–199.
3. Сергеенкова, Е. В. Синхронная электрическая машина возвратно-поступательного движения (генератор) / Е. В. Сергеенкова. М., 2011. 118 л.
4. Тарашев, С. А. Вентильный линейный генератор для систем электропитания автономных объектов / С. А. Тарашев. Самара, 2011. 129 л.
5. Темнов, Э. С. Разработка теоретических основ расчета и конструирования малоразмерных двигатель-генераторных установок как единой динамической системы / Э. С. Темнов. Тула, 2005. 134 л.
6. Бабилова, Н. Л. Генератор возвратно-поступательного движения в автономной системе электроснабжения маломощных потребителей / Н. Л. Бабилова. Уфа, 2009. 147 л.
7. Синицин, А. П. Совершенствование линейных генераторов с постоянными магнитами для автономных объектов / А. П. Синицин. Самара, 2013. 124 л.
8. 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.
9. Менжинский, А. Б. Экспериментальная проверка адекватности математической модели возвратно-поступательного электрического генератора с электромагнитным возбуждением / А. Б. Менжинский, А. Н. Малашин, Ю. В. Суходолов // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2019. Т. 62, № 2. С. 168–176. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-2-168-176>.
10. Вольдек, А. И. Электрические машины / А. И. Вольдек. 3-е изд., перераб. Л.: Энергия, 1978. 832 с.
11. Балагуров, В. А. Проектирование специальных электрических машин переменного тока / В. А. Балагуров. М.: Высш. шк., 1982. 272 с.
12. Балагуров, В. А. Электрические генераторы с постоянными магнитами / В. А. Балагуров, Ф. Ф. Галтеев. М.: Энергоатомиздат, 1988. 280 с.

13. Буль, Б. К. Основы теории и расчета магнитных цепей / Б. К. Буль. М.; Л.: Энергия, 1964. 464 с.
14. Иванов-Смоленский, А. В. Электрические машины / А. В. Иванов-Смоленский. М.: Энергия, 1980. 928 с.
15. Менжинский, А. Б. Разработка и анализ математических моделей генераторов линейного и возвратно-поступательного типов с электромагнитным возбуждением / А. Б. Менжинский, А. Н. Малашин, Ю. В. Суходолов // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61, № 2. С. 118–128. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-2-118-128>.
16. Теория электрических аппаратов / Г. Н. Александров [и др.]; под ред. Г. Н. Александрова. 2-е изд., перераб. и доп. СПб.: Изд-во С.-Петерб. политехн. ун-та, 2000. 540 с.
17. Основы теории электрических аппаратов / И. С. Таев [и др.]; под ред. И. С. Таева. М.: Высш. шк., 1987. 351 с.
18. Лобов, К. Ф. Линейный электромагнитный привод малых перемещений / К. Ф. Лобов. Л., 1987. 200 л.
19. Экспериментальное исследование макета электромеханического преобразователя энергии возвратно-поступательного типа с продольным нелинейным изменением магнитного потока / А. Б. Менжинский [и др.] // Энергоэффективность. 2020. № 1. С. 24–29.
20. 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.
21. Исследование электромагнитных процессов в возвратно-поступательных электрических генераторах с продольным и комбинированным нелинейным изменением магнитного потока / А. Б. Менжинский [и др.] // Вестн. Гомел. гос. техн. ун-та им. П. О. Сухого. 2019. № 4. С. 45–59.

Поступила 18.08.2020 Подписана в печать 20.10.2020 Опубликовано онлайн 30.07.2021

## REFERENCES

1. Khiterer M. Ya., Ovchinnikov I. E. (2013) *Synchronous Electric Reciprocating Machines*. St. Petersburg, Korona-Print Publ. 368 (in Russian).
2. Sattarov R. R., Babikova N. L., Polikhach E. A. (2007) Investigation of the Steady-State Mode of a Synchronous Reciprocating Motion Generator. *Vestnik UGATU*, (9) 6, 194–199 (in Russian).
3. Sergeenkova E. V. (2011) *Synchronous Electric Machine of Reciprocating Motion (Generator)*. Moscow. 118 (in Russian).
4. Tarashev S. A. (2011) *Valve Linear Generator for Power Supply Systems of Autonomous Objects*. Samara. 129 (in Russian).
5. Temnov E. S. (2005) *Development of Theoretical Bases for the Calculation and Design of Small-Sized Engine-Generator Sets as a Single Dynamic System*. Tula. 134 (in Russian).
6. Babikova N. L. (2009) *Generator of Reciprocating Motion in the Autonomous Power Supply System of Low-Power Consumers*. Ufa. 147 (in Russian).
7. Sinitsin A. P. (2013) *Improvement of Linear Generators with Permanent Magnets for Autonomous Objects*. Samara. 124 (in Russian).
8. Menzhinski A. B., Malashin A. N., Koval J. G. (2018) Mathematical Model of the Generator of the Combined Design of Reciprocating Type. *Vestnik Gomelskogo Technicheskogo Universiteta im. P. O. Sukhogo* [Bulletin of the Sukhoi State Technical University of Gomel], (2), 74–85 (in Russian).

9. Menzhinski A. B., Malashin A. N., Sukhodolov Yu. V. (2019) Experimental Verification of the Adequacy of Mathematical Model of the Reciprocating Electric Electromagnetically Excited Generator. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 62 (2), 168–176. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-2-168-176> (in Russian).
10. Vol'dek A. I. (1978) *Electric Cars*. 3<sup>rd</sup> ed. Leningrad, Energiya Publ. 832 (in Russian).
11. Balagurov V. A. (1982) *Design of Special AC Electric Machines*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 272 (in Russian).
12. Balagurov V. A., Galteyev F. F. (1988) *Electric Machines with Permanent Magnets*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 280 (in Russian).
13. Bul' B. K. (1964) *Fundamentals of the Theory and Calculation of Magnetic Circuits*. Moscow, Leningrad, Energiya Publ. 464 (in Russian).
14. Ivanov-Smolenskii A. V. (1980) *Electrical Machines*. Moscow, Energiya Publ. 928 (in Russian).
15. Menzhinski A. B., Malashin A. N., Sukhodolov Yu. V. (2018) Developing and the Analysis of Mathematical Models of Generators of Linear and Reciprocating Types with Electromagnetic Excitation. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (2), 118–128. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-2-118-128> (in Russian).
16. Aleksandrov G. N., Borisov V. V., Ivanov V. L., Kaplan G. S., Karpenko L. N., Kukekov G. A., Tonkogonov E. N., Filippov Yu. A. (2000) *Theory of Electrical Apparatuses*. 2<sup>nd</sup> ed. St.-Petersburg, St.-Petersburg Polytechnic University Publ. 540 (in Russian).
17. Taev I. S., Bul' B. K., Godzhello A. G., Degtyar' V. G., Slivinskaya A. G., Chunikhin A. A. (1987) *Fundamentals of the Theory of Electrical Apparatuses*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 351 (in Russian).
18. Lobov K. F. (1987) *Linear Electromagnetic Drive of Small Displacements*. Leningrad. 200 (in Russian).
19. Menzhinski A. B., Menzhinski P. B., Malashin A. N., Sidyako O. V. (2020) Experimental Study of the Layout of an Electromechanical Reciprocating Type Energy Converter with a Longitudinal Nonlinear Change in the Magnetic Flux. *Energoeffektivnost' [Energy Efficiency]*, (1), 24–29 (in Russian).
20. Menzhinski A. B., Malashin A. N., Koval' Yu. G. (2019) Universal Method of Electromagnetic Calculation of Reciprocating Electric Generators Characterized by Transverse and Longitudinal Non-Linear Changes in Magnetic Flux. *Izobretatel' [Inventor]*, (5–6), 38–48 (in Russian).
21. Menzhinski A. B., Malashin A. N., Sidyako O. V., Menzhinski P. B. (2019) Investigation of Electromagnetic Processes in Reciprocating Electric Generators of Longitudinal and Combined Nonlinear Changes in the Magnetic Flux. *Vestnik Gomelskogo Technicheskogo Universiteta im. P. O. Sukhogo [Bulletin of the Sukhoi State Technical University of Gomel]*, (4), 45–59 (in Russian).



<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-303-313>

УДК 621.317.39; 621.317.3

## Метод контроля сердечника статора мощного турбогенератора

А. С. Левицкий<sup>1)</sup>, Е. А. Зайцев<sup>1)</sup>, М. В. Панчик<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>Институт электродинамики Национальной академии наук Украины (Киев, Украина)

© Белорусский национальный технический университет, 2021  
Belarusian National Technical University, 2021

**Реферат.** Статья посвящена разработке автоматического метода и устройства для контроля прессовки сердечника статора мощного турбогенератора при сборке на заводе-изготовителе. Сердечник собирается и прессуется в вертикальном положении отдельными частями, на каждом этапе необходимо отслеживать места с ослабленной монолитностью. Неравномерность плотности спрессованности ведет к относительному смещению листов активной стали и потерям в железе, а также появлению и развитию дефектов (разрыхлению зубцов крайних пакетов, выкрашиванию фрагментов листов активной стали, местному замыканию листов и нагреву пакетов), что в итоге может стать причиной тяжелых аварий и выхода турбогенератора из строя. Существующие методы, в том числе автоматические, не позволяют выполнить качественный контроль. Предложенный авторами метод обнаружения мест с ослабленной монолитностью основан на автоматическом измерении удельного давления прессовки при деформации специальных контрольных проб. Разработано реализующее его устройство, представляющее собой кольцо, устанавливаемое на торцевую поверхность сердечника. В кольце равномерно размещены ячейки с контрольными пробами. Наибольшее уменьшение толщины пробы, вызванное наибольшим удельным давлением, соответствует наименьшему дефекту, и наоборот. В качестве преобразователя давления предлагается использовать плоскую металлическую мембрану и емкостный датчик с цифровым выходом. Рассчитаны и экспериментально проверены характеристики преобразователя. Обработка результатов измерения удельного давления осуществляется с помощью специального электронного блока. Разработанное устройство позволяет улучшить производительность труда при контроле сердечника, с большей достоверностью диагностировать дефекты и устранять их и в конечном счете повысить надежность турбогенератора и его долговечность.

**Ключевые слова:** турбогенератор, сердечник статора, сборка, прессовка, давление, контроль, измерительная ячейка, деформируемая проба, мембрана с жестким центром, емкостный сенсор

**Для цитирования:** Левицкий, А. С. Метод контроля сердечника статора мощного турбогенератора / А. С. Левицкий, Е. А. Зайцев, М. В. Панчик // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2021. Т. 64, № 4. С. 303–313. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-303-313>

---

### Адрес для переписки

Зайцев Евгений Александрович  
Институт электродинамики  
Национальной академии наук Украины  
просп. Победы, 56,  
03057, г. Киев, Украина  
Тел.: +38 044 366-24-70  
zaitsev@i.ua

### Address for correspondence

Zaitsev Ievgen O.  
Institute of Electrodynamics  
of the National Academy of Sciences of Ukraine  
56, Peremogy Ave.,  
03057, Kyiv, Ukraine  
Tel.: +38 044 366-24-70  
zaitsev@i.ua

---

## Method for Monitoring the Stator Core of a Powerful Turbo Generator

A. S. Levitskyi<sup>1)</sup>, Ye. O. Zaitsev, M. V. Panchik<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine (Kyiv, Ukraine)

**Abstract.** The article is devoted to the development of an automatic method and device for monitoring the pressing of the stator core of a powerful turbo generator during its assembling at the manufacturer. The core is assembled and pressed in an upright position in separate parts; at each stage, it is necessary to monitor places with weakened solidity. The unevenness of the compaction density causes a relative displacement of the active steel sheets and losses of iron, as well as the appearance and development of certain defects (loosening of the teeth of the extreme packages, coloring of fragments of the active steel sheets, local closure of the sheets and heating of the packages), which can eventually cause severe accidents and failure of the turbo generator. Existing methods, including automatic ones, do not allow performing reliable monitoring. The method proposed by the authors for detecting places with weakened solidity is based on automatic measurement of the specific pressure of pressing during deformation of special control samples. A device for its implementation has been developed, which is a ring installed on the end surface of the core. Cells with control samples are evenly placed in the ring. The largest decrease in the sample thickness caused by the highest specific pressure corresponds to the smallest defect, and vice versa. As a pressure converter, it is proposed to use a flat metal membrane and a capacitive sensor with a digital output. The characteristics of the converter were calculated and experimentally verified. The specific pressure measurement results were processed using a special electronic unit. The device that has been developed makes it possible to improve labor productivity when monitoring the core, diagnose defects with greater reliability and eliminate them, and, ultimately, increase the reliability of the turbo generator as well as its durability.

**Keywords:** turbo generator, stator core, assembly, pressing, pressure, monitoring, measuring cell, deformable sample, rigid center membrane, capacitive sensor

**For citation:** Levitskyi A. S., Zaitsev Ye. O., Panchik M. V. (2021) Method for Monitoring the Stator Core of a Powerful Turbo Generator. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 64 (4), 303–313. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-303-313> (in Russian)

### Введение

Основным узлом статора мощного турбогенератора (ТГ) является его сердечник, масса которого составляет около 2/3 массы всего статора. Другие составные части статора могут быть отремонтированы или заменены, тогда как неисправность сердечника означает необходимость замены всего статора. Поэтому контроль за его состоянием и обнаружение дефектов должны осуществляться как на этапе сборки, так и в процессе работы машины с учетом режимов [1–8].

Работоспособность сердечника определяется в основном состоянием упругого сжатия, задаваемого во время сборки и прессовки на заводе-изготовителе. В дальнейшем в спрессованном состоянии сердечник удерживается с помощью нажимных плит (фланцев) и стяжных шпилек (призм). При сборке сердечника штампованные и лакированные сегменты из электротехнической стали должны быть уложены со сравнительно высокой точностью и спрес-

сованы с одинаковой плотностью по всему объему для обеспечения вибрационной устойчивости и заданных электромагнитных характеристик [9]. Укладку сегментов производят вручную [9] либо с использованием роботов [10, 11].

Сердечник собирается на специальном стенде и прессуется отдельными частями толщиной 500–600 см. Формы и размеры сегментов активной стали обеспечивают внешний и внутренний диаметры сердечника, определенную геометрию пазов под укладку стержней обмотки, а также базирование собранного сердечника в корпусе статора.

Одним из факторов, влияющих на качество монолитности сердечника, является усилие прессования, которое для каждого типа ТГ определяется исходя из его технических характеристик по методике, описанной в [9].

При недостаточной силе прессования коэффициент заполнения сердечника сталью низкий, что вызывает появление вибрации и специфического шума при работе ТГ. Вибрация машины и отдельных листов сердечника, в свою очередь, ведет к разрушению лаковой межлистовой изоляции, поломке слабо спрессованных стальных листов, смежных с вентиляционными каналами, ослаблению вентиляционных распорок в сердечнике и другим повреждениям активной стали. Значительная вибрация листов сердечника в зубцовой зоне представляет особую опасность для изоляции обмотки, так как вызывает истирание в местах, прилегающих к участкам вибрации, а также излом зубцов.

При чрезмерном прессовании также может нарушаться изоляционное покрытие листов. Кроме того, растут механические напряжения в элементах крепления сердечника к корпусу статора, что ведет к их деформации и поломке, отрыву шпилек от корпуса статора, нарушению сварных швов и т. д. [9].

Во время сборки и прессовки сердечника в силу различных технологических причин (неравномерность толщины листов, лакового покрытия и т. д.) в тех или иных точках поперечных сечений появляются местные уменьшения монолитности. Для их ликвидации в ослабленные места сердечника устанавливаются специальные клинья. Однако для выполнения ремонта необходимо провести диагностику монолитности в как можно большем количестве точек.

Обнаружение дефектов в спрессованном сердечнике осуществляется различными методами. Самый простой способ определения мест с ослабленной прессовкой заключается в применении специальных щупов или ножей, вводимых между листами пакета [1, 2, 12]. При этом мерой спрессованности является величина заглубления клиновидного щупа между отдельными листами. Такой метод занимает много времени, неточен и субъективен. К тому же проникновение щупа между листами может привести к дефектам лаковой изоляции, образованию замкнутых контуров и возникновению локальных перегревов сердечника во время работы машины.

Существует способ контроля спрессованности специальными устройствами в виде штангенциркуля или струбины [9, 13, 14]. Отдельные пакеты через вентиляционные каналы охватываются зажимными губками инструментов. Ненормированное уменьшение толщины пакета под действием губок указывает на местные неплотности. Данный способ трудоемкий и позволяет проводить исследование только со стороны расточки сердечника.

В основу вибромеханического способа контроля положена зависимость вибромеханических характеристик пакета сердечника (резонансной частоты колебаний и логарифмического декремента возбужденных колебаний) от его спрессованности [15, 16]. К недостаткам метода относятся сложность реализующих его устройств и неудовлетворительная повторяемость результатов измерений.

Ультразвуковой метод использует зависимость скорости распространения звуковых колебаний поперек шихтованных пакетов от давления прессовки [17]. Его применение также затруднительно из-за сложности устройств.

В [18] описана многоточечная система контроля сердечника с помощью датчиков, электрическая емкость которых изменяется в зависимости от давления прессовки. Датчики жестко соединены со специальными стеклотекстолитовыми сегментами, форма и толщина которых соответствуют сегментам электротехнической стали. Сегменты устанавливаются между листами стали при изготовлении сердечника и после опрессовки остаются в пакете, т. е. предназначены для одноразового использования.

На Государственном предприятии «Завод «Электротяжмаш» (Украина, г. Харьков) разработан метод обнаружения участков сердечника с ослабленной монолитностью во время сборки и прессовки. Для этого в 45 точках на торцевой поверхности сердечника помещаются специальные пробы из материала (например, свинца), который легко деформируется при приложении к нему давления [19]. При этом деформация проб зависит от величины дефекта сердечника, в зоне которого они расположены: наибольшая деформация соответствует наименьшему дефекту, и наоборот, наименьшая деформация – наибольшему дефекту. Равномерное расположение контрольных проб по торцу сердечника (три пробы на один сегмент) обеспечивается применением дополнительного нажимного кольца на прессе с вставленными контрольными ячейками с пробами. Метод применен при сборке и прессовке сердечника статора ТГ типа ТГВ-250-2ПТЗ. Его недостатком является низкая производительность труда, так как оценка деформации проб производится вручную, без автоматизации.

В настоящей статье представлен метод автоматического контроля сердечника статора мощного ТГ, в котором степень дефекта сердечника определяется с использованием системы контрольных легкодеформируемых свинцовых проб и измерителя удельного давления, действующего на каж-

дую пробу. Удельное давление вызывает осевое перемещение мембраны с жестким центром, которое в дальнейшем с помощью емкостного измерителя перемещений преобразуется в электрический сигнал.

### Основная часть

Устройство для автоматического контроля сердечника статора мощного ТГ представляет собой нажимное кольцо с контрольными ячейками. Оно устанавливается как дополнительный элемент на торцевую поверхность сердечника под нажимное кольцо, являющееся технологической оснасткой при прессовании. Дополнительное кольцо получило наименование «нижнее нажимное кольцо», а кольцо технологической оснастки – «верхнее нажимное кольцо», при этом диаметры колец равны. Контрольные ячейки устанавливаются равномерно по кольцу из расчета три ячейки на один стальной сегмент сердечника. Например, если по кольцу сердечника устанавливаются 15 сегментов, то количество контрольных ячеек 45 [20]. Ниже представлены схема установки дополнительного кольца (рис. 1), его общий вид (рис. 2), конструктивная схема контрольной ячейки и способ ее установки (рис. 3), где А–А – вид на нажимное кольцо с контрольными ячейками; I – дополнительное выносное изображение контрольной ячейки.

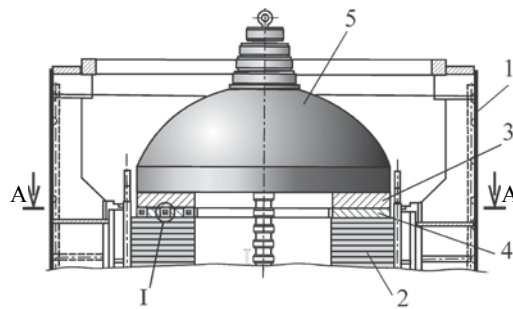
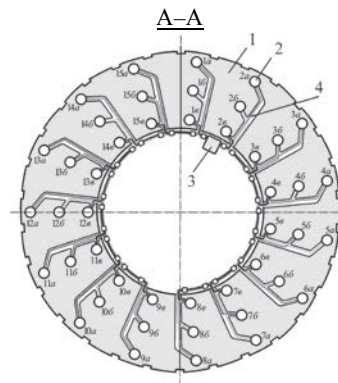


Рис. 1. Схема установки дополнительного нажимного кольца на прессе:  
1 – корпус статора; 2 – сердечник статора; 3 – верхнее нажимное кольцо;  
4 – нижнее дополнительное нажимное кольцо; 5 – зонтичный пресс

Fig. 1. Installation diagram of an additional pressure ring on the press:  
1 – stator housing; 2 – stator core; 3 – upper pressure ring;  
4 – lower additional pressure ring; 5 – umbrella press

Рис. 2. Общий вид дополнительного кольца:  
1 – металлический диск; 2 – контрольная ячейка;  
3 – кабели; 4 – электронный блок регистрации  
и обработки измерительной информации

Fig. 2. General view of the additional ring:  
1 – metal disk; 2 – control cell; 3 – cables;  
4 – electronic unit for recording and processing  
measurement information



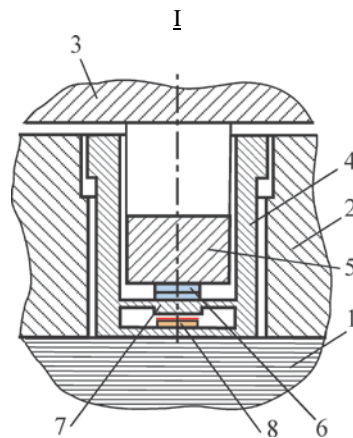


Рис. 3. Конструктивная схема контрольной ячейки и способ ее установки: 1 – сердечник статора; 2 – нижнее нажимное кольцо; 3 – верхнее нажимное кольцо; 4 – обойма; 5 – втулка; 6 – контрольная свинцовая проба; 7 – плоская мембрана с жестким центром; 8 – диэлектрическая пластина с тонкопленочным плоским электродом

Fig. 3. Structural layout of the control cell and method of its installation: 1 – stator core; 2 – lower pressure ring; 3 – upper pressure ring; 4 – holder; 5 – bushing; 6 – control plumbum sample; 7 – flat rigid center membrane; 8 – dielectric plate with a thin film flat electrode

В контрольной ячейке жесткий центр мембраны и электрод диэлектрической пластины образуют измерительный конденсатор с плоскопараллельными электродами, в котором жесткий центр заземлен. Состояние мембраны и емкостного сенсора до приложения усилия прессования показано на рис. 4.

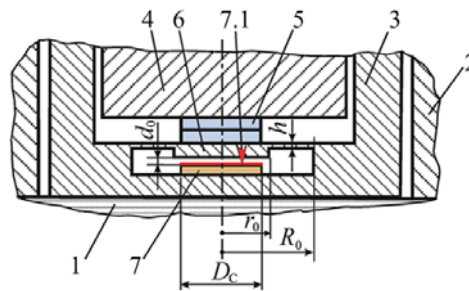


Рис. 4. Состояние мембраны и электродов емкостного сенсора до приложения усилия прессования: 1 – сердечник статора; 2 – нижнее нажимное кольцо; 3 – обойма; 4 – втулка; 5 – проба; 6 – жесткий центр мембраны; 7 – диэлектрическая пластина; 7.1 – электрод емкостного сенсора;  $R_0$  – внешний радиус мембраны;  $r_0$  – радиус жесткого центра мембраны;  $h$  – толщина мембраны;  $D_c$  – диаметр электрода;  $d_0$  – начальный зазор в емкостном сенсоре

Fig. 4. The state of the membrane and electrodes of the capacitive sensor before applying the pressing force: 1 – stator core; 2 – lower pressure ring; 3 – holder; 4 – bushing; 5 – sample; 6 – membrane rigid center; 7 – dielectric plate; 7.1 – capacitive sensor electrode;  $R_0$  – the outer radius of the membrane;  $r_0$  – radius of the rigid center of the membrane;  $h$  – membrane thickness;  $D_c$  – electrode diameter;  $d_0$  – initial clearance in the capacitive sensor

Усилие прессы через верхнее кольцо и втулку передается на пробу, вызывая деформацию пробы и прогиб мембраны (рис. 5). При этом зазор в емкостном датчике, т. е. расстояние между жестким центром мембраны и плоским электродом, изменится от  $d_0$  до  $d_x$ .

Изменение зазора можно вычислить и как перемещение жесткого центра мембраны  $W_x$  [21]

$$W_X = A_p \frac{p_X R_0^4}{Eh^3},$$

где  $A_p = f(k) = \frac{3(1-\mu^2)}{16} \cdot \frac{k^4 - 1 - 4k^2 \ln k}{k^4}$ ,  $k = R_0/r_0$ ;  $\mu$  – коэффициент Пуассона;  $E$  – модуль упругости материала мембраны.

Рис. 5. Состояние мембраны и электродов емкостного сенсора после приложения усилия прессования: 1 – деформированная мембрана; 2 – деформированная проба;  $p_X$  – удельное давление прессования;  $d_X$  – зазор в емкостном сенсоре после приложения усилия прессования

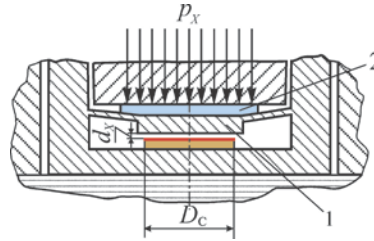


Fig. 5. The state of the membrane and electrodes of the capacitive sensor after applying the pressing force: 1 – deformed membrane; 2 – deformed sample;  $p_X$  – specific pressing pressure;  $d_X$  – clearance in the capacitive sensor after applying a pressing force

При этом электрическая емкость сенсора  $C_X$  в зависимости от перемещения жесткого центра мембраны  $W_X$  определяется выражением

$$C_X = \varepsilon\varepsilon_0 \frac{\pi D_c^2}{4(d_0 - W_X)},$$

где  $\varepsilon$  – относительная диэлектрическая проницаемость среды;  $\varepsilon_0$  – диэлектрическая проницаемость вакуума.

Так как контрольной величиной при прессовании сердечника является удельное давление пресса  $p_X$ , выражение для емкости сенсора запишем в виде

$$C_X = \varepsilon\varepsilon_0 \frac{\pi D_c^2}{4 \left( d_0 - A_p \frac{p_X R_0^4}{Eh^3} \right)}.$$

Для измерения емкости применен вторичный измерительный преобразователь, электрическая принципиальная схема которого показана на рис. 6.

Измеренное в каждой ячейке значение емкости в цифровом коде передается в электронный блок при помощи кабелей (рис. 2). Обработка результатов производится с помощью специального программного обеспечения, и на дисплее ПК отображается диаграмма с указанием в относительных величинах дефектов в каждой контрольной точке.

В Институте электродинамики Национальной академии наук Украины разработан один из возможных вариантов конструкции контрольной ячейки, САД-модель которой показана на рис. 7. Емкостный преобразователь выполнен в виде отдельного узла, на котором в центральной части сфор-

мирован неподвижный кольцевой электрод емкостного сенсора, а вокруг него – все остальные элементы вторичного преобразователя. Фотография узла показана на рис. 8.

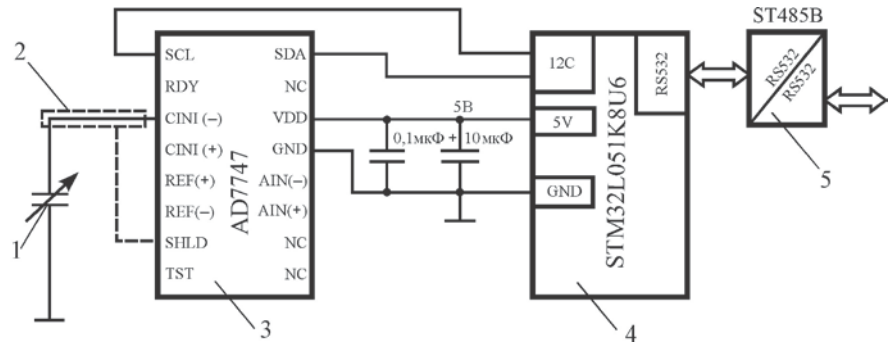


Рис. 6. Принципиальная электрическая схема вторичного измерительного преобразователя: 1 – переменный плоскопараллельный рабочий конденсатор; 2 – экран для защиты рабочего конденсатора от паразитных наводок; 3 – 24-разрядный преобразователь; 4 – микроконтроллер; 5 – преобразователь интерфейсов

Fig. 6. Circuit diagram of the secondary measuring transducer: 1 – alternating plane-parallel working capacitor; 2 – screen to protect the working capacitor from spurious interference; 3 – 24-bit converter; 4 – microcontroller; 5 – interface converter

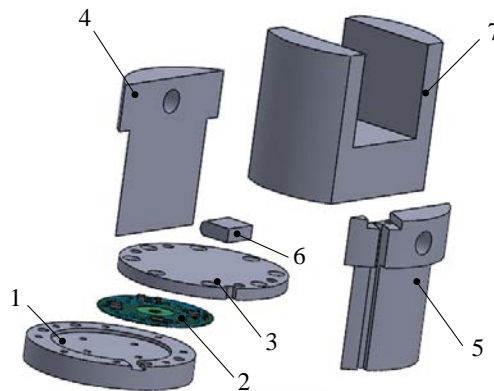


Рис. 7. CAD-модель контрольной ячейки: 1 – дно; 2 – емкостный преобразователь; 3 – мембрана; 4 – левая стойка; 5 – правая стойка; 6 – проба; 7 – втулка

Fig. 7. CAD-model of the control cell: 1 – bottom; 2 – capacitive transducer; 3 – membrane; 4 – left rack; 5 – right rack; 6 – sample; 7 – bushing

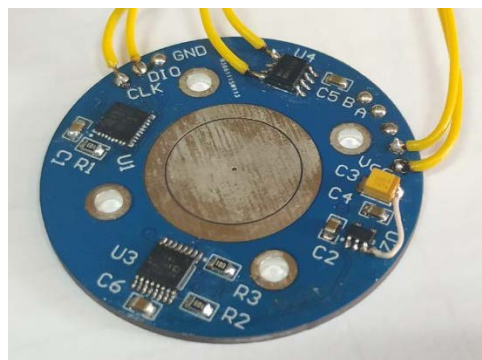


Рис. 8. Преобразователь «электрическая емкость – цифровой код»  
Fig. 8. “Electrical capacitance – digital code” converter



Расчетная характеристика преобразователя  $C_X = f(p_X)$  показана на рис. 9.

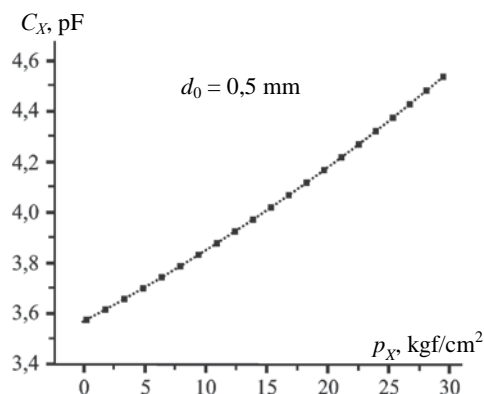


Рис. 9. Расчетная характеристика преобразователя

Fig. 9. Converter calculated characteristic

Испытания экспериментального образца разработанной контрольной ячейки при прессовке сердечника статора ТГ типа ТГВ-250-2ПТЗ на заводе «Электротяжмаш» показали ее работоспособность и подтвердили основные расчетные характеристики.

#### ВЫВОДЫ

1. Предложен метод автоматического контроля сердечника статора мощного турбогенератора на заводе-изготовителе для обнаружения дефектов в виде ослабления монолитности. Используется измерение удельного давления прессования в различных точках поперечного сечения сердечника, где устанавливаются легкодеформируемые контрольные пробы.

2. Для реализации предложенного метода разработана конструкция устройства в виде нажимного кольца, устанавливаемого на торцевую поверхность сердечника.

3. Разработан емкостный преобразователь удельного давления прессования, расчетные характеристики которого подтверждены экспериментами.

4. Использование устройства позволит повысить производительность труда при контроле сердечника, с большей достоверностью диагностировать дефекты и устранять их и, как результат, повысить надежность электрической машины и ее долговечность.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Tavner, P. J. Core Faults in Large Generators / P. J. Tavner, A. F. Anderson // IEE Proceedings – Electric Power Applications. 2005. Vol. 152, Iss. 6. P. 1427–1439. <https://doi.org/10.1049/ip-epa:20050102>.
2. Kuznetsov, D. V. Investigation of Features of Localization of Defects of Stator Core Elastic Suspension Systems in High-Power Turbogenerators / D. V. Kuznetsov // Russian Electrical Engineering. 2015. Vol. 86, Iss. 10. P. 612–619. <https://doi.org/10.3103/S1068371215100119>.
3. Повреждаемость и контроль зубцовых зон запеченных крайних пакетов стали сердечников статоров турбогенераторов / А. В. Бутов [и др.] // Электрические станции. 2001. № 5. С. 41–48.
4. Кенсицкий, О. Г. Математическая модель совместного расчета электромагнитного поля и нагрева торцевой зоны мощного турбогенератора / О. Г. Кенсицкий, Д. И. Хвалин, К. А. Кобзарь // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2019. Т. 62, № 1. С. 37–46. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-1-37-46>.

5. Хвалин, Д. И. Моделирование электромагнитного поля мощной электрической машины / Д. И. Хвалин, О. Г. Кенсичкий, К. А. Кобзарь // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2021. Т. 64, № 2. С. 130–142. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-2-130-142>.
  6. Zaitsev, Ie. O. Capacitive Distance Sensor with Coplanar Electrodes for Large Turbogenerator Core Clamping System / Ie. O. Zaitsev, A. S. Levytskyi, B. A. Kromplyas // IEEE 39<sup>th</sup> International Conference on Electronics and Nanotechnology (ELNANO), Apr. 16–18, 2019, Kiev. P. 644–647. <https://doi.org/10.1109/ELNANO.2019.8783916>.
  7. Левицкий, А. С. Измерение хода тарельчатых пружин в силовых аккумуляторах сердечника статора турбогенератора с помощью емкостного сенсора / А. С. Левицкий, Е. А. Зайцев, К. А. Кобзарь // Приборы и методы измерений. 2018. Т. 9, № 2. С. 121–129. <https://doi.org/10.21122/2220-9506-2018-9-2-121-129>.
  8. Zaitsev, Ie. O. Hybrid Capacitive Sensor for Hydro- and Turbo Generator Monitoring System / Ie. O. Zaitsev, A. S. Levytskyi, B. A. Kromplyas // Proceedings of the International Conference on Modern Electrical and Energy System (MEES-17), Nov. 15–17, 2017, Kremenchuk. P. 288–291. <https://doi.org/10.1109/MEES.2017.8248913>.
  9. Юхимчук, В. Д. Технология производства электрических машин / В. Д. Юхимчук. Харьков: Тимченко, 2006. 543 с.
  10. Patil, A. Modeling a Virtual Prototype of Stator Core Lamination Assembly Device / A. Patil, S. Biswas // International Journal of Electrical, Electronics and Data Communication. 2013. Vol. 1, Iss. 10. P. 32–35.
  11. Geddam, P. Developing a Virtual Prototype for Stacking Laminations in Stator Core of Turbogenerator Using Robot Simulation Software / P. Geddam, B. K. Barik // Journal of Material Science and Mechanical Engineering. 2015. Vol. 2, Iss. 5. P. 456–460.
  12. Справочник по ремонту турбогенераторов / С. Е. Пузаков [и др.]; под общ. ред. Х. А. Бекова, В. В. Барило. М.: ИПКгосслужбы, ВИПКэнерго, 2006. 724 с.
  13. Алексеев, Б. А. Определение состояния (диагностика) крупных турбогенераторов / Б. А. Алексеев. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Изд-во НЦ ЭНАС, 2001. 152 с.
  14. Stator Core Compressibility Test [Electronic resource]. Mode of access: <https://www.slide-share.net/donaldsatrianistephen/stator-core-compr-test>. Date of access: 28.05.2020.
  15. Исследование вибромеханических характеристик пакета электротехнической стали и возможностей их использования для контроля прессовки сердечника статора турбогенератора / А. В. Григорьев [и др.] // Электротехника. 2003. № 8. С. 36–41.
  16. Применение параметра поглощения энергии колебаний для контроля прессовки сердечников статоров турбогенераторов / А. В. Григорьев [и др.] // Электротехника. 2004. № 11. С. 16–19.
  17. Способ диагностики состояния сердечника статора электрической машины: пат. 2223587 РФ, МПК Н02 К15/00, Н02 К15/02 / В. С. Шаронин, А. В. Полторадня. Оpubл. 10.02.2004.
  18. Створення нових типів та модернізація діючих турбогенераторів для теплових електричних станцій / Ю. В. Зозулін [та ін.]. Харків: ПФ «Колегіум», 2011. 228 с.
  19. Контроль осердя статора потужного турбогенератора під час складання і пресування / В. Ф. Пінської [та ін.] // Гідроенергетика України. 2020. № 1–2. С. 55–58.
  20. Пристрій для контролю осердя статора потужного турбогенератора: заявка на патент України № а 2020 02912, МКИ Н02 К 15/00 / А. С. Левицкий [та ін.]. Оpubл. 14.05.2020.
  21. Андреева, Л. Е. Упругие элементы приборов / Л. Е. Андреева. 2-е изд. М.: Машиностроение, 1981. 392 с.
- Поступила 22.06.2020    Подписана в печать 08.09.2020    Опубликована онлайн 30.07.2021

## REFERENCES

1. Tavner P. J., Anderson A. F. (2005) Core Faults in Large Generators. *IEE Proceedings – Electric Power Applications*, 152 (6), 1427–1439. <https://doi.org/10.1049/ip-epa:20050102>.
2. Kuznetsov D. V. (2015) Investigation of Features of Localization of Defects of Stator Core Elastic Suspension Systems in High-Power Turbogenerators. *Russian Electrical Engineering*, 86 (10), 612–619. <https://doi.org/10.3103/S1068371215100119> (in Russian).

3. Butov A. V. et al. (2001) Damageability and Control of the Tooth Zones of Baked End Packages of Steel Cores of Stators of Turbogenerators. *Elekticheskie Stantsii = Electrical Stations*, (5), 41–48 (in Russian).
4. Kensytskyi O. H., Hvalin D. I., Kobzar K. O. (2019) The Mathematical Model of Coupling Calculation the Electromagnetic Field and Heats of End Zone Powerful Turbogenerator. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 62 (1), 37–46. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-1-37-46> (in Russian).
5. Hvalin D. I., Kensytskyi O. H., Kobzar K. O. (2021) Simulation of Electromagnetic Field of a Powerful Electrical Machine. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 64 (2), 130–142. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-2-130-142> (in Russian).
6. Zaitsev Ie. O., Levytskyi A. S., Kromplyas B. A. (2019) Capacitive Distance Sensor with Coplanar Electrodes for Large Turbogenerator Core Clamping System. *IEEE 39<sup>th</sup> International Conference on Electronics and Nanotechnology (ELNANO)*, Apr. 16–18, 2019, Kiev, 644–647. <https://doi.org/10.1109/ELNANO.2019.8783916>.
7. Levitskyi A. S., Zaitsev I. O., Kobzar K. O. (2018) Measuring the Stroke of Cone Disk Springs in Power Accumulators of the Turbogenerator Stator Core Using a Capacitive Sensor. *Prihory i Metody Izmerenii = Devices and Methods of Measurements*, 9 (2), 121–129. <https://doi.org/10.21122/2220-9506-2018-9-2-121-129> (in Russian).
8. Zaitsev Ie. O., Levytskyi A. S., Kromplyas B.A. (2017) Hybrid Capacitive Sensor for Hydro- and Turbo Generator Monitoring System. *Proceedings of the International Conference on Modern Electrical and Energy System (MEES-17)*, Nov. 15–17, 2017, Kremenchuk, 288–291. <https://doi.org/10.1109/MEES.2017.8248913>.
9. Yuhimchuk V. D. (2006) *The Production Technology of Electric Machines*. Kharkov, Timchenko Publ. 543 (in Russian).
10. Patil A., Biswas S. (2013) Modeling a Virtual Prototype of Stator Core Lamination Assembly Device. *International Journal of Electrical, Electronics and Data Communication*, 1 (10), 32–35.
11. Geddam P., Barik B. K. (2015) Developing a Virtual Prototype for Stacking Laminations in Stator Core of Turbogenerator Using Robot Simulation Software. *Journal of Material Science and Mechanical Engineering*, 2 (5), 456–460.
12. Puzakov S. E., Golodnova O. S., Rostik G. V., Kutukov L. G., Zav'yalov G. V., Tkacheva L. N. (2006) *Reference Guide for the Repair of Turbo Generators*. Moscow, IPKgosluzhby, VIPKenergo Publ. 724 (in Russian).
13. Alekseev B. A. (2001) *Determination of the State (Diagnosis) of Large Turbogenerators*. 2<sup>nd</sup> ed. Moscow: NTs ENAS Publ. House. 152 (in Russian).
14. *Stator Core Compressibility Test*. Available at: <https://www.slideshare.net/donaldsatrianistephen/stator-core-compr-test> (Accessed 28 May 2020).
15. Grigoriev A. V. et al. (2003) Investigation of the Vibromechanical Characteristics of an Electrical Steel Package and the Possibilities of their Use for Monitoring the Pressing of a Stator Core of a Turbogenerator. *Elektrotehnika = Electrical Engineering*, 8, 36–41 (in Russian).
16. Grigoriev A. V., Osotov V. N., Yampol'skii D. A. (2004) The Use of the Parameter of Absorption of Vibrational Energy to Control the Pressing of the Cores of Stators of Turbogenerators. *Elektrotehnika = Electrical Engineering*, 11, 16–19 (in Russian).
17. Sharonin V. S., Poltoradnya A. V. (2004) *A Method for Diagnosing the State of the Stator Core of an Electric Machine*. Patent RF. No 2223587 (in Russian).
18. Zozulin Yu. V., Antonov V. E., Borichevskii A. M., Bychik V. N., Kobzar K. A., Livshits A. L., Rakogon V. G., Rogovoi I. Kh., Khaimovich L. L., Cherednik V. I. (2011) *Creation of New Types and Modernization of Existing Turbogenerators for Thermal Power Plants*. Kharkiv, Kolegium Publ. 228 (in Ukrainian).
19. Pinskiy V. F., Zakhoshaev V. M., Shoful A. K., Levitsky A. S. (2020) Stator Core Control of a Powerful Turbogenerator During Assembly and Pressing. *Gidroenergetika Ukrainy [Hydropower of Ukraine]*, (1–2), 55–58 (in Ukrainian).
20. Levitsky A. S. [et al.] (2020) *Device for Monitoring the Stator Core of a Powerful Turbogenerator*. Patent Application of Ukraine No a 2020 02912 (in Ukrainian).
21. Andreeva L. E. (1981) *Elastic Elements of Devices*. 2<sup>nd</sup> ed. Moscow, Mechanical Engineering Publ. 392 (in Russian).

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-314-327>

УДК 621.316.37.064.1

## Comparative Analysis of Measures and Technical Means for Suppressing the Aperiodic Current Component in Circuit Breaker

V. V. Kuchanskyi<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine (Kyiv, Ukraine)

© Белорусский национальный технический университет, 2021  
Belarusian National Technical University, 2021

**Abstract.** Electromagnetic transients are considered in the implementation of three-phase automatic reclose on the transmission line of extra high voltage 750 kV. The influence of automatic shunting of phases and pre-insertion active resistance for limiting the characteristics of the aperiodic component of the current, which obstructs the transition of full current through zero, is evaluated. The paper analyses measures taking into account the effect of changing the degree of compensation of charging power and the angles of switching on an SF6 circuit breaker. Sub-schemes of disconnected undamaged phases of the extra high voltage transmission line for the investigation of the aperiodic current component have been developed. The values of the pre-insertion active resistances of different connection and automatic shunting of the phases are determined at which there is an effective reduction of the characteristics of the aperiodic component of the current. In the software environment, a model was developed and switching transient processes were simulated in the 750 kV transmission line. Operating modes that are potentially dangerous for SF6 circuit breakers are determined and recommendations are given to avoid them. Currently the technical and economic requirements for power transmission lines designed for the transport of electricity from large power plants and for the communication of powerful energy systems are increasing. Today there is the importance of reducing specific investment in the construction of new and reconstruction of existing lines. The solution of these issues is associated with the maximum use of power lines by increasing their power transfer capability and controlling modes, especially in operating emergency conditions and post-emergency operation of power systems.

**Keywords:** electromagnetic transients, automatic phase shunting, three-phase automatic reclose, aperiodic component of current, active pre-insertion resistors

**For citation:** Kuchanskyi V. V. (2021) Comparative Analysis of Measures and Technical Means for Suppressing the Aperiodic Current Component in Circuit Breaker. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 64 (4), 314–327. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-314-327>

## Сравнительный анализ мероприятий и технических средств для подавления аperiodической составляющей в токе линейного выключателя

В. В. Кучанский<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>Институт электродинамики Национальной академии наук Украины (Киев, Украина)

**Реферат.** В статье рассматриваются электромагнитные переходные процессы при реализации трехфазного автоматического повторного включения на линии электропередачи

---

### Адрес для переписки

Кучанский Владислав Владимирович  
Институт электродинамики  
Национальной академии наук Украины  
просп. Победы, 56,  
03057, г. Киев, Украина  
Тел.: +38 050 387-89-42  
[kuchanskiyvladislav@gmail.com](mailto:kuchanskiyvladislav@gmail.com)

### Address for correspondence

Kuchanskyi Vladislav V.  
Institute of Electrodynamics  
of the National Academy of Sciences of Ukraine  
56, Peremogy Ave.,  
03057, Kyiv, Ukraine  
Tel.: +38 050 387-89-42  
[kuchanskiyvladislav@gmail.com](mailto:kuchanskiyvladislav@gmail.com)

---

сверхвысокого напряжения 750 кВ. Анализируются предвключенные активные сопротивления, управляемые шунтирующие реакторы, неполнофазные режимы работы шунтирующих реакторов, автоматические шунтирования фазы с учетом изменения степени компенсации зарядной мощности и углов включения элегазовых выключателей. Разработаны схемы замещения отключенных неповрежденных фаз линии сверхвысокого напряжения для исследования аperiodической составляющей тока. Оценены значения активных предвключенных сопротивлений и автоматического шунтирования фаз на снижение характеристик аperiodической составляющей тока. Разработана имитационная модель и смоделированы переходные процессы на линии электропередачи 750 кВ. Выполнены серии моделирований электромагнитных переходных процессов на реальных линиях электропередачи сверхвысокого напряжения. Проанализированы причины аварий линейных элегазовых выключателей при коммутации компенсированных воздушных линий 750 кВ. Изучены электромагнитные процессы в компенсированных линиях электропередачи в зависимости от начальных условий в момент коммутации. Выявлены моменты резкого изменения параметров переходных процессов при коммутации в линиях сверхвысокого напряжения. Оценено влияние суммарных индуктивностей и активных сопротивлений на характеристики аperiodической составляющей. Выведены аналитические зависимости постоянной времени аperiodической компоненты от момента коммутации и значений суммарного активного сопротивления и индуктивности. Рассмотрены мероприятия для ограничения продолжительности существования аperiodической составляющей тока. Указано, что избежать аварийного режима работы можно соответствующей настройкой устройства контроля коммутации элегазовых выключателей. Даны рекомендации по предупреждению возникновения и развития аварийного режима на подстанциях с элегазовыми выключателями.

**Ключевые слова:** электромагнитные переходные процессы, автоматическое фазовое шунтирование, трехфазное автоматическое повторное включение, аperiodическая составляющая тока, активные предвключенные резисторы

**Для цитирования:** Кучанский, В. В. Сравнительный анализ мероприятий и технических средств для подавления аperiodической составляющей в токе линейного выключателя / В. В. Кучанский // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2021. Т. 64, № 4. С. 314–327. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-314-327>

## Introduction

Due to the modernization of the switching equipment, viz. replacement of air circuit breakers with SF6 circuit breakers in the bulk electrical networks, there was a need to analyze the switching transients in 750 kV extra high voltage (EHV) transmission lines. Due to the lacks of experience in operating SF6 circuit breakers at 750 kV EHV substations, accidents have occurred which have significantly reduced the reliability of the bulk electrical networks operation [1–6]. One of the typical examples of switching that causes damage of SF6 switch is the fast on/off cycle [1–3].

Such a typical switching example is the cycle of a three-phase automatic recloses (TPAR) in the event of a non-liquidated metal short circuit in one of the phases. In case of unsuccessful TPAR, the damaged phase is switched on to the non-liquidated short circuit and the damaged phases are switched-off. After switching on the non-damaged phases, there may be an aperiodic current component  $i_{acc}$  (ACC) with characteristics values are significantly higher than the maximum permissible operation data of the SF6. Exceeding the value  $i_{acc}$  and duration  $T_{ap}$  of the ACC leads to a delay in the transition due to zero full

transient current (Fig. 1). A durable damping process  $i_{acc}$  with a value exceeding the maximum allowed prevents the full current from passing through zero, resulting in damage to the gas switch chamber. According to the requirements specified in [7], the ACC value may not exceed 58 %.

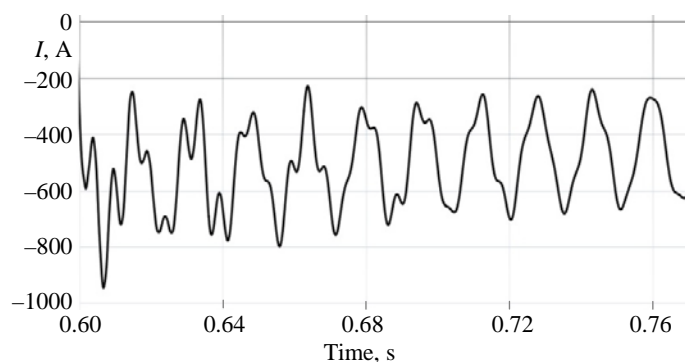


Fig. 1. Total transient current

It is assumed that when the switch is off, arc extinguishing occurs in each phase at the moment when the current passes through a zero value. Since the dispersion in the action of the poles of a SF6 circuit breaker when switched on does not exceed 0.001 s, the contacts are simultaneously closed. So, in the case of an unsuccessful TPAR, when the arc on the overhead line during the TPAR pause did not go out, it is possible to delay significantly the process of arc extinction [1–3].

A significant aperiodic component in the switching currents occurs not only with whole groups of shunt reactors. As a result of a series of transient calculations, the most unfavorable moments of contact closure after a TPAR pause and the moments of disconnection of an uncorrected failure by the value of the aperiodic component were found.

The objective of this work is to identify the conditions for the appearance of an aperiodic component in the current, to analyze the process of damping it using pre-insertion resistors, and also to analyze alternative solutions to the problem as a whole

### **The reason for the appearance of the aperiodic component of the current during switching**

In the studies [7–10], the simultaneous influence of the above measures on the significance of the ACC characteristics was not considered. The studies analyzed the effect of pre-insertion active resistances on the gas switch on magnetization currents and resonant over-voltages when switching on the EHV power line to the unloaded autotransformer. There are also studies [11, 12] devoted to the estimation of the influence of pre-insertion active resistances and the moment of switching on the value of the ACC characteristics without analyzing the effect of changing the degree of the line charging power compensation.

It should be noted that there are known works on the use of automatic phase shunting (APS) during single phase automatic re-closure (SPAR) to compensate for the recharge arc and elimination of abnormal resonance over-voltages [12–16]. Studies on the evaluation of the effects of ASF when performing the TPAR are also given. There are also no studies to compare the different types of connection of pre-insertion active resistors to the values of the characteristics of the AC current. As it was shown by the previous studies, the application of only reducing the degree of charge power compensation and the use of controlled switching do not always effectively reduce the ACC [1–3, 7, 8].

This paper deals with the switching off / switching on of the low-voltage transmission line to short-circuit one of the phases, which leads to the activation of TPAR. Studies have shown that the changes in the switching angle of the gas switch and the change in the degree of compensation of the charging power of the low voltage transmission line cannot effectively reduce the aperiodic component to the given values [17].

The total current value in the switch  $i_C(t)$  is determined by the expression

$$i_C(t) = i_{inv}(t) + i_{ap}(t) + i_{osc}(t), \quad (1)$$

where  $i_{inv}(t) = I_{inv} \cos(\omega t + \alpha - \Psi)$  – involuntary component current in circuit breaker, A;  $I_{inv}$  – amplitude of involuntary value of current, A;  $\omega$  – angular velocity, rad/s;  $\alpha$  – moment of commutation, electrical degree;  $\Psi$  – phase of involuntary value of current, electrical degree;  $i_{ap}(t) = I_{ap} \sin(\alpha - \varphi) e^{-t/\tau}$  – aperiodical component in circuit breaker, A;  $I_{ap}$  – amplitude of aperiodical component, A;  $\varphi$  – angle of lag, electrical degree;  $t$  – time of electromagnetic transient, s;  $\tau$  – damping constant of the ACC, s;  $i_{osc}(t) = I_{tr} e^{-t/\tau_{osc}} \cos(\omega t + \alpha - \Psi_{tr})$  – decaying current transient component in circuit breaker, A;  $I_{tr}$  – amplitude of decaying transient component, A;  $\tau_{osc}$  – damping constant of decaying current transient component, electrical degree;  $\Psi_{tr}$  – phase of decaying transient component, electrical degree.

The initial value of the current aperiodic component depends on the moment the circuit breaker closes (for example, if the switch-on occurs when the instantaneous value of the mains voltage is close to zero, then the aperiodic component has the largest value equal to the amplitude of the periodic component of the current). The damping time constant of the aperiodic current is determined by the ratio of the active and inductive resistances in its circuit.

The aperiodic time constant of the aperiodic component depends on the ratio of the inductance and resistance of the circuit

$$\tau = \frac{L_{\Sigma}}{R_{\Sigma}}, \quad (2)$$

where  $L_{\Sigma}$  – equivalent inductance of an equivalent circuit;  $R_{\Sigma}$  – equivalent resistance of the equivalent circuit.

So, the initial value of the ACC current component depends of values (1). In Fig. 2 the aperiodical (AP) current in phase A in cycle of TPAR are shown. The permissible value of ACC component for SF6 circuit breakers 750 kV is 58 % of total current at the transition process. On the figure  $I_a$  – current of the A phase.

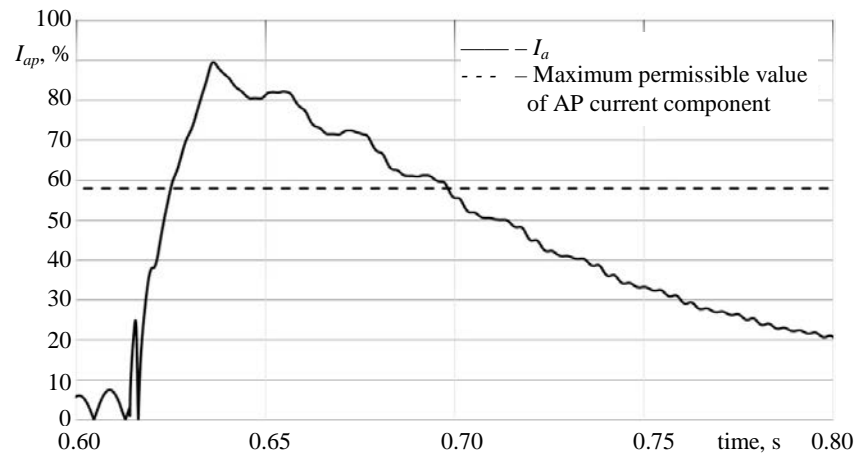


Fig. 2. Excess of ACC component the maximum permissible value

### Measures and technical means of improving the reliability and efficiency of EHV power transmission lines due to switching

The main task of existing measures and means used in EHV power transmission lines is to increase the reliability and operational efficiency of the operating modes of the main electric networks that they form. There are innumerable modes of operation of power lines, especially for operational normal operating modes. Normal modes of electrical networks mean those that allow long-term operation without any restrictions for both consumers and equipment of the networks themselves. But when critical deviations of parameters values of an electric network are reached, it is necessary to speak already about occurrence of an abnormal mode for which the use of traditional controls methods will be inadequate and therefore ineffective. The consequences of uncontrolled abnormal mode can be not only the deterioration of the technical and economic performance electrical network, but also damage to the equipment of responsible consumers, as well as failure of the main equipment of the network itself with the further development of a system crash.

It should be noted that classification of abnormal modes, which occur in the abnormal nonsinusoidal and nonsymmetrical modes of EHV power lines is given in [12–16]. The use of the term of abnormal mode is not accidental, because when working out literary sources [1–10] and studies of experimental results [12–14, 16], it was concluded that this kind of modes is fundamentally different from traditional ones. The difference and the special characteristics of mode is that they are caused by an abnormal regime, primarily due to the effect of the distortion source. In [15, 16], the division of this mode type into two main categories, depending on the resonance at a certain frequency, is shown on the basic harmonic and higher harmonic components.

Also, this developed classification of abnormal modes includes the considered form of the TPAR operation mode. An abnormal mode of operation exists during the implementation of the TPAR cycle and until the breaker is possibly damaged.



In EHV power lines, the following measures and technical measures apply, shown Fig. 3:

a) the use of pre-insertion resistances in SF6 circuit breakers, which can be connected in series or in parallel (Fig. 3a, b);

b) applications of automatic phase shunting when a phase disconnected is shunted by circuit breakers (Fig. 3c);

c) the controlled switching to ensure switching moments at the required time (Fig. 3d);

d) disconnecting of groups of shunt reactors, as well as the use of open-phase modes of groups shunt reactors (Fig. 3e).

At Fig. 3  $L_M, L_E$  – inductance of the shunt reactor which compensate capacitance between phases and capacitance between phase and earth, H;  $L_L$  – inductance of the transmission line, H;  $R_L$  – active resistance of the transmission line,  $\Omega$ ;  $L_{S1}, L_{S2}$  – equivalent inductance, H;  $R_{S1}, R_{S2}$  – active resistance,  $\Omega$ ;  $R_{pre}$  – active pre-insertion resistance of SF6 circuit breaker.

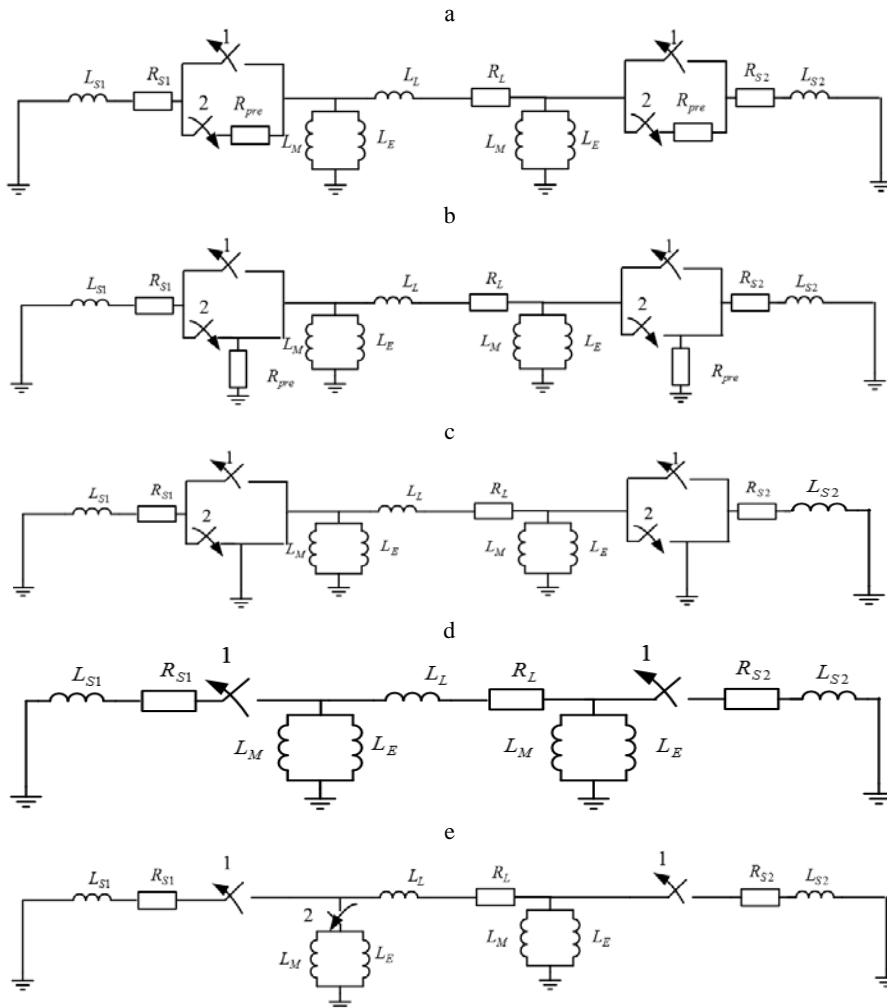


Fig. 3. Equivalent circuits of phase extra high voltage transmission line

The aperiodic time constant of the aperiodic component in case of application pre-insertion connected in series

$$\tau = \frac{AB(R_{pre}^2(2M+I) + 2R_{pre}A + 2R_{pre}(FR_{S1} + GR_{S2}) + C(R_{pre} + R_{S1})(R_{pre} + R_{S2}) + R_{pre}I(R_{S1} + R_{S2}) + CR_{S1} + D(2M+I))}{\times (AK + L_{S1}L_{S2}(L_L L_M + L_L L_E + L_E L_M))} \rightarrow \quad (3)$$

where  $A = L_L L_M L_E, H^3$ ;  $B = L_{S1} L_{S2}, H^2$ ;  $C = R_L R_M R_E, \Omega$ ;  $R_M$  – equal active resistance of phase to phase component shunt reactor,  $\Omega$ ;  $R_E$  – equal active resistance of ground component shunt reactor,  $\Omega$ ;  $D = R_{S1} R_{S2}, \Omega$ ;  $E = R_{S1} + R_{S2}, \Omega$ ;  $F = R_L R_M, \Omega$ ;  $G = R_L R_E, \Omega$ ;  $I = R_M R_E, \Omega$ ;  $K = L_{S1} + L_{S2}, H$ ;  $M = F + G$ .

The aperiodic time constant of the aperiodic component in case of application pre-insertion resistors connected in parallel

$$\tau = \frac{AB(R_{pre-ins}CE + RD(2F+I) + 2CD)}{R_{pre-ins}CD(A(L_{S1} + L_{S2}) + L_{S1}L_{S2}(2L_L L_M + 2L_L L_E + L_M L_E))}, \quad (4)$$

where  $R_{pre-ins}$  – resistance of pre-insertion resistance,  $\Omega$ .

The above measures have proven themselves well in suppressing and limiting the characteristics of abnormal resonant over-voltages in non-sinusoidal and asymmetric operating modes [13–16, 18–20]. It should be noted that today there is no work to assess the impact of measures and means on the aperiodic component of the total transient current (1) and especially aperiodic time constant (2).

Switch with pre-insertion active resistor can be used to extinguish large multiple voltages on the second harmonic. As shown by research [18–21], overvoltages on the second harmonic can exist for a long time, so the decisive factor in determining the scattering energy is the time of the emergence of an abnormal regime with unloaded autotransformer.

The method described in the article solves the problem of putting the line under voltage, avoiding the danger of damage to electrical equipment by resonant overvoltages on the second harmonic. The use of pre-insertion resistors can reduce the amplitude and duration of this type of overvoltage. It is important to note that the decision to use pre-insertion resistors in each case must be supported by the results of mathematical analysis.

Thus, the use of pre-insertion resistances in SF6 circuit breakers has not been verified by influencing the characteristics of the aperiodic component.

The objective of the ASP is to reduce the electrostatic as well as the electromagnetic components of the feed current in order to ensure a successful SPAR [22–25].

Compared to air circuit breakers, SF6 circuit breakers have certain advantages, the main ones being performance and high switching capacity, as

well as the possibility of installing an additional controlled switching device. This device enables the switching of the gas switch at a predetermined moment in order to reduce the negative effects of transients. The switching moment of the air switch is random and it is not possible to open or close it at the right time. Such a fault during operation led to emergency situations, including the occurrence of resonant overvoltages in non-sinusoidal modes [15, 16, 18–21, 26, 27].

Initial transition conditions for each phase corresponding to the maximum and minimum of the sine wave voltage

$$\delta^A \in [0; 90; 180; 270; 360]; \delta^B \in [122; 212; 300]; \delta^C \in [60; 150; 240; 330]. \quad (5)$$

It should be noted that the paper considers the worst case when the voltage in the intact phases goes beyond zero and the case when the voltage reaches its maximum value. In the first case, such initial conditions of the electromagnetic switching transient cause the maximum initial value of the aperiodic component of the current. As it is shown by the damping the study of the aperiodic component of the current is determined by the ratio of the circuit's active resistance to the total inductance [1–3]. According to the data, the damping process for certain lines continues to 0.003–0.04 s. A controlled switching device for aperiodic suppression can be used in combination with the above.

As we can see from (1)  $i_{ap}(t)$  depends on  $\alpha$  – moment of commutation. So, we can say that controlling switch device can reduce these two components. All circuit breakers are equipped controlled switching device Switch Sync F236. The sinusoid with possible moments of commutation is depicted in Fig. 4. To assess the impact of the switching moment on the characteristics of the aperiodic component, a simulation model is developed and the description of which is given in the next section.

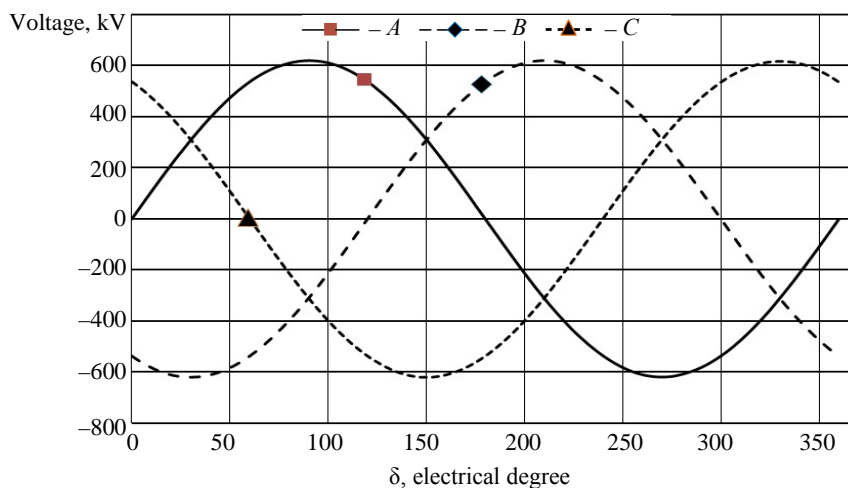


Fig. 4. Sine wave voltage phases A, B, C with designated switching points

When using controlled switching, the time constant will be equal to

$$\tau = \frac{AB(GR_M(R_{S1} + R_{S2})D(2F + 2G + I))}{DFR_E(AK + B(2L_M L_E + 2L_L L_E + L_M L_E)(L_{S1} + L_{S2}) + AB(GR_M(R_{S1} + R_{S2})D(2F + 2G + I))} \rightarrow \frac{AB(GR_M(R_{S1} + R_{S2})D(2F + 2G + I))}{+L_{S1}L_{S2}(2L_L(L_M + L_E) + L_M L_E)} \quad (6)$$

In case of switching-off the shunt reactor group, the decay time constant will be

$$\tau = \frac{AB(GR_M(R_{S1} + R_{S2})D(F + G + I))}{DFR_E(AK + B(L_M L_E + L_L L_E + L_M L_E)(L_{S1} + L_{S2}) + AB(GR_M(R_{S1} + R_{S2})D(F + G + I))} \rightarrow \frac{AB(GR_M(R_{S1} + R_{S2})D(F + G + I))}{+L_{S1}L_{S2}(L_L L_M + L_L L_E + L_M L_E)} \quad (7)$$

In case of application APS decay time constant will be

$$\tau = \frac{L_{S1}L_{S2}(R_{S1}R_{S2})}{R_{S1}R_{S2}(L_{S1} + L_{S2})} \quad (8)$$

To perform the time constant calculations, the following EHV power line data were adopted for the next lines: Khmelnytsky nuclear power plant (Ukraine) – Rzeszow (Poland), South-Ukrainian nuclear power plant (Ukraine) – Isaccea (Romania), Western Ukrainian (Ukraine) – Albertshire (Hungary). The resistance is  $R_{pre-ins} = 400 \Omega$  for both cases shown in Fig. 3a, b. Parameters of equivalent systems and shunt reactors are shown in Tab. 1.

Table 1

Parameters of systems and shunt reactors

Name of system	Impedance of system $Z, \Omega$	Parameters of shunt reactor			
		Equal inductance of ground component shunt reactor $L_M, H$	Equal active resistance of ground component shunt reactor $L_E, H$	Equal resistance of ground component shunt reactor $R_M, \Omega$	Equal inductance of ground component shunt reactor $R_E, \Omega$
Khmelnytsky nuclear power plant (Ukraine)	6.28 + 95.85i	37.17	9.42	30	13.44
Rzeszow (Poland)	4.78 + 60.85i				
South-Ukrainian nuclear power plant (Ukraine)	6.88 + 77.65i				
Isaccea (Romania)	6.78 + 88.48i				
Western Ukrainian (Ukraine)	9.28 + 82.88i				
Albertshire (Hungary)	8.78 + 68.75i				

The calculations of the aperiodic time constant according to the expressions (3), (4), (6)–(8) are given in Tab. 2.

Table 2

Results of calculation of aperiodic time constant

The name of case	Aperiodic time constant $\tau$ , s		
	Khmelnytsky nuclear power plant (Ukraine) – Rzeszow (Poland)	South-Ukrainian nuclear power plant (Ukraine) – Isaccea (Romania)	Western Ukrainian (Ukraine) – Albertshire (Hungary)
Without measure	0.097	0.098	0.1
Pre-insertion resistors in series	0.055	0.052	0.051
Pre-insertion resistors in parallel	0.093	0.095	0.098
Automatic shunting of phase	0.044	0.047	0.048
Switching-off the SR group	0.088	0.086	0.087
Controlled switching device	2.1	2.02	2.5

The task of using technical means is to reduce the duration and value of the aperiodic component. The duration of the aperiodic component is ensured by the highest value of the constant damping time. As it can be seen from the results in Tab. 2, the lowest constant time value is observed when using controlled switching. In the case of ASP, the lowest value will be observed, which will lead to the longest running of the aperiodic component.

For example, in [1–10] it is recommended to disable the shunt reactor group to reduce the characteristics of the aperiodic component. As you can see from the results, such an event reduces the time constant thereby increasing the duration of the transient. In fact, shutting down the bypass reactor group is ineffective. To test the efficiency, the results which are shown in Fig. 5 were evaluated.

As it can be seen from Fig. 5, the use of shutdown of the shunt reactor group does not lead to a significant change in the time constant, while further dragging on the value of the impedance resistance does not lead to the required increase in the time constant.

In order to verify the correctness of the equations and theoretical statements, a simulation model was developed for the analysis of electromagnetic transients in the TPAR cycle.

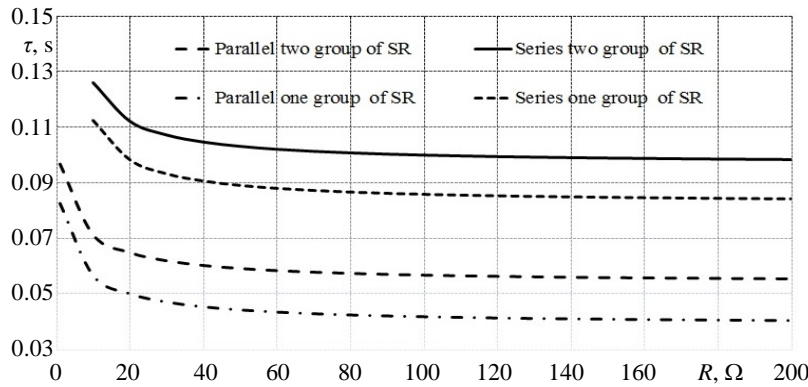


Fig. 5. Reducing the aperiodic time constant at different measures and means

### Modelling of cycle three phase auto-reclose of extra high voltage transmission line

The model was developed to study the processes at single phase auto-reclose in the environment MatLab-Simulink which are illustrated on Fig. 6. Calculations were made to find the effective measure to prevent this kind of overvoltages. The three-phases power system is simulated by voltage sources with fixed voltage and inductance. The overhead line is simulated by two parts, which are given complex matrices with distributed elements or values on the forward and reverse sequence.

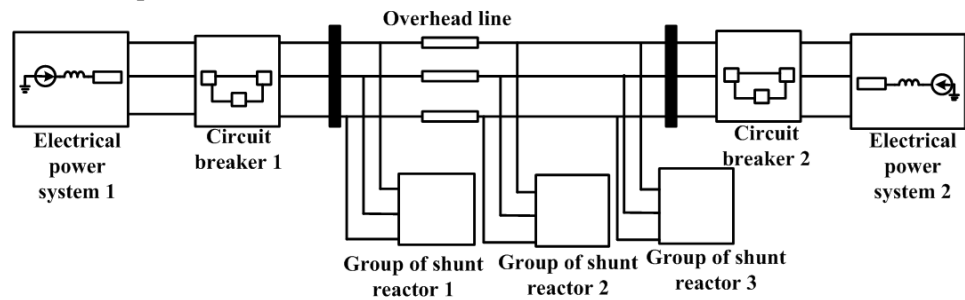


Fig. 6. Model of extra high voltage transmission line

Using the data of Tab. 1, we simulate EHV line modes using a specific measure and technique. Each case is illustrated in Fig. 7–10.

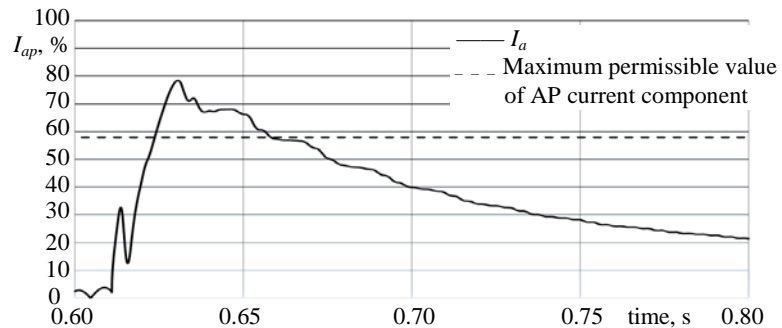


Fig. 7. Pre-insertion resistors connected in series

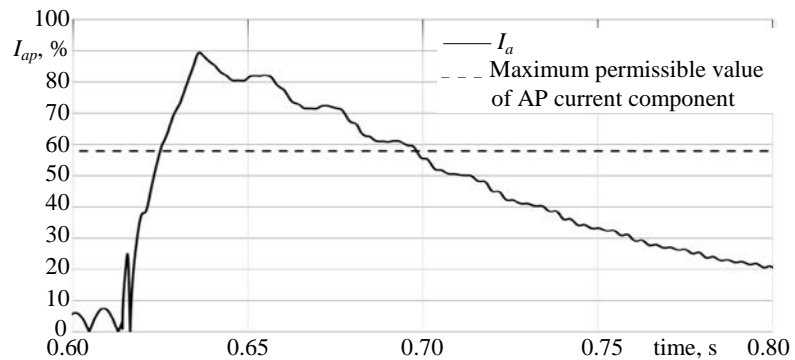


Fig. 8. Pre-insertion resistors connected in parallel

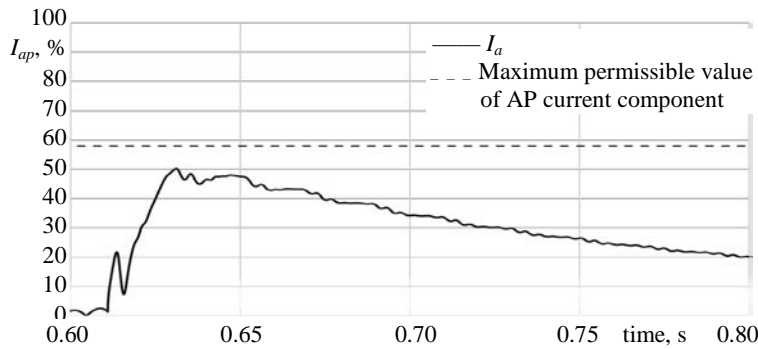


Fig. 9. Controlled switching device

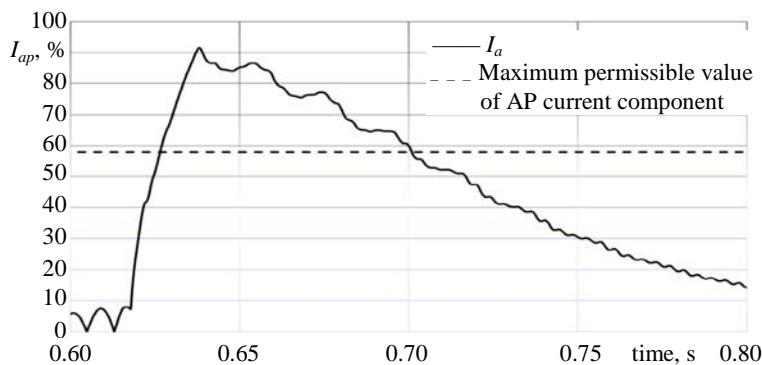


Fig. 10. Automatic phase shunting

As it can be seen from Fig. 7–10, the simulation results confirm the theoretical assumptions about the duration of existence of the aperiodic component and the derived formulas (3), (4), (6)–(8). The shortest duration of the aperiodic component is observed when using controlled switching (Fig. 9). The highest duration is observed with the use of automatic phase shunting (Fig. 10). The use of pre-insertions with resistors also does not produce the required result (Fig. 7, 8).

## CONCLUSION

1. When designing extra high voltage power lines, a careful analysis of the electromagnetic transients accompanying the switching during operation is necessary. Quick on-off cycles (symmetric or non-phase) should be avoided in case of TPAR. In particular, in such cases it is necessary to pay attention to the cycle of fast three-phases automatic reconnection, in which the switch may be damaged due to the aperiodic component of the current.

2. The results of the work confirm the theoretical principles, which consist in the inefficiency of using pre-insertion resistances and automatic phase shunting to reduce the characteristics of the aperiodic component of the current for the total transient process. This also applies to the disconnection of a group of shunt reactors as a measure. The derived formulas for the determination of the aperiodic time constant of the aperiodic component confirm the above

mentioned. Value resistance changing of the pre-insertion resistor when disconnecting the group of shunt reactors also confirmed the inefficiency of using the same means even when used together. This analysis without any significant assumptions was performed based on the mathematical models developed in MatLab which confirm the theoretical propositions.

#### Acknowledgments

This research is supported by the state youth grant “Development of measures and technical means of compensation of open phase modes of the bulk power electrical networks of the integrated electrical systems of Ukraine” – order of 09.01.2020 № 15 “On the results of the competition for grants of the NAS of Ukraine by research laboratories / groups of young scientists of the NAS of Ukraine for research in priority areas of science and technology in 2020”.

#### REFERENCES

1. Kuznetsov V. G., Tugai Yu. I., Shpolyansky O. G. (2017) Analysis of the Preconditions of SF6 Circuit Breakers Damage in 750 kV Electric Networks. *Praci Institutu Elektrodinamiki Natsional'noi Akademii Nauk Ukraini* [Proceedings of the Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine], (47), 5–9. <https://doi.org/10.15407/publishing.2017.47.016> (in Ukrainian).
2. Naumkin I. E. (2012) Emergency Failures of SF6 Circuit Breakers when Switching Compensated 500–1150 kV Overhead Power Lines. *Elektrichestvo*, (10), 22–32 (in Russian).
3. Blumschein J., Yelgin Y., Ludwig A. (2017) Adaptive Autoreclosure to Increase System Stability and Reduce Stress to Circuit Breakers. *70<sup>th</sup> Annual Conference for Protective Relay Engineers (CPRE)*, 1–8. <https://doi.org/10.1109/cpre.2017.8090004>.
4. Silva F. F., Bak C. L., Gudmundsdottir U. S., Wiechowski W., Knardrupgard M. R. (2010) Methods to Minimize Zero-Missing Phenomenon. *IEEE Trans. on Power Del.*, 25 (4), 2923–2930. <https://doi.org/10.1109/tpwr.2010.2045010>.
5. Ji L., Booth C., Dyško A., Kawano F., Beaumont P. (2014) Improved Fault Location Through Analysis of System Parameters During Autoreclose Operations on Transmission Lines. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 29 (6), 2430–2438. <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2014.2307051>.
6. Li G., Yao S., Wang P., Yan D., Gao X., Yao Y. (2017) Discussion on the Problem About Capacitive Current Switching of EHV and UHV AC Circuit Breaker. *4<sup>th</sup> International Conference on Electric Power Equipment – Switching Technology (ICEPE-ST)*, Oct. 22–25, 2017. <https://doi.org/10.13296/j.1001-1609.hva.2018.03.034>.
7. Kachesov V. E., Kachesov D. V. (2011) Requirements for Switching Algorithms of EHV Shunt Compensated OHL by SF6 Circuit Breakers. *Proceedings of International Conference on Power Systems Transients (IPST 2011)*, June 14–17, 2011, Delft, 15–18.
8. Naumkin I., Balabin M., Lavrushenko N., Naumkin R. (2011) Simulation of the 500 kV SF6 Circuit Breaker Cutoff Process during the Unsuccessful Three-Phase Autoreclosing. *Proceedings of International Conference on Power Systems Transients (IPST 2011)*, June 14–17, 2011, Delft. Available at: [https://www.ipstconf.org/papers/Proc\\_IPST2011/11IPST025.pdf](https://www.ipstconf.org/papers/Proc_IPST2011/11IPST025.pdf).
9. Jian H., Xiaofeng J., Xiaoguang H. (2010) Automated Monitoring and Analysis for High Voltage Circuit Breaker. *5<sup>th</sup> IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications*. Taichung, 560–564. <https://doi.org/10.1109/iciea.2010.5517076>.
10. Gong R., Wang S., Luo X. (2012) Analysis and Design in Extra High Voltage Circuit Breakers Employing Shunted Capacitors. *6<sup>th</sup> International Conference on Electromagnetic Field Problems and Applications*. Dalian, Liaoning, 1–4. <https://doi.org/10.1109/icef.2012.6310424>.
11. Lazimov T., Saafan E. A., Babayeva N. (2015) Transitional Processes at Switching-Off Capacitor Banks by Circuit-Breakers with Pre-Insertion Resistors. *Modern Electric Power Systems (MEPS)*. Wroclaw, 1–4. <https://doi.org/10.1109/meps.2015.7477204>.



12. Lazimov T., Imanov S., Saafan E. A. (2010) Transitional Recovery Voltages at Capacitive Currents Switching-Offs by Vacuum and SF<sub>6</sub> Circuit-Breakers. *Modern Electric Power Systems*. Wroclaw, 1–5. <https://doi.org/10.13140/RG.2.1.2156.9446>.
13. Kuchanskyi V. (2019) Application of Controlled Shunt Reactors for Suppression Abnormal Resonance Overvoltages in Assymetric Modes. *IEEE 6<sup>th</sup> International Conference on Energy Smart Systems (ESS)*. Kyiv, 122–125. <https://doi.org/10.1109/ess.2019.8764196>.
14. Kuchanskyi V. (2017) The Prevention Measure of Resonance Overvoltges in Extra High Voltage Transmission Lines. *IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*. Kiev, 436–441. <https://doi.org/10.1109/ukrcon.2017.8100529>.
15. Tugay Y. (2009) The Resonance Overvoltages in EHV Network. *Proceedings of IEEE Sponsored Conference EPQU'09 – International Conference on Electrical Power Quality and Utilisation*. Sept. 15–17, 2009, Lodz, 14–18. <https://doi.org/10.1109/epqu.2009.5318812>.
16. Kuchanskyi V. (2017) The Application of Controlled Switching Device for Prevention Resonance Overvoltages in Nonsinusoidal Modes. *IEEE 37<sup>th</sup> International Conference on Electronics and Nanotechnology (ELNANO)*. Kiev, 394–399. <https://doi.org/10.1109/elnano.2017.7939785>.
17. *Live Tank Circuit Breakers. Buyer's Guide*. ABB AB. 2014. 152.
18. Chun-Lien Su, Po-Han Wang, Chi-Hsiang Liao, Min-Hung Chou (2016) Analysis of Harmonic Overvoltages During Transformer Energization for Mass Rapid Transit Systems. *10<sup>th</sup> International Conference on Compatibility, Power Electronics and Power Engineering (CPE-POWERENG)*. <https://doi.org/10.1109/CPE.2016.7544154>.
19. Abdulsalam S. G., Xu W. (2007) A Sequential Phase Energization Method for Transformer Inrush Current Reduction-Transient Performance and Practical Consideration. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 22 (1), 208–216. <https://doi.org/10.1109/tpwrd.2006.881450>.
20. Brunke J. H., Fröhlich K. J. (2001) Elimination of Transformer Inrush Currents by Controlled Switching. Part II: Application and Performance Considerations. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 16 (2), 281–285. <https://doi.org/10.1109/61.915496>.
21. Cho C., Lee J., Min B. (2017) Application of Controlled Switching Device for High Voltage Circuit Breaker in KEPCO Real Power System. *4<sup>th</sup> International Conference on Electric Power Equipment – Switching Technology (ICEPE-ST)*. Xi'an, 492–495. <https://doi.org/10.1109/icepe-st.2017.8188892>.
22. Hasibar R. M., Legate A. C., Brunke J., Peterson W. G. (1981) The Application of Highspeed Grounding Circuit Breakers for Single-Pole Reclosing on 500 kV Power Systems. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS-100 (4), 1512–1515. <https://doi.org/10.1109/tpas.1981.316499>.
23. Baina H., Xin L., Jianyuan X. (2008) The Analysis of Secondary Arc Extinction Characteristics on UHV Transmission Lines. *International Conference on High Voltage Engineering and Application*. Chongqing, 516–519. <https://doi.org/10.1109/ichve.2008.4773986>.
24. Mizoguchi H., Hioki I., Yokota T., Yamagata Y., Tanaka K. (1998) Development of an Interrupting Chamber for 1000 kV Highspeed Grounding Circuit Breakers. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 13 (2), 495–502. <https://doi.org/10.1109/61.660920>.
25. Chi T., Xin L., Jianyuan X., Zhen-xin G. (2008) Comparison and Analysis on Very Fast Transient Overvoltage Based on 550 kV GIS and 800 kV GIS. *International Conference on High Voltage Engineering and Application*. Chongqing, 288–291. <https://doi.org/10.1109/ichve.2008.4773930>.
26. Zhezhelenko I. V. (2018) The Main Directions of Improving the Efficiency of Production, Transmission and Distribution of Electrical Energy. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (1), 28–35. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-1-28-35> (in Russian).
27. Lasy P. G., Meleshko I. N. (2019) Application of Polylogarithms to the Approximate Solution of the Inhomogeneous Telegraph Equation for the Distortionless Line. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 62 (5), 413–421. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-413-421> (in Russian).

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-328-335>

УДК 620.9: 658.26: 666.97.035.5

## Научно-методические основы эксергетического анализа процессов тепловой обработки бетонных изделий в теплотехнологических установках

Часть 2

В. Н. Романюк<sup>1)</sup>, А. М. Нияковский<sup>2)</sup>

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

<sup>2)</sup>Полоцкий государственный университет (Новополоцк, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2021  
Belarusian National Technical University, 2021

**Реферат.** В статье представлена вторая часть исследования, посвященного эксергетическому анализу процессов тепловой обработки бетонных изделий в теплотехнологических установках ускоренной гидратации. В первой части на основании фактических данных о составе цементов и продуктов гидратации рассмотрены вопросы расчета эксергии бетонной смеси и твердеющего бетона с учетом всех составляющих эксергии: реакционной, концентрационной и термомеханической. В данной статье предложены количественные эксергетические критерии, позволяющие судить об энергоэффективности режимов работы теплотехнологического оборудования для тепловой обработки бетонных изделий. К ним отнесены: степень термодинамического совершенства теплоэнергетической системы, характеризующая полностью использование эксергетического входа; термодинамический КПД<sub>е</sub> системы тепловой обработки, представляющий собой степень термодинамического совершенства, рассчитанную без учета суммы транзитных эксергий; термодинамический КПД<sub>е</sub> системы тепловой обработки с учетом эксергетического КПД<sub>е</sub> системы производства и транспортировки тепловой энергии; степень технологического совершенства, указывающая, какая часть эксергии, подведенной в теплотехнологическую установку, предназначена для получения технологического результата. Для расчета перечисленных характеристик предложен математический аппарат, учитывающий массу бетонного изделия, удельную массовую эксергию цемента и твердеющего бетона, заданную степень гидратации цемента в бетоне на момент окончания тепловой обработки, эксергетические потоки, подводимые к изделию в теплотехнологической установке, и численные показатели, характеризующие неполноту процесса гидратации цемента. Приведено обсуждение полученных результатов с точки зрения их применимости при выборе режимов тепловой обработки. Полученные результаты могут использоваться при выборе энергосберегающих режимов теплотехнологического оборудования для промышленной тепловой обработки бетонных изделий.

**Ключевые слова:** теплотехнологии, теплотехнологические установки, энергоэффективность, тепловая обработка бетонных изделий, эксергия бетона, эксергетический баланс, эксергетические критерии энергетической эффективности

**Для цитирования:** Романюк, В. Н. Научно-методические основы эксергетического анализа процессов тепловой обработки бетонных изделий в теплотехнологических установках. Часть 2 / В. Н. Романюк, А. М. Нияковский // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2021. Т. 64, № 4. С. 328–335. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-328-335>

---

### Адрес для переписки

Романюк Владимир Никанорович  
Белорусский национальный технический университет  
просп. Независимости, 65/2,  
220013, г. Минск, Республика Беларусь  
Тел.: +375 17 293-92-16  
pte@bntu.by

### Address for correspondence

Romaniuk Vladimir N.  
Belarusian National Technical University  
65/2, Nezavisimosty Ave.,  
220013, Minsk, Republic of Belarus  
Tel.: +375 17 293-92-16  
pte@bntu.by

---

## Scientific and Methodological Bases of Exergetic Analysis of the Processes of Heat Treatment of Concrete Products in Heat Technology Installations

Part 2

V. N. Romaniuk<sup>1)</sup>, A. M. Niyakovskii<sup>2)</sup>

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

<sup>2)</sup>Polotsk State University (Novopolotsk, Republic of Belarus)

**Abstract.** This article is the second part of the research devoted to the exergetic analysis of heat treatment processes of concrete products in heat technology installations. In the first part, the issues of calculating the exergy of a concrete mixture and hardening concrete have been considered, taking into account all the components of the exergy, viz. reaction, concentration and thermomechanical ones. In the present part of the study, exergetic criteria are proposed that make it possible to evaluate the energy efficiency of the operating modes of heat-technological equipment for the heat treatment of concrete products. These include the degree of thermodynamic perfection of a heat-power system, which is used to evaluate the completeness of the use of the exergetic input; thermodynamic efficiency of the system of heat treatment of concrete products in heat technology installations, representing the degree of thermodynamic perfection of the heat power system that is calculated without taking into account all the components of the sum of transit exergies; thermodynamic efficiency of the heat treatment system, taking into account the exergetic efficiency of the system of heat energy production and transportation; the degree of technological perfection that indicates at the portion of the exergy supplied to the heat technology installation for the heat treatment of concrete products is intended to obtain a technological result. To calculate the listed indicators and characteristics, a mathematical apparatus is proposed that takes into account the mass of the concrete product, the specific mass exergy of cement and hardening concrete, the specified degree of hydration of cement in concrete at the end of heat treatment, the exergetic flows supplied to the product in a heat technology installation during its heat treatment, and numerical indicators characterizing the incompleteness of the cement hydration process. The results obtained in this paper are discussed from the viewpoint of their applicability in the selection of heat treatment modes. They can be used in the selection of energy-saving modes of heat-technological equipment for industrial heat treatment of concrete products.

**Keywords:** heat technology, thermal technological equipment, energy efficiency, heat treatment of concrete products, exergy of concrete, exergetic balance, exergetic criteria of energy efficiency

**For citation:** Romaniuk V. N., Niyakovskii A. M. (2021) Scientific and Methodological Bases of Exergetic Analysis of the Processes of Heat Treatment of Concrete Products in Heat Technology Installations. Part 2. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 64 (4), 328–335. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-328-335> (in Russian)

### Введение

Эффективность организации теплотехнологического процесса с энергетической точки зрения определяется сопоставлением слагаемых эксергетического баланса. Выделяют три типа характеристик: абсолютные (размерные), относительные и удельные. Абсолютные показатели численно совпадают с потоками эксергии на входе и выходе системы, внутренними и внешними потерями эксергии. Относительные основываются на сопоставлении частей эксергетического баланса. Удельные характеристики позволяют судить о потреблении энергии и эксергии на единицу массы

производимой продукции или технологического передела путем сравнения с подобными производствами или отраслевыми нормативами.

Разработке абсолютных эксергетических показателей – величин эксергии бетонной смеси и твердеющего бетонного изделия при его тепловой обработке (ТО) в теплотехнологической установке (ТТУ) – посвящена первая часть нашего исследования [1]. В настоящей статье предложены аналитические зависимости для расчета относительных эксергетических показателей и оценки энергетической эффективности режимов работы теплотехнологического оборудования при промышленной ТО бетонных изделий в ТТУ.

Совокупность относительных характеристик сформулирована и описана в ряде публикаций [2–5]. В данной работе рассмотрим следующие показатели:

– степень термодинамического совершенства теплоэнергетической системы, отражающую полноту использования системой эксергетического входа:

$$\nu = \Sigma E'' / \Sigma E' = 1 - \Sigma D / \Sigma E'; \quad (1)$$

– термодинамический КПД<sub>е</sub>, представляющий собой предыдущий показатель, но рассчитанный без учета суммы транзитных эксергий  $\Sigma E^{tr}$ :

$$\eta_e = (\Sigma E'' - \Sigma E^{tr}) / \Sigma E' - \Sigma E^{tr} = \Sigma E_{исп} / E_{расп}. \quad (2)$$

Термодинамический КПД<sub>е</sub> будет также определен с учетом КПД<sub>е</sub> энергосистемы при отпуске энергии потребителям;

– степень технологического совершенства, указывающую, какая часть всей подведенной в систему эксергии предназначена для получения технологического результата:

$$\beta = \Sigma E_{расп} / \Sigma E' = 1 - \Sigma E^{tr} / \Sigma E', \quad (3)$$

где  $\Sigma E'$ ,  $\Sigma E''$  – эксергетические вход и выход системы соответственно, МДж;  $\Sigma D$  – суммарные потери эксергии, МДж;  $\Sigma E^{tr}$  – сумма транзитных эксергий, не претерпевающая каких-либо изменений в технической системе, МДж;  $\Sigma E_{исп}$  – используемая в технической системе эксергия, МДж;  $\Sigma E_{расп}$  – располагаемая эксергия, МДж.

### **Относительные эксергетические критерии энергоэффективности процесса тепловой обработки бетонных изделий**

Относительные эксергетические критерии оценки энергоэффективности теплотехнологических процессов, записанные в общем виде, должны быть преобразованы для решения рассматриваемой теплотехнологии.

Опираясь на разработанную схему эксергетических потоков [1, рис. 2], представим степень термодинамического совершенства системы для ТО бетонного изделия в ТТУ ускоренной гидратации в виде

$$\begin{aligned} v &= \frac{\sum E''}{\sum E'} = \frac{E''_{\text{полезн}} + E''_{\text{бс}} + E''}{E'_{Q, \text{подв}} + E'_{\text{бс}} + E''} = \\ &= \frac{(H/100)\psi e_{r, \text{бет}} M_{\text{бет}} \gamma \varphi + (1-H/100)e_{\text{бс}} M_{\text{бет}} + E''}{E'_{Q, \text{подв}} + E'_{\text{бс}} + E''}, \end{aligned} \quad (4)$$

где  $E''_{\text{полезн}}$  – полезная эксергия твердеющего бетона (сумма реакционной и концентрационной составляющих эксергии), МДж;  $E'_{\text{бс}}$ ,  $E''_{\text{бс}}$  – эксергия потока бетонной смеси на входе и выходе ТТУ соответственно, МДж;  $E''$  – сумма эксергий компонентов бетонного изделия, не участвующих в физико-химических превращениях (арматуры, утеплителя, защитных материалов), эксергии остаются постоянными или незначительно изменяются в процессе ТО в ТТУ, МДж;  $E'_{Q, \text{подв}}$  – поток эксергии, подведенный к изделию извне, МДж;  $H$  – степень гидратации бетона в изделии, достигнутая к моменту окончания ТО, %;  $\psi$  – коэффициент, учитывающий неполноту протекания реакции гидратации;  $e_{r, \text{бет}}$  – удельная массовая реакционная эксергия твердеющего бетона, МДж/кг;  $M_{\text{бет}}$  – масса бетона в изделии, кг;  $\gamma$  – массовая доля активной части цементного клинкера в цементе;  $\varphi$  – то же продуктов гидратации в затвердевшем бетоне, определяемая из материального баланса реакции гидратации как сумма массовых долей цемента и воды в бетонной смеси;  $e_{\text{бс}}$  – удельная массовая эксергия потока бетонной смеси, МДж/кг.

При  $E'_{Q, \text{подв}} = 0$  твердение бетона носит естественный характер, осуществляется без ТО и уравнение (4) приобретает вид

$$v^* = \frac{(H/100)\psi e_{r, \text{бет}} M_{\text{бет}} \gamma \varphi + (1-H/100)e_{\text{бс}} M_{\text{бет}} + E''}{E'_{\text{бс}} + E''}. \quad (5)$$

Показатель  $v^*$  характеризует степень термодинамического совершенства такой организации процесса ТО, когда цели технической системы достигаются без подвода энергетических потоков к бетонному изделию в ТТУ извне.

Разделив почленно (4) и (5), получим дополнительное соотношение

$$\frac{v}{v^*} = \frac{E'_{\text{бс}} + E''}{E'_{Q, \text{подв}} + E'_{\text{бс}} + E''} \leq 1. \quad (6)$$

Уравнение (6) показывает относительное изменение степени термодинамического совершенства системы для ТО бетонного изделия в ТТУ при ускоренной гидратации по сравнению с естественными условиями твердения бетона (т. е. без подвода энергии извне) при одинаковой заданной прочности, которую необходимо достигнуть в обоих случаях.

Термодинамический КПД<sub>е</sub> системы ТО в ТТУ представляет собой по форме уравнение (4), числитель и знаменатель которого уменьшены на суммарную величину всех транзитных потоков эксергии, включая часть потока эксергии бетонной смеси, реакция гидратации цемента в которой будет завершена за пределами ТТУ после окончания процесса ТО. С учетом этого обстоятельства уравнение для КПД<sub>е</sub> примет вид

$$\eta_e = \frac{\sum E'' - \sum E^{tr}}{\sum E' - \sum E^{tr}} = \frac{(H/100)\psi e_{r,бет} M_{бет} \gamma \Phi}{E'_{Q, подв} + E'_{6с} (H/100)}. \quad (7)$$

Для полной оценки эксергетической эффективности процесса ТО с учетом КПД<sub>е</sub> системы производства и отпуска тепловой энергии (7) должно быть преобразовано

$$\eta_e^{полн} = \frac{(H/100)\psi e_{r,бет} M_{бет} \gamma \Phi}{E'_{Q, подв} / (\eta_e^{эс} / 100) + E'_{6с} (H/100)}, \quad (8)$$

где  $\eta_e^{эс}$  – КПД<sub>е</sub> энергосистемы при отпуске энергии потребителям, %.

Степень технологического совершенства системы ТО в ТТУ (с учетом высказанных выше замечаний о сумме транзитных потоков эксергии) вычисляется по формуле

$$\beta = 1 - \frac{\sum E^{tr}}{\sum E'} = 1 - \frac{(1 - H/100)E'_{6с} + E^{tr}}{E'_{Q, подв} + E'_{6с} + E^{tr}}. \quad (9)$$

В уравнениях (4)–(9):  $E'_{6с} = e_{6с} M_{бет}$ , МДж.

Точный расчет величины эксергии подведенного теплового потока  $E'_{Q, подв}$ , а также степени гидратации  $H$  применительно к процессам ТО бетонных изделий в ТТУ может быть выполнен с помощью математического обеспечения, разработанного авторами данной статьи [6–10]. Величина подведенной эксергии теплового потока также определяется по упрощенной формуле [2–5]

$$E'_{Q, подв} = (1 - T_{ос}/T)Q, \quad (10)$$

где  $T$ ,  $T_{ос}$  – осредненные по времени абсолютные температуры соответственно осуществления процесса и окружающей среды, К;  $Q$  – величина подведенного к бетонному изделию в ТТУ теплового потока, осредненная по всей совокупности элементарных процессов, МДж.

### Обсуждение полученных результатов

Величина подведенной в ТТУ к изделию эксергии  $E'_{Q, подв}$  при заданном времени ТО находится в прямой зависимости от назначенной степени гидратации  $H$  и с ее повышением должна увеличиваться. Иными словами:  $E'_{Q, подв} = f(H, z)$ , где  $z$  – время ТО. Следовательно, во всех приведенных уравнениях, где одновременно фигурируют  $H$  и  $E'_{Q, подв}$ , изменение

одной величины влечет изменение другой. Учитывать эту взаимосвязь позволяет разработанное авторами данной статьи математическое обеспечение [6–10], с помощью которого можно рассчитать степень гидратации в бетонном изделии в зависимости от тепловыделений цемента и количества подведенной к изделию в ТТУ тепловой энергии в процессе ТО в течение заданного промежутка времени.

Отдельного обсуждения требует вопрос о том, какую величину удельной массовой эксергии цемента следует использовать в предлагаемых уравнениях: только химическую или также приобретенную цементом в результате придания ему требуемого дисперсного состава. В первой части настоящего исследования показано, что эксергия одного кубического метра бетонной смеси некоторого заданного состава при реализации первого подхода равна 528,8 МДж (удельная эксергия цемента 1716 кДж/кг), а в случае реализации второго подхода – 2413,3 МДж (удельная эксергия цемента 8000 кДж/кг [11, 12]). Столь существенные различия, обусловленные использованием того или иного подхода, ведут к значительному разбросу при определении относительных эксергетических характеристик, в которых фигурируют  $E'_{\text{сц}}$ ,  $E''_{\text{сц}}$ . Например, КПД<sub>е</sub> системы ТО в ТТУ, рассчитываемый по (7), при первом подходе равен 81,7 % (применительно к некоторому условному изделию), а в случае учета затрат эксергии на создание требуемого дисперсного состава цемента снижается до 18,9 %.

Расчет удельной эксергии цемента на основе анализа его минералогического и химического составов является более объективным, поскольку исходит из данных, легко поддающихся лабораторной проверке, в то время как затраты эксергии при помолу цемента могут быть измерены лишь в процессе его производства. При транспортировке и хранении цемента в реальных условиях его дисперсный состав подвержен дестабилизации и ухудшению. Таким образом, истинную эксергию цемента на момент его использования можно достоверно определить только по химическому составу, который в общем случае заранее известен.

Вместе с тем при выборе из дискретного множества возможных вариантов оптимального режима ТО в конкретной ТТУ интерес представляют не абсолютные значения отдельных критериев, а их соотношения. Таким образом, если придерживаться одинаковых подходов к определению эксергии цемента, проблема выбора ее величины утрачивает актуальность и может быть решена на основании данных о минералогическом и химическом составах цемента.

## ВЫВОДЫ

1. Разработаны и обоснованы относительные критерии для оценки эксергетической эффективности процесса тепловой обработки бетонных изделий в теплотехнологической установке, связывающие воедино вопросы проектирования составов бетонных смесей, эксергетическую эффектив-

ность теплотехнологии производства бетонных изделий и системы его теплоснабжения.

2. Получены аналитические зависимости для расчета разработанных критериев эксергетической эффективности.

3. Выполнена оценка величины термодинамического КПД<sub>е</sub> системы тепловой обработки бетонных изделий в теплотехнологической установке, определены пределы и условия использования предложенных аналитических зависимостей для дискретной оптимизации режимов тепловой обработки по критерию эксергетической эффективности.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Романюк, В. Н. Научно-методические основы эксергетического анализа процессов тепловой обработки бетонных изделий в теплотехнологических установках. Ч. 1 / В. Н. Романюк, А. М. Нияковский // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2021. Т. 64, № 3. С. 259–274. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-3-259-274>.
2. Бродянский, В. М. Эксергетический метод термодинамического анализа / В. М. Бродянский. М.: Энергия, 1973. 296 с.
3. Бродянский, В. М. Принципы определения КПД технических систем преобразования энергии и вещества / В. М. Бродянский, М. В. Сорин // Известия высших учебных заведений Министерства высшего и среднего специального образования СССР. Энергетика. 1985. № 1. С. 60–65.
4. Бродянский, В. М. Эксергетический метод и его приложения / В. М. Бродянский, В. Фратшер, К. Михалек; под ред. В. М. Бродянского. М.: Энергоатомиздат, 1998. 288 с.
5. Романюк, В. Н. Интенсивное энергосбережение в теплотехнологических системах промышленного производства строительных материалов / В. Н. Романюк. Минск: БНТУ, 2010. 365 с.
6. Повышение энергетической эффективности теплотехнологического оборудования на основе численного моделирования нестационарных процессов / А. М. Нияковский [и др.] // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2019. Т. 62, № 2. С. 177–191. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-2-177-191>.
7. Верификация нестационарной математической модели твердения бетона в теплотехнологических установках / А. М. Нияковский [и др.] // Наука и техника. 2019. Т. 18, № 2. С. 137–145. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2019-18-2-137-145>.
8. Дискретная оптимизация программно управляемых режимов тепловой обработки бетонных изделий в теплотехнологических установках / А. М. Нияковский [и др.] // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2019. Т. 62, № 3. С. 280–292. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-3-280-292>.
9. Метод расчета эволюции теплоэнергетических характеристик процесса ускоренной гидратации бетонных изделий / А. М. Нияковский [и др.] // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2019. Т. 62, № 4. С. 307–324. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-4-327-324>.
10. Нестационарная модель процесса гидратации железобетонного изделия, находящегося в программно-нагреваемой среде / А. М. Нияковский [и др.] // Докл. Нац. акад. наук Беларуси. 2019. Т. 63, № 4. С. 496–505. <https://doi.org/10.29235/1561-8323-2019-63-4-496-505>.
11. Эксергетический анализ процессов химической технологии (на примере технологии цемента) / М. А. Вердиян [и др.]. М.: РХТУ им. Д. И. Менделеева, 2004. 68 с.
12. Способ управления процессом приготовления бетонной смеси: пат. RU 2334713, МПК В 28В 11/00 / Т. М. Вердиян, Р. Т. Лукманов. Опубл. 27.09.2008.

Поступила 06.01.2021 Подписана в печать 10.03.2021 Опубликована онлайн 30.07.2021



## REFERENCES

1. Romaniuk V. N., Niyakovskii A. M. (2021) Scientific and Methodological Bases of Exergetic Analysis of the Processes of Heat Treatment of Concrete Products in Heat Technology Installations. Part 1. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 64 (3), 259–274. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-3-259-274> (in Russian).
2. Brodyanskii V. M. (1973) *Exergetic Method of Thermodynamic Analysis*. Moscow, Energiya Publ. 296 (in Russian).
3. Brodyanskii V. M., Sorin M. V. (1985) Principles for Determining the Efficiency of Technical Systems for Energy and Substance Conversion. *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii Ministerstva Vysshego i Srednego Spetsial'nogo Obrazovaniya SSSR. Energetika* [News of Higher Educational Institutions of the USSR Ministry of Higher and Secondary Specialized Education. Energy], (1), 60–65 (in Russian).
4. Brodyanskii V. M., Fratsher V., Mikhalek K. (1998) *The Exergetic Method and its Applications*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 288 (in Russian).
5. Romaniuk V. N. (2010) *Intensive Energy Saving in Thermo-Technological Systems of Industrial Production of Construction Materials*. Minsk, BNTU. 365 (in Russian).
6. Niyakovskii A. M., Romaniuk V. N., Yatskevich Yu. V., Chichko A. N. (2019) Improving the Energy Efficiency of Heat-Technical Equipment on the Basis of Numerical Simulation of Non-Stationary Processes. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 62 (2), 177–191. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-2-177-191> (in Russian).
7. Niyakovskii A. M., Romaniuk V. N., Chichko A. N., Yatskevich Yu. V. (2019) Verification of Non-Stationary Mathematical Model of Concrete Hardening in Thermal Technological Installations. *Nauka i Tekhnika = Science and Technique*, 18 (2), 137–145. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2019-18-2-137-145> (in Russian).
8. Niyakovskii A. M., Romaniuk V. N., Yatskevich Yu. V., Chichko A. N. (2019) Discrete Optimization of Software-Controlled Modes of Heat Treatment of Concrete Products in Heat-Technological Facilities. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 62 (3), 280–292. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-3-280-292> (in Russian).
9. Niyakovskii A. M., Romaniuk V. N., Chichko A. N., Yatskevich Yu. V. (2019) The Method of Calculation of the Evolution of Thermal and Energy Characteristics of the Accelerated Hydration Process of Concrete Products. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 62 (4), 307–324. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-4-327-324> (in Russian).
10. Niyakovskii A. M., Romaniuk V. N., Chichko A. N., Yatskevich Yu. V. (2019) Unsteady Model of the Hydration Process of a Reinforced Concrete Product at Software-Controlled Heating. *Doklady Natsional'noi Akademii Nauk Belarusi = Doklady of the National Academy of Sciences of Belarus*, 63 (4), 496–505. <https://doi.org/10.29235/1561-8323-2019-63-4-496-505> (in Russian).
11. Verdiyana T. M. [et al.] (2004) *Exergetic Analysis of Chemical Technology Processes (on the Example of Cement Technology)*. Moscow, D. I. Mendeleev RCTU Publ. 68 (in Russian).
12. Verdiyana T. M., Lukmanov R. T. (2008) *Method for Controlling the Process of Preparing a Concrete Mixture*. Patent RU No 2334713 (in Russian).

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-336-348>

УДК 536.25:620.98

## Конвективная теплоотдача однорядных пучков из труб с накатными алюминиевыми ребрами различной высоты при малых числах Рейнольдса\*

А. Б. Сухоцкий<sup>1)</sup>, Е. С. Данильчик<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>Белорусский государственный технологический университет (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2021  
Belarusian National Technical University, 2021

**Реферат.** Проведено экспериментальное исследование интенсивности теплового потока однорядного горизонтального воздухоохлаждаемого трубчатого пучка теплообменника со спиральными алюминиевыми накатными ребрами при малых числах Рейнольдса ( $Re < 2000$ ). Геометрические размеры биметаллических оребренных труб пучка следующие: наружный диаметр оребрения  $d = 56,0$  мм; диаметр трубы по основанию  $d_0 = 26,8$  мм; высота ребра  $h = 14,6$  мм; шаг ребра  $s = 2,5$  мм; средняя толщина ребра  $\Delta = 0,5$  мм; коэффициент оребрения трубы  $\phi = 19,3$ ; теплоотдающая длина  $l = 300$  мм. Наружный диаметр несущей стальной трубы  $d_n = 25$  мм; толщина стенки  $\delta = 2$  мм. Исследования проводились методом полного теплового моделирования на специально разработанном экспериментальном стенде с электрообогревом труб и установленной над пучком вытяжной шахтой. Расход воздушного потока через пучок регулировался путем изменения высоты и площади сечения вытяжной шахты. Проведены тарировочные эксперименты, подтверждающие достоверность полученных данных. Затем ребра стачивались шлифованием с образованием новых типов труб, которые компоновались в однорядный шеститрубный пучок с постоянным относительным поперечным шагом  $\sigma_1 = S_1/d = 1,14 = \text{const}$ , а тепловые исследования проводились повторно. В результате получено обобщенное критериальное уравнение теплоотдачи оребренного горизонтального однорядного пучка при малых числах Рейнольдса для различных высот оребрения труб  $h = 0–14,6$  мм. По габаритным и металлоемкостным критериям определена эффективная высота оребрения трубы ( $h = 8$  мм) для однорядного горизонтального пучка.

**Ключевые слова:** биметаллическая ребристая труба, однорядный трубчатый теплообменник, габаритные и металлоемкостные характеристики, вытяжная шахта, малые числа Рейнольдса, число Нуссельта, критериальное уравнение теплоотдачи

**Для цитирования:** Сухоцкий, А. Б. Конвективная теплоотдача однорядных пучков из труб с накатными алюминиевыми ребрами различной высоты при малых числах Рейнольдса / А. Б. Сухоцкий, Е. С. Данильчик // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2021. Т. 64, № 4. С. 336–348. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-336-348>

---

### Адрес для переписки

Сухоцкий Альберт Борисович  
Белорусский государственный технологический университет  
ул. Свердлова, 13а,  
220006, г. Минск, Республика Беларусь  
Тел.: +375 17 327-87-30  
alk2905@mail.ru

### Address for correspondence

Sukhotski Al'bert B.  
Belarusian State Technological University  
13a, Sverdlova str.,  
220006, Minsk, Republic of Belarus  
Tel.: +375 17 327-87-30  
alk2905@mail.ru

---

\* Работа выполнена при финансовой поддержке Белорусского республиканского фонда фундаментальных исследований (грант T21PM-019).

## Convective Heat Exchange of Single-Row Bundles from Tubes with Rolled Aluminum Fins of Various Height at a Low Values of the Reynolds Number

A. B. Sukhotski<sup>1)</sup>, E. S. Danil'chik<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>Belarussian State Technological University (Minsk, Republic of Belarus)

**Abstract.** The experimental study of the heat flow intensity of a single-row horizontal air-cooled tubular bundle of heat exchanger with spiral aluminum rolling fins at low Reynolds numbers ( $Re < 2000$ ) is performed. The geometrical dimensions of the bimetallic finned tubes of the bundle, the following: the outer diameter of the fins  $d = 56.0$  mm; the diameter of the tube at the base  $d_0 = 26.8$  mm; fin height  $h = 14.6$  mm; pitch of fins  $s = 2.5$  mm; the average fin thickness  $\Delta = 0.5$  mm; the coefficient of finned tubes  $\varphi = 19.3$ ; heat transfer length  $l = 300$  mm. The outer diameter of the load-bearing steel tube  $d_n = 25$  mm; wall thickness  $\delta = 2$  mm. The research was carried out by the method of full thermal modeling at a specially designed experimental stand with electric heating of tubes and an exhaust shaft installed above the bundle. The air flow rate through the bundle was regulated by changing the height and cross-sectional area of the exhaust shaft. Calibration experiments were carried out and confirmed the reliability of the data obtained. Then the fins were sanded so to form new types of tubes, which were arranged in a single-row six-tube bundle with a constant relative cross-step  $\sigma_1 = S_1/d = 1.14 = \text{const}$ , and the thermal studies were repeated. As a result, a generalized criterion equation for heat transfer of a finned horizontal single-row bundle at small Reynolds numbers for various heights of the tube finning  $h = 0-14.6$  mm was obtained. The effective height of the tube finning ( $h = 8$  mm) for a single-row horizontal bundle was determined by dimensional and metal-intensive criteria.

**Keywords:** bimetallic finned tube, single-row tube heat exchanger, dimensional and metal-intensive characteristics, exhaust shaft, low Reynolds numbers, Nusselts number, the criteria equation of a heat transfer

**For citation:** Sukhotski A. B., Danil'chik E. S. (2021) Convective Heat Exchange of Single-Row Bundles from Tubes with Rolled Aluminum Fins of Various Height at a Low Values of the Reynolds Number. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 64 (4), 336–348. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-336-348> (in Russian)

### Введение

Трубы с поперечными круглыми ребрами широко применяются в технике: из них изготавливают теплообменные секции аппаратов воздушного охлаждения, калориферы, испарители холодильных камер и т. п.

Процессы теплообмена смешанной конвекцией однорядных пучков из оребренных труб с неинтенсивными газообразными потоками (малыми числами Рейнольдса  $Re < 2000$ ) присутствуют в рециркуляционных воздухонагревателях систем воздушного отопления [1, 2], в лесосушильных камерах с мягкими режимами сушки для твердолиственных ценных пород древесины [3, 4], на современных атомных установках БН-600, БН-800 на быстрых нейтронах в энергонезависимых системах аварийного расхолаживания реактора с натрий-воздушным теплообменником и естественной циркуляцией воздуха за счет вытяжной трубы [5]. При этом на предприятиях доступное пространство часто ограничено, что требует применения компактных ребристых теплообменников.

Увеличение высоты ребер труб теплообменника приводит к повышению коэффициента оребрения, но при этом снижается средний коэффициент теплоотдачи за счет уменьшения скорости потока воздуха в межреберном пространстве и снижения энергетической эффективности ребер. Таким образом, оптимальная высота оребрения труб теплообменника зависит от интенсивности конвективного теплообмена, межреберного шага, толщины и материала ребра.

Результаты экспериментального исследования влияния параметров алюминиевого оребрения биметаллических труб на эффективность пучков по критерию Кирпичева или коэффициенту Антуфьева при числе  $Re > 2000$  представлены в работах [6–8]. На основе изучения теплоаэродинамических характеристик шахматных пучков при  $Re = 3000–25000$  в [9] определена эффективная высота ( $\approx 16$  мм) накатных алюминиевых ребер биметаллической трубы с диаметром основания 26 мм, толщиной ребра 0,65–0,85 мм, шагом оребрения 2,58 мм.

Исследования теплоотдачи конвекцией при малых числах Рейнольдса в оребренных пучках практически отсутствуют. Аналитические расчетные зависимости использования вытяжного устройства для систем воздушно-водяного охладителя агрегата 11ГД-100 с АВО типа АВГ, оборудованного вытяжным устройством, представлены в [10]. Исследования проводились на трубах с коэффициентом оребрения  $\phi = 9$ , длина труб 4 и 8 м. Результаты испытания двухконтурной системы воздушно-водяного охлаждения с интенсифицирующим устройством в режиме естественной конвекции описаны в [11]. Авторами получена критериальная зависимость  $Nu = f(Re)$ . В [12] представлены результаты исследования теплоотдачи шахматного пакета оребренных труб с  $\phi = 9,12$  при  $Re = 5–121$ .

Экспериментальные зависимости теплоотдачи однорядных пучков из оребренных труб с  $\phi = 9$  в диапазоне  $Re = 480–2500$  получены в [13]. В работе [14] представлены результаты экспериментального исследования теплоотдачи однорядного пучка, состоящего из биметаллических труб со спиральными накатными ребрами с  $\phi = 21$  для различных поперечных шагов труб 58–70 мм в интервале изменения  $Re = 100–720$ . Исследование однорядных пучков из аналогичных труб в широком диапазоне температуры (16–83 °С) набегающего потока воздуха в интервале  $Re = 130–580$  приведено в [15].

Цель настоящей статьи – представить экспериментальное исследование влияния высоты оребрения биметаллической трубы с накатными алюминиевыми ребрами при малых числах Рейнольдса ( $Re < 2000$ ) на тепловую мощность однорядного пучка, габаритные и металлоемкостные характеристики.

### Основная часть

В качестве объекта исследования выбран однорядный горизонтальный пучок из шести труб с поперечным шагом  $S_1 = 64$  мм. Геометрические раз-

меры биметаллических оребренных труб со спиральными накатными ребрами: наружный диаметр оребрения  $d = 56,0$  мм; диаметр трубы по основанию  $d_0 = 26,8$  мм; высота ребра  $h = 14,6$  мм; шаг ребра  $s = 2,5$  мм; средняя толщина ребра  $\Delta = 0,5$  мм; коэффициент оребрения трубы  $\varphi = 19,3$  (тип I,  $h/s = 5,84$ ). Материал ребристой оболочки – алюминиевый сплав АД1М; материал несущей трубы – углеродистая сталь; длина трубы  $l_{\text{п}} = 330$  мм (теплоотдающая длина  $l = 300$  мм). Диаметр несущей трубы  $d_{\text{н}} = 25$  мм; толщина стенки  $\delta = 2$  мм.

Для изменения высоты оребрения трубы ее ребра стачивались путем шлифования с образованием новых типов труб (рис. 1), а компоновка однорядных пучков производилась с постоянным относительным поперечным шагом  $\sigma_1 = S_1/d = 1,14 = \text{const}$ :

тип II –  $h = 12,0$  мм;  $d = 50,8$  мм;  $\varphi = 15,1$ ;  $S_1 = 57,9$  мм ( $h/s = 4,80$ );

тип III –  $h = 8,0$  мм;  $d = 42,8$  мм;  $\varphi = 9,4$ ;  $S_1 = 48,8$  мм ( $h/s = 3,20$ );

тип IV –  $h = 4,1$  мм;  $d = 35,0$  мм;  $\varphi = 4,8$ ;  $S_1 = 39,9$  мм ( $h/s = 1,64$ );

тип V –  $h = 2,0$  мм;  $d = 30,8$  мм;  $\varphi = 2,8$ ;  $S_1 = 35,1$  мм ( $h/s = 0,80$ );

тип VI –  $h = 0-0,2$  мм;  $d = 26,8$  мм;  $\varphi \approx 1$  (условно гладкая труба);  $S_1 = 30,6$  мм ( $h/s \approx 0$ ).

После шлифовки всех ребер получили трубу с элементами дискретной шероховатости вследствие повреждения поверхности основания ребер и межреберных каналов абразивом шлифовальной бумаги (рис. 1, тип VI), что проблематично исправить из-за небольшой толщины алюминиевого основания (0,9 мм). Предварительно поставленные опыты подтвердили, что ее теплообменные свойства соответствуют свойствам обычной гладкой трубы при правильном учете лучистой составляющей [16, 17].

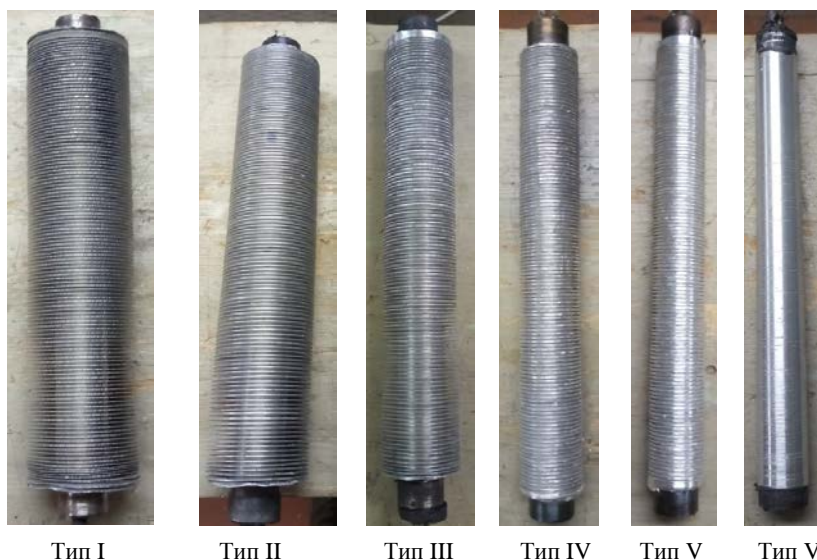


Рис. 1. Образцы экспериментальных труб

Fig. 1. Samples of experimental tubes

Исследования проводили методом полного теплового моделирования на специально разработанном экспериментальном стенде [18, 19]. Движение воздушного потока было организовано установленной над пучками вытяжной шахтой. Расход воздушного потока регулировался путем изменения площади выходного отверстия вытяжной шахты и ее высоты. Для этого использовали два типа теплоизолированных вытяжных шахт.

Тип I – шахта с регулируемым проходным сечением, представляющая собой параллелепипед высотой 0,52 м из фанеры толщиной 0,004 м с прямоугольным основанием, равным габаритным параметрам пучка (рис. 2а). Для исследования влияния площади выходного отверстия на теплоотдачу на выходе вытяжной шахты устанавливались крышки с круглыми отверстиями различной площади  $f_{\text{отв}} = 0,0087; 0,0201; 0,0330 \text{ м}^2$  (основные); и  $f_{\text{отв}} = 0,0064; 0,0147; 0,0249 \text{ м}^2$  (дополнительные).

Тип II – шахта с цилиндрической трубой (диаметр 0,105 м, высота  $H = 0,52; 1,16; 1,48; 2,10 \text{ м}$ ), соединенной с помощью конфузора с прямоугольным основанием, равным габаритным параметрам пучка (рис. 2б).



Рис. 2. Экспериментальная установка с различными типами шахт:  
а – с регулируемым проходным сечением; б – с регулируемой высотой

Fig. 2. Experimental setup with different types of shafts:  
a – with an adjustable cross-section; b – with an adjustable height

### Тарировочные опыты

В [17] приведены результаты тарировочных опытов по определению тепловых потерь с торцов гладкой трубы (тип VI) и на токопроводах (изолировались торцы труб с помощью фторопластовых втулок), показана хорошая схожесть полученных результатов по теплоотдаче в режиме свободной конвекции (без вытяжной шахты) с данными М. А. Михеева, V. Morgan и других ученых. Определены значения эффективной степени черноты для трубы с круглыми ребрами с различной высотой оребрения (типы I–VI).

При исследовании теплоотдачи однорядных пучков с различной высотой оребрения труб проведен сравнительный анализ соответствия

скоростей через соответствие массовых расходов, определяемых с помощью уравнения теплового баланса (7) и термоанемометром Testo 425 с точностью  $\pm(0,06 + 0,05w)$  м/с.

Массовый расход воздуха на выходе из вытяжной шахты  $G_{\text{вых}}$ , кг/с, определялся по формуле

$$G_{\text{вых}} = f_{\text{отв}} w_{\text{вых}} \rho_{\text{ш}}, \quad (1)$$

где  $w_{\text{вых}}$  – скорость воздуха на выходе из вытяжной шахты, м/с;  $\rho_{\text{ш}}$  – плотность воздуха в вытяжной шахте, кг/м<sup>3</sup>.

Массовый расход проходящего через пучок воздуха  $G_{\text{бал}}$ , кг/с, рассчитывался из теплового баланса

$$G_{\text{бал}} = V\rho, \quad (2)$$

где  $V$  – объемный расход воздуха через пучок, м<sup>3</sup>/с;  $\rho$  – средняя плотность воздуха, кг/м<sup>3</sup>.

Зависимости для сопоставления массовых расходов воздуха ( $G$ , кг/с) на выходе из вытяжной шахты и проходящего через пучок от электрической мощности, подаваемой на трубу-калориметр ( $W$ , Вт), при исследовании теплоотдачи на примерах однорядного оребренного пучка с высотой оребрения  $h = 14,6$  мм и гладкого пучка при установке вытяжной шахты с  $H = 0,52$  м,  $f_{\text{отв}} = 0,0087; 0,0201; 0,0330$  м<sup>2</sup> представлены на рис. 3.

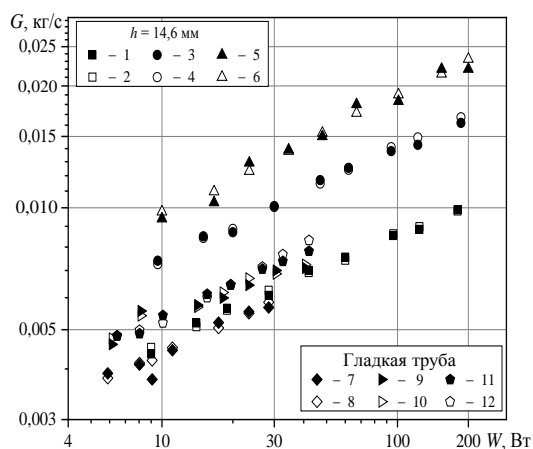


Рис. 3. Массовый расход воздуха: 1, 3, 5 и 7, 9, 11 – на выходе из шахты, определенный с помощью термоанемометра Testo 425; 2, 4, 6 и 8, 10, 12 – проходящего через пучок, рассчитанный из уравнения теплового баланса

Fig. 3. The mass flow rate of air: 1, 3, 5 and 7, 9, 11 – at the exit from the shaft, determined with the use of a Testo 425 thermal anemometer; 2, 4, 6 and 8, 10, 12 – passing through the bundle, calculated from the heat balance equation

Полученные данные по массовому расходу воздуха (рис. 3) хорошо согласуются между собой и с работой [18], что подтверждает правильность и надежность методики экспериментального исследования и обработки результатов.

В наших исследованиях, в отличие от экспериментов со стендом [18], не использовался диффузор, который ранее устанавливался под пучком. Это связано с тем, что, согласно экспериментальной работе, посвященной влиянию параметров и компоновки диффузора-конфузора аппарата воздушного охлаждения на свободно-конвективный теплообмен шахматного пучка [20], конструктивные элементы системы подачи воздуха (диффузор) практически не влияют на характер его движения.

### Обработка экспериментальных данных и полученные результаты

По данным измерений вычисляли средний приведенный конвективный коэффициент теплоотдачи, отнесенный к полной наружной поверхности, Вт/(м<sup>2</sup>·К):

$$\alpha_k = \frac{Q_k}{(t_{ст} - t_0)F}, \quad (3)$$

где  $Q_k$  – конвективный тепловой поток, Вт;  $t_{ст}$  – средняя температура поверхности стенки у основания ребер труб пучка, °С;  $t_0$  – температура окружающего воздуха, °С;  $F = \pi d_0 \varphi$  – площадь теплоотдающей оребренной поверхности трубы, м<sup>2</sup>.

Тепловой поток, отведенный от трубы к воздуху конвекцией, рассчитывали из уравнения

$$Q_k = W - Q_l - Q_n, \quad (4)$$

где  $Q_l$  – тепловой поток, отведенный излучением от трубы к воздуху и шахте, Вт [15–17];  $Q_n$  – тепловые потери через торцы труб и токоподводы, Вт.

При исследовании однорядного пучка с различной высотой оребрения торцевые участки труб защищали теплоизолирующим коробом с минеральной ватой [19]. В ходе предварительных опытов установлено, что тепловые потери через торцы труб и токопроводы составляют 4 % от электрической мощности, подаваемой на трубу-калориметр ( $Q_n = 0,04W$ , Вт).

Представим результаты эксперимента в виде зависимости числа Нуссельта от числа Рейнольдса:

$$Nu = \frac{\alpha_k d_0}{\lambda}; \quad (5)$$

$$Re = \frac{w d_0}{\nu}, \quad (6)$$

где  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности воздуха, Вт/(м·К);  $w$  – скорость воздуха в сжатом сечении пучка, м/с;  $\nu$  – коэффициент кинематической вязкости воздуха, м<sup>2</sup>/с.



Для определения теплофизических свойств принимали температуру окружающего воздуха  $t_0 = 16-27\text{ }^\circ\text{C}$ . В ходе экспериментальных исследований средняя температура поверхности стенки у основания ребер труб пучка составляла  $t_{ст} = 30-250\text{ }^\circ\text{C}$ , а электрическая мощность, подводимая к каждой трубе пучка, изменялась в пределах  $W = 6-230\text{ Вт}$ .

Скорость воздуха в пучке определяли косвенным образом из уравнения теплового баланса

$$nQ_k + Q_l^m = c_p \rho V (t_{ш} - t_0), \tag{7}$$

где  $n = 6$  – число труб в пучке, шт.;  $Q_l^m$  – тепловой поток, отведенный излучением от пучка к шахте [15], Вт;  $c_p$  – средняя изобарная теплоемкость воздуха, Дж/(кг·К);  $t_{ш}$  – средняя температура воздуха в шахте,  $^\circ\text{C}$ .

Среднюю изобарную теплоемкость и плотность определяли по средней температуре воздуха в пучке  $0,5(t_{ш} + t_0)$ ,  $^\circ\text{C}$ .

Тогда скорость воздуха в пучке, м/с:

$$w = \frac{nQ_k + Q_l^m}{f_{сж} c_p \rho (t_{ш} - t_0)}, \tag{8}$$

где  $f_{сж}$  – площадь сжатого сечения пучка,  $\text{м}^2$ , рассчитываемая по формуле

$$f_{сж} = \ln S_1 \left[ 1 - (d_0 + 2h \cdot \Delta/s) / S_1 \right]. \tag{9}$$

Результаты экспериментального исследования конвективной теплоотдачи однорядного пучка при малых числах Рейнольдса представлены на рис. 4.

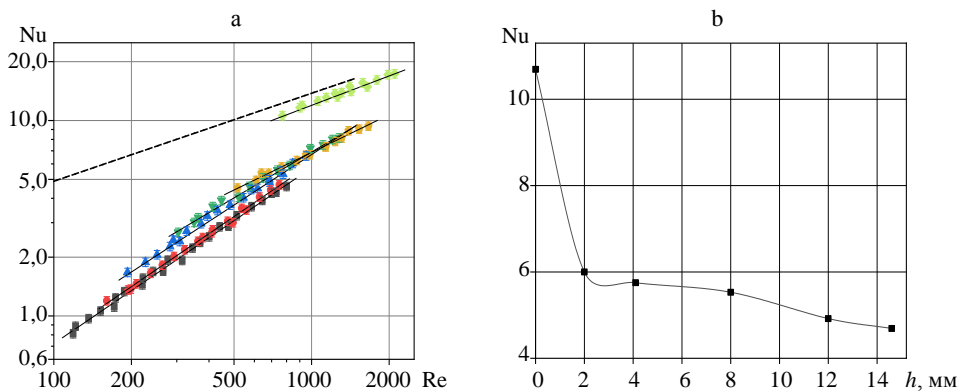


Рис. 4. Зависимость теплоотдачи однорядного горизонтального пучка труб различных типов от: а – числа Рейнольдса (■ – тип I; ● – тип II; ▲ – тип III; ▼ – тип IV; ◆ – тип V; ◆ – тип VI; - - - – данные А. А. Жукаускаса и др. [21]); б – высоты оребрения при  $Re = 800$

Fig. 4. Dependence of the heat transfer of a single-row horizontal tube bundle of various types on: а – the Reynolds number (■ – type I; ● – type II; ▲ – type III; ▼ – type IV; ◆ – type V; ◆ – type VI; - - - – data by A. Žukauskas et al. [21]); б – the height of tube finning at  $Re = 800$

Представленные зависимости (рис. 4) по теплоотдаче для однорядного пучка из гладких труб (тип VI) хорошо согласуются с данными для первых рядов шахматных пучков, полученными в [21], что подтверждает достоверность результатов исследования.

Экспериментальные данные по теплоотдаче однорядного оребренного пучка с различной высотой оребрения (рис. 4) с отклонением ±5 % аппроксимированы уравнением вида

$$Nu = B Re^m, \tag{10}$$

где  $B, m$  – постоянные, значения которых представлены в табл. 1.

Таблица 1

**Значения постоянных  $B$  и  $m$  в уравнении (10) и диапазоны применимости по числу Рейнольдса для теплоотдачи однорядного оребренного пучка**  
**The values of constants  $B$  and  $m$  in equation (10) and the ranges of applicability according to the Reynolds number for the heat transfer of a single-row finned bunch**

Параметр	Тип трубы					
	I	II	III	IV	V	VI (гладкая труба)
Re	118–800	160–750	195–765	300–1315	490–1650	760–2115
$B$	0,0114	0,0120	0,0176	0,0315	0,0826	0,378
$m$	0,9	0,9	0,86	0,78	0,64	0,5

В результате обобщения экспериментальных данных по теплоотдаче однорядного оребренного пучка с различной относительной высотой оребрения ( $h/s$ ) при постоянном относительном поперечном шаге  $\sigma_1 = S_1/d = 1,14 = \text{const}$  (типы I–VI) с учетом (10) и табл. 1 получено (с отклонением ±5–10 %) критериальное уравнение вида

$$Nu = [0,0076 + 0,031 \cdot \exp(-0,374h/s) + 0,339 \cdot \exp(-2,347h/s)] Re^{0,918-0,424-0,539h/s}. \tag{11}$$

Уравнение (10) для однорядного пучка действительно в интервале изменения Re (табл. 1) и  $h/s \approx 0-5,84$ .

Для оценки габаритных и металлоемкостных характеристик пучков в качестве критериев выбраны объемная  $q_V$  [22], Вт/(м<sup>3</sup>·°С), и массовая  $q_M$ , Вт/(кг·°С), плотности теплового потока:

$$q_V = \frac{Q_k}{V_r(t_{ct} - t_0)} = \frac{\alpha_k(t_{ct} - t_0)F}{V_r(t_{ct} - t_0)} = \frac{\alpha_k F}{V_r}, \tag{12}$$

$$q_M = \frac{Q_k}{M(t_{ct} - t_0)} = \frac{\alpha_k(t_{ct} - t_0)F}{M(t_{ct} - t_0)} = \frac{\alpha_k F}{M}, \tag{13}$$

где  $V_r = l \times S_1 \times d$  – объем, занимаемый одной трубой, м<sup>3</sup>;  $M$  – масса алюминиевого оребрения одной трубы, кг, определяемая по выражению

$$M = \rho_{Al} (V_k + V_n) = \rho_{Al} \frac{\pi}{4} [(d^2 - d_0^2) \Delta m + (d_0^2 - d_n^2) l], \quad (14)$$

где  $\rho_{Al} = 2700 \text{ кг/м}^3$  – плотность алюминия;  $V_k$  – объем колец ребер трубы,  $\text{м}^3$ ;  $V_n$  – то же алюминиевой подложки трубы,  $\text{м}^3$ ;  $m = l/s$  – количество алюминиевых ребер трубы, шт.

Зависимости объемной  $q_V$  и массовой  $q_M$  плотности теплового потока однорядного горизонтального пучка труб различных типов от числа Рейнольдса и высоты оребрения труб при  $Re = 800$  представлены на рис. 5, 6.

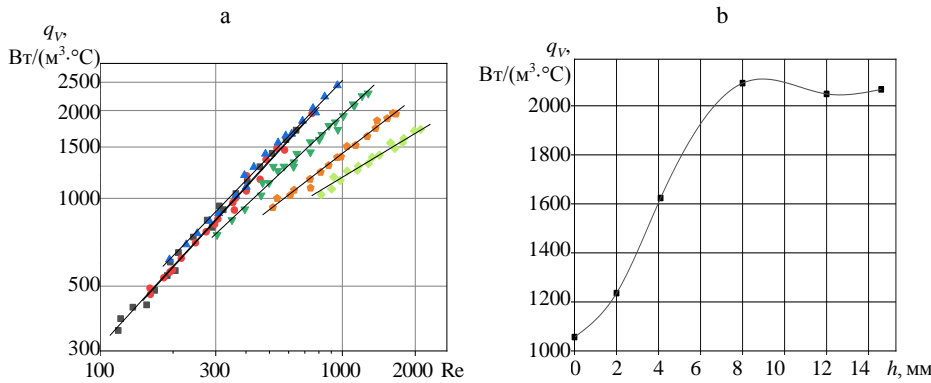


Рис. 5. Зависимость объемной плотности теплового потока однорядного горизонтального пучка труб различных типов от: а – числа Рейнольдса (■ – тип I; ● – тип II; ▲ – тип III; ▼ – тип IV; ◆ – тип V; ◆ – тип VI); б – высоты оребрения труб при  $Re = 800$

Fig. 5. Dependence of the volumetric heat flux density of a single-row horizontal tube bundle of various types on: a – the Reynolds number (■ – type I; ● – type II; ▲ – type III; ▼ – type IV; ◆ – type V; ◆ – type VI); б – the height of tube finning at  $Re = 800$

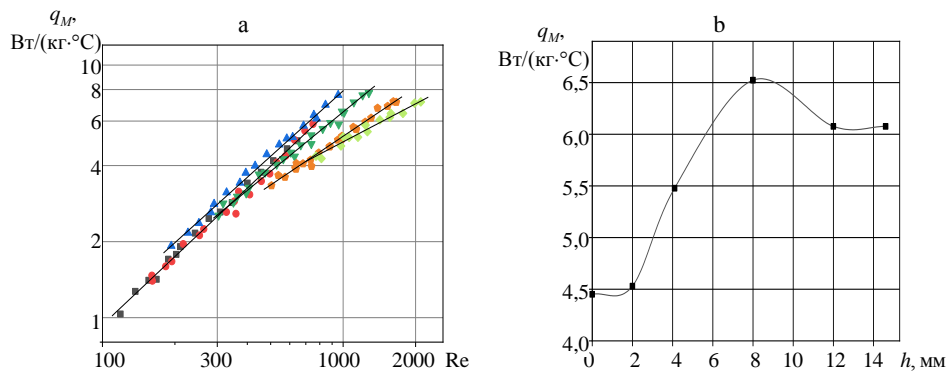


Рис. 6. Зависимость массовой плотности теплового потока однорядного горизонтального пучка труб различных типов от: а – числа Рейнольдса (■ – тип I; ● – тип II; ▲ – тип III; ▼ – тип IV; ◆ – тип V; ◆ – тип VI); б – высоты оребрения труб при  $Re = 800$

Fig. 6. Dependence of the mass heat flux density of a single-row horizontal tube bundle of various types on: a – the Reynolds number (■ – type I; ● – type II; ▲ – type III; ▼ – type IV; ◆ – type V; ◆ – type VI); б – the height of tube finning at  $Re = 800$

Объемная и массовая плотности теплового потока пучка стремительно увеличиваются с ростом высоты оребрения и достигают предельных зна-

чений ( $q_V = 2100 \text{ Вт}/(\text{м}^3 \cdot ^\circ\text{С})$ ,  $q_M = 6,5 \text{ Вт}/(\text{кг} \cdot ^\circ\text{С})$ ) для  $Re = 800$ ) при высоте ребра около 8 мм – однорядный пучок типа III (рис. 5, 6). Затем наступает постепенное снижение показателей.

Таким образом, при малых числах Рейнольдса ( $Re < 2000$ ) можно рекомендовать применение эффективных оребренных пучков с высотой ребра  $h = 8 \text{ мм}$ .

### ВЫВОДЫ

1. Выполнен комплекс экспериментальных исследований конвективной теплоотдачи горизонтальных однорядных пучков из труб с различной высотой оребрения с малоинтенсивным потоком воздуха ( $Re < 2000$ ). Проведены тарировочные эксперименты, подтверждающие достоверность полученных данных.

2. Получено обобщенное критериальное уравнение теплоотдачи оребренного однорядного пучка при малых числах Рейнольдса для различной высоты оребрения трубы.

3. По габаритным и металлоемкостным критериям определена эффективная высота оребрения трубы ( $h \approx 8 \text{ мм}$ ) однорядного горизонтального пучка.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Максимов, Г. А. Отопление и вентиляция / Г. А. Максимов. М.: Стройиздат, 1949. Ч. 2. 258 с.
2. Богословский, В. Н. Отопление / В. Н. Богословский, А. Н. Сканиви; под ред. В. Н. Богословского. М.: Стройиздат, 1991. 735 с.
3. Соколов, П. В. Проектирование сушильных и нагревательных установок для древесины / П. В. Соколов. М.: Лесная промышленность, 1965. 322 с.
4. Кунтыш, В. Б. Теплоотдача естественной конвекцией одиночного ряда вертикальных оребренных труб калориферов лесосушильных камер / В. Б. Кунтыш, А. В. Позднякова, В. И. Мелехов // Изв. вузов. Лесной журнал. 2002. № 2. С. 116–119.
5. Зорин, В. М. Атомные электростанции / В. М. Зорин. М.: ИД МЭИ, 2012. 627 с.
6. Основы расчета и проектирования теплообменников воздушного охлаждения / под общ. ред. В. Б. Кунтыша, А. Н. Бессонного. СПб.: Недра, 1996. 512 с.
7. Brigs, E. D. Convection Heat Transfer and Pressure Drop of Air Flowing Across Triangular Pitch Banks of Finned Tubes / E. D. Brigs, E. H. Young // Chem. Eng. Prog. Symp. Ser. 1963. Vol. 89, No 41. P. 1–10.
8. Кунтыш, В. Б. Теплоотдача и аэродинамическое сопротивление пучков с ленточным оребрением для аппаратов воздушного охлаждения / В. Б. Кунтыш // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2000. № 7. С. 11–15.
9. Кунтыш, В. Б. Исследование теплоотдачи и сопротивления шахматных пучков воздухоохлаждаемых теплообменников из труб с накатными ребрами различной высоты / В. Б. Кунтыш, А. Б. Сухоцкий, А. Э. Пиир // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2010. № 12. С. 3–7.
10. Васильев, Ю. Н. Системы охлаждения компрессорных и нефтеперекачивающих станций / Ю. Н. Васильев, Г. А. Марголин. М.: Недра, 1977. 222 с.
11. Эксплуатация систем воздушно-водяного охлаждения в режиме естественной конвекции / Ю. Н. Васильев [и др.] // Газовая промышленность. 1972. № 6. С. 23–25.
12. Теплообмен и сопротивление оребренных труб при низких числах Рейнольдса / Ю. А. Кошмаров [и др.] // Тематический сб. науч. тр. института / Московский авиационный институт им. С. Орджоникидзе. М., 1978. № 463. С. 33–37.
13. Кунтыш, В. Б. Экспериментальная установка и методика исследования теплоотдачи пучков из оребренных труб при смешанной конвекции воздуха / В. Б. Кунтыш, А. В. Само-

- родов, А. И. Самыслов // Охрана окружающей среды и рациональное использование природных ресурсов: сб. науч. тр. Архангельск, 1998. Вып. 4. С. 139–149.
14. Сухоцкий, А. Б. Экспериментальное исследование и обобщение данных по интенсифицированной конвективной теплоотдаче однорядных пучков ребристых труб в потоке воздуха / А. Б. Сухоцкий, Г. С. Маршалова // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61. № 6. С. 552–563. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-552-563>.
  15. Сухоцкий, А. Б. Особенности расчета лучистой составляющей теплового потока горизонтального пучка из оребренных труб с вытяжной шахтой / А. Б. Сухоцкий, Г. С. Маршалова, Е. С. Данильчик // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2020. Т. 63. № 4. С. 380–388. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-4-380-388>.
  16. Самородов, А. В. Совершенствование методики теплового расчета и проектирования аппаратов воздушного охлаждения с шахматными оребренными пучками / А. В. Самородов. Архангельск, 1999. 176 с.
  17. Данильчик, Е. С. Экспериментальные исследования теплоотдачи одиночной биметаллической ребристой трубы с различной высотой оребрения к воздуху в режиме свободной конвекции // Тепло- и массоперенос – 2019: сб. науч. тр. Минск: Ин-т тепло- и массообмена им. А. В. Лыкова НАН Беларуси, 2020. С. 42–52.
  18. Сидорик, Г. С. Экспериментальный стенд для исследования тепловых и аэродинамических процессов смешанно-конвективного теплообмена круглоребристых труб и пучков / Г. С. Сидорик // Труды БГТУ. Сер. 1. Лесное хозяйство, природопользование и переработка возобновляемых ресурсов. 2018. № 1. С. 85–93.
  19. Сухоцкий, А. Б. Исследование свободноконвективного теплообмена оребренной трубы и однорядного пучка при различных углах наклона труб к горизонтальной плоскости / А. Б. Сухоцкий, Е. С. Данильчик // Труды БГТУ. Сер. 1. Лесное хозяйство, природопользование и переработка возобновляемых ресурсов. 2019. № 2. С. 272–279.
  20. Кунтыш, В. Б. Влияние параметров и компоновки диффузора-конфузора АВО на свободно-конвективный теплообмен шахматного пучка / В. Б. Кунтыш, А. В. Самородов, А. Н. Бессонный // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2001. № 4. С. 20–22.
  21. Жукаускас, А. Теплоотдача поперечно обтекаемых пучков труб / А. Жукаускас, Р. Улинскас; под ред. А. А. Жукаускаса. Вильнюс: Мокслас, 1986. 202 с.
  22. Unger, S. Numerical Analysis of Heat Exchanger Designs for Passive Spent Fuel Pool Cooling to Ambient Air / S. Unger, E. Krepper, U. Hampel // Nuclear Engineering and Design. 2018. Vol. 333. P. 224–234. <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2018.04.011>.

Поступила 16.10.2020 Подписана в печать 05.01.2021 Опубликована онлайн 30.07.2021

## REFERENCES

1. Maksimov G. A. (1949) *Heating and Ventilation. Part 2*. Moscow, Stroyizdat Publ. 258 (in Russian).
2. Bogoslovskii V. N., Skanavi A. N. (1991) *Heating*. Moscow, Stroyizdat Publ. 735 (in Russian).
3. Sokolov P. V. (1965) *Design of Drying and Heating Facilities for Wood*. Moscow: Lesnaya Promyshlennost' Publ. 322 (in Russian).
4. Kuntyshev V. B., Pozdnyakova A. V., Melekhov V. I. (2002) Heat Transfer by Natural Convection of a Single Row of Vertical Finned Pipes of Heaters of Timber Drying Chambers. *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii. Lesnoi Zhurnal = Lesnoi Zhurnal (Russian Forestry Journal)*, (2), 116–119 (in Russian).
5. Zorin V. M. (2012) *Nuclear Power Plants*. Moscow, Publishing House MPEI. 627 (in Russian).
6. Bessonnyi A. N., Dreitser G. A., Kuntyshev V. B., Evenko V. I., Vasil'ev Yu. N., Piir A. E., Krekturnov O. P., Slukhin V. I. (1996) *Fundamentals of Calculation and Design of Air Cooling Heat Exchangers*. St. Petersburg, Nedra Publ. 512 (in Russian).
7. Brigs E. D., Young E. H. (1963) Convection Heat Transfer and Pressure Drop of Air Flowing Across Triangular Pitch Banks of Finned Tubes. *Chemical Engineering Progress Symposium Series*, 89 (41), 1–10.
8. Kuntyshev V. B. (2000) Heat Transfer and Aerodynamic Resistance of Tube Bundles with Strip Fins for Air Coolers. *Chemical and Petroleum Engineering*, 36 (7), 407–413. <https://doi.org/10.1007/bf02463607>.

9. Kuntyshev V. B., Sukhotskii A. B., Pii A. E. (2011) Heat Transfer and Resistance of Staggered Banks of Air-Cooled Heat Exchangers Formed from Tubes with Rolled Aluminum Fins of Various Height. *Chemical and Petroleum Engineering*, 46 (11–12), 713–721. <https://doi.org/10.1007/s10556-011-9407-0>.
10. Vasiliev Yu. N., Margolin G. A. (1977) *Cooling Systems of Compressor and Oil Pumping Plants*. Moscow, Nedra Publ. 222 (in Russian).
11. Vasiliev Yu. N., Zolotarevskii B. C., Margolin G. A., Kryukov N. P. (1972) Operation of Air-Water Cooling Systems in the Natural Convection Mode. *Cazovaya Promyshlennost' = Gas Industry*, (6), 23–25 (in Russian).
12. Koshmarov Yu. A., Svirishchevskii S. B., Inozemtseva E. H. (1978) Heat Transfer and Resistance of Finned Pipes at Low Reynolds Numbers. *Tematicheskii Sb. Nauch. Tr. Instituta. Moskovskii Aviatsonnyi Institut imeni Sergo Ordzhonikidze* [Thematic Collection of Scientific Works of the Institute. Moscow Aviation Institute Named after Sergo Ordzhonikidze]. Moscow, (463), 33–37 (in Russian).
13. Kuntyshev V. B., Samorodov A. V., Samylsov A. I. (1998) Experimental Facility and Method for Studying the Heat Transfer of Bundles of Finned Pipes under Mixed Air Convection. *Okhrana Okruzhayushchei Sredy i Ratsional'noe Ispol'zovanie Prirodnnykh Resursov: Sb. Nauch. Tr.* [Environmental Protection and Rational Use of Natural Resources: Collected Research Papers]. Arkhangelsk, (4), 139–149 (in Russian).
14. Sukhotskii A. B., Marshalova G. S. (2018) Intensified Convection Heat Transfer of Single-Row Bunch of Finned Tubes in an Air Stream: Experimental Study and Generalization of the Obtained Data. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (6), 552–563 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-552-563>.
15. Sukhotski A. B., Marshalova G. S., Danil'chik E. S. (2020) Specific Features of Calculating the Radiant Component of the Heat Flow of Horizontal Bunch from Finned Tubes with Exhaust Shaft. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 63 (4), 380–388. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-4-380-388> (in Russian).
16. Samorodov A. V. (1999) *Improving the Method of Thermal Calculation and Design of Air Cooling Devices with Staggered Finned Bundles*. Arkhangelsk. 176 (in Russian).
17. Danil'chik E. S. (2020) Experimental Studies of the Heat Transfer of a Single Bimetallic Finned Pipe with Different Fin Heights to the Air in the Free Convection Mode. *Teplo- i Massoperenos – 2019: Sb. Nauch. Tr.* [Heat and Mass Transfer – 2019. Collection of Scientific Papers]. Minsk, A.V. Lykov Institute of Heat and Mass Transfer of the National Academy of Sciences of Belarus, 42–52 (in Russian).
18. Sidorik G. S. (2018) The Experimental Stand for a Research of Thermal and Aerodynamic Processes of Mixed Convection Heat Exchange of Round-Finned Pipes and Bundches. *Trudy BGTU. Seriya 1. Lesnoe Khozyaistvo, Prirodopol'zovanie i Pererabotka Vozobnovlyаемых Resursov = Proceedings of BSTU. Forestry. Environmental Management. Reprocessing of Renewable Resources*, (1), 85–93 (in Russian).
19. Sukhotski A. B., Danil'chik E. S. (2019) Research of Free-Convective Heat Exchange Finned Tube and Single-Range Bunch at Different Angles of Tubes Towards Horizontal Plane // *Trudy BGTU. Seriya 1. Lesnoe Khozyaistvo, Prirodopol'zovanie i Pererabotka Vozobnovlyаемых Resursov = Proceedings of BSTU. Forestry. Environmental Management. Reprocessing of Renewable Resources*, (2), 272–272 (in Russian).
20. Kuntyshev V. B., Samorodov A. V., Bessonnyi A. N. (2001) Effects of Diffuser and Nozzle Parameters on Free-Convection Heat Transfer in a Chessboard Bundle. *Chemical and Petroleum Engineering*, (3–4), 222–226. <https://doi.org/10.1023/a:1017654620169>.
21. Žukauskas A., Ulinskas R. (1986) *Heat Transfer of Transversely Streamlined Bundles of Pipes*. Vilnius, Mokslas Publ. 202 (in Russian).
22. Unger S., Krepper E., Hampel U. (2018) *Numerical Analysis of Heat Exchanger Designs for Passive Spent Fuel Pool Cooling to Ambient Air*. *Nuclear Engineering and Design*, 333, 224–234. <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2018.04.011>.

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-349-362>

УДК 662.711.4

## Опытнo-теоретическое исследование аксиального распределения частиц твердой фазы в кипящем слое

А. В. Митрофанов<sup>1)</sup>, В. Е. Мизонов<sup>1)</sup>, Н. С. Шпейнова<sup>1)</sup>, С. В. Василевич<sup>2)</sup>,  
Н. К. Касаткина<sup>3)</sup>

<sup>1)</sup>Ивановский государственный энергетический университет (Иваново, Российская Федерация),

<sup>2)</sup>Белорусская государственная академия авиации (Минск, Республика Беларусь),

<sup>3)</sup>Ивановский государственный политехнический университет (Иваново, Российская Федерация)

© Белорусский национальный технический университет, 2021  
Belarusian National Technical University, 2021

**Реферат.** В статье представлены результаты расчетных и экспериментальных исследований распределения модельного материала (пластмассовых сферических частиц размером 6 мм) по высоте лабораторного двумерного аппарата кипящего слоя периодического принципа действия. Для экспериментального определения распределения твердой фазы по высоте аппарата выполнены цифровые фотографии кипящего слоя, которые затем анализировались при помощи специально разработанного для этого алгоритма. Алгоритм подразумевал разбиение изображения по высоте на отдельные прямоугольные области, идентификацию частиц и подсчет их числа в каждой из указанных областей. Численные эксперименты выполнялись с использованием предложенной ранее одномерной ячеечной модели процесса псевдооживления, построенной на основе математического аппарата теории счетных цепей Маркова с дискретным пространством и временем. Расчетная схема модели предполагает пространственную декомпозицию слоя по высоте на отдельные элементы малых конечных размеров. Таким образом, получаемые численно результаты в качественном отношении отвечают поставленному натурному эксперименту. Для обеспечения количественной достоверности расчетных прогнозов выполнена параметрическая идентификация модели с привлечением известных эмпирических зависимостей для расчета коэффициента сопротивления частиц и оценки коэффициента их макроdiffузии. Сравнение результатов численных и натуральных экспериментов позволило выделить наиболее продуктивные эмпирические соотношения, сочетающиеся с ячеечной схемой моделирования процесса. Полученная физико-математическая модель обладает высокой прогностической эффективностью и может использоваться для инженерных расчетов аппаратов с кипящим слоем, а также для постановки и решения задач оптимального управления технологическими процессами в этих аппаратах по различным целевым функциям.

**Ключевые слова:** псевдооживление, цепи Маркова, численное моделирование, коэффициент сопротивления, дисперсионный коэффициент

**Для цитирования:** Опытнo-теоретическое исследование аксиального распределения частиц твердой фазы в кипящем слое / А. В. Митрофанов [и др.] // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2021. Т. 64, № 4. С. 349–362. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-349-362>

---

### Адрес для переписки

Митрофанов Андрей Васильевич  
Ивановский государственный энергетический университет,  
ул. Рабфаковская, 34,  
153003, г. Иваново, Российская Федерация  
Тел.: +7 493 226-97-45  
and2mit@mail.ru

### Address for correspondence

Mitrofanov Andrey V.  
Ivanovo State Power Engineering  
University,  
34, Rabfakovskaya str.,  
153003, Ivanovo, Russian Federation  
Tel.: +7 493 226-97-45  
and2mit@mail.ru

---

## Experimental and Theoretical Study of the Axial Distribution of Solid Phase Particles in a Fluidized Bed

A. V. Mitrofanov<sup>1)</sup>, V. E. Mizonov<sup>1)</sup>, N. S. Shpeynova<sup>1)</sup>, S. V. Vasilevich<sup>2)</sup>,  
N. K. Kasatkina<sup>3)</sup>

<sup>1)</sup>Ivanovo State Power Engineering University (Ivanovo, Russian Federation),

<sup>2)</sup>Belarusian State Academy of Aviation (Minsk, Republic of Belarus),

<sup>3)</sup>Ivanovo State Polytechnic University (Ivanovo, Russian Federation)

**Abstract.** The article presents the results of computational and experimental studies of the distribution of a model material (plastic spherical particles with a size of 6 mm) along the height of a laboratory two-dimensional apparatus of the fluidized bed of the periodic principle of action. To experimentally determine the distribution of the solid phase over the height of the apparatus, digital photographs of the fluidized bed were taken, which were then analyzed using an algorithm that had been specially developed for this purpose. The algorithm involved splitting the image by height into separate rectangular areas, identifying the particles and counting their number in each of these areas. Numerical experiments were performed using the previously proposed one-dimensional cell model of the fluidization process, constructed on the basis of the mathematical apparatus of the theory of Markov chains with discrete space and time. The design scheme of the model assumes the spatial decomposition of the layer in height into individual elements of small finite sizes. Thus, the numerically obtained results qualitatively corresponded to the full-scale field experiment that had been set up. To ensure the quantitative reliability of the calculated forecasts, a parametric identification of the model was performed using known empirical dependencies to calculate the particle resistance coefficient and estimate the coefficient of their macrodiffusion. A comparison of the results of numerical and field experiments made us possible to identify the most productive empirical dependencies that correspond to the cellular scheme of modeling the process. The resulting physical and mathematical model has a high predictive efficiency and can be used for engineering calculations of devices with a fluidized bed, as well as for setting and solving problems of optimal control of technological processes in these devices for various target functions.

**Keywords:** fluidization, Markov chains, numerical modeling, resistance coefficient, dispersion coefficient

**For citation:** Mitrofanov A. V., Mizonov V. E., Shpeynova N. S., Vasilevich S. V., Kasatkina N. K. (2021) Experimental and Theoretical Study of the Axial Distribution of Solid Phase Particles in a Fluidized Bed. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 64 (4), 349–362. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-349-362> (in Russian)

### Введение

Развитие энергетических комплексов ряда стран (в том числе России и Беларуси) ориентировано на диверсификацию выработки электроэнергии, расширение твердотопливной ниши в топливно-энергетическом балансе и вовлечение в оборот различных видов дисперсного топлива в широком диапазоне его характеристик [1–2]. В связи с этим сохраняют актуальность вопросы совершенствования сжигания многокомпонентного и нестандартного топлива [3]. Фронт исследовательских работ в этом направлении достаточно широк, однако, как правило, анализу подвергаются технические аспекты того или иного способа сжигания, а результаты обобщаются на уровне монографий [4, 5]. Несмотря на объективную ценность подобного рода исследований, они не продвигают в инженерную практику универсальные подходы к расчету и моделированию даже отдельных технологий



сжигания. Таким образом, существует необходимость не только накопления эмпирических знаний о технических аспектах процессов энерготехнологии, совершенствования расчетных методик и моделей этих процессов, но также поиска и исследования адекватных инструментов прогнозирования явлений, лежащих в основе используемого технологического приема.

Наряду со слоевым сжиганием многокомпонентных топливных систем [3, 6] широко распространены установки с активными гидродинамическими режимами, предполагающими псевдооживление частиц топлива [7, 8]. При этом псевдооживление как технологический прием имеет значительные резервы для повышения технико-экономической эффективности за счет совершенствования физико-математических моделей и дальнейшего их использования для решения оптимизационных задач. Так, при функционировании в режиме непрерывного действия аппаратуры с циркуляционным кипящим слоем имеет место оптимальное с точки зрения производительности положение подвода возврата материала из контура циркуляции, определяемое с учетом распределения порозности сыпучей среды по высоте подъемной колонны установки [9]. Таким образом, уже на этапе численных экспериментов могут намечаться принципиальные пути совершенствования технологического процесса.

Анализ подходов к описанию псевдооживления показывает, что существующие физико-математические модели оперируют двумя типами масштаба процесса: дифференциально малым объемом (подход Эйлера, в основе которого лежат постулаты механики сплошных сред [10, 11]) и масштабным уровнем одиночной частицы (метод Лагранжа, базирующийся на принципах классической механики, применяемых для описания движения отдельной частицы [12]). Указанные подходы предельно детализируют структуру псевдооживления, однако вопрос об адекватности получаемых моделей природе явления остается настолько острым, что в практических расчетах часто оказывается предпочтительнее принять весь слой за объем идеального смешения, а пространственную неоднородность характеристик действительного процесса компенсировать введением поправочных эмпирических коэффициентов [4, 5]. В связи с этим ряд авторов [13, 14] обращают внимание на необходимость поиска компромисса, т. е. перехода к рассмотрению некоторого малого, но конечного мезообъема. Подобный масштаб декомпозиции может являться следствием относительно грубого шага пространственной дискретизации при использовании различных разностных расчетных схем, однако существует немало теоретических подходов, априори предполагающих мезомасштабный уровень моделирования (например, дискретные модели [15–17]).

В данной статье проводятся экспериментально-теоретическое обобщение и критический анализ применения математического аппарата теории цепей Маркова для построения физико-математических моделей псевдооживления. Цель исследования – выработка рекомендаций по параметрической идентификации подобных моделей, неоднозначность выполнения которой часто лимитирует применение их на практике.

### Методы и результаты исследования

**Расчетная схема модели.** Методология исследования основана на декомпозиции слоя на представительные объемы (ячейки) малого, но конечного размера. Расчетная схема моделирования показана на рис. 1. Миграции экстенсивных свойств между ячейками (переходы частиц и газовой фазы) описываются в рамках теоретико-вероятностного подхода, базирующегося на математическом аппарате теории счетных цепей Маркова с дискретным временем. Текущее состояние слоя представляется набором его характеристик, организованных в вектор-столбец. Эволюция состояния фиксируется через малые конечные промежутки времени и описывается матрицей переходных вероятностей. Каждое последующее состояние получается из предыдущего путем умножения матрицы переходных вероятностей на текущий вектор состояния вплоть до достижения установившегося состояния, если таковое есть. Переходная матрица представляет собой основной оператор модели, элементы которого подлежат идентификации. Анализ подходов к выявлению и количественной оценке связей между оператором и физическими локальными характеристиками процессов в слое является одной из основных задач настоящей работы.

Пространство псевдооживленного слоя представлено совокупностью из счетного числа  $n$  ячеек идеального смешения, организованных в цепь. Так как система двухфазная (в одном объеме находятся дисперсная и несущая среды), состояние цепи ячеек характеризуется двумя векторами:  $\mathbf{S}_p$  – для твердой фазы, кг;  $\mathbf{S}_g$  – для газовой фазы, кг. Движение фаз слоя рассматривается в рамках одномерной задачи, и каждая ячейка характеризуется конечным вертикальным размером  $\Delta x$ . Параметры векторов состояний фиксируются только в дискретные моменты времени  $t_k = (k - 1)\Delta t$ , с, где  $k$  – номер временного шага;  $\Delta t$  – промежуток времени между соседними состояниями системы (шаг по времени), с.

Таким образом, продольные миграции твердой и несущей фаз вдоль соответствующих цепей для периодического процесса описываются следующими рекуррентными матричными равенствами [18]:

$$\mathbf{S}_p^{k+1} = \mathbf{P}_p^k \cdot \mathbf{S}_p^k; \quad (1)$$

$$\mathbf{S}_g^{k+1} = \mathbf{P}_g^k \cdot \mathbf{S}_g^k + \mathbf{S}_{gf}, \quad (2)$$

где  $\mathbf{S}_p^k, \mathbf{S}_g^k$  – векторы-столбцы содержания массы частиц и оживающего агента в ячейках соответственно для  $k$ -го рекуррентного расчетного шага (целочисленного аналога времени), кг;  $\mathbf{P}_p^k, \mathbf{P}_g^k$  – матрицы переходных вероятностей для частиц и оживающего агента, зависящие от векторов состояния и меняющиеся на каждом рекуррентном переходе;  $\mathbf{S}_{gf}$  – вектор поступления оживающего агента (при подаче снизу через газораспределительное

устройство имеет единственный ненулевой элемент в первой ячейке, равный массе газа, подаваемого в нее за один временной переход), кг.

Вероятности всех возможных миграций описываемых аддитивных свойств из данной ячейки вдоль цепи записываются в стохастический вектор (столбец соответствующей переходной матрицы), при этом в рассматриваемой модели для твердой фазы вводятся следующие вероятности: перехода в соседнюю ячейку вниз  $p_d$  (расположены над главной диагональю матрицы  $\mathbf{P}_p$ ); вверх  $p_u$  (расположены под главной диагональю матрицы  $\mathbf{P}_p$ ); сохранения в наблюдаемой ячейке  $p_s$  (составляют главную диагональ матрицы  $\mathbf{P}_p$ ) (рис. 1). Для  $i$ -й ячейки вероятности перемещения частиц  $p_{si}$ ,  $p_{ui}$  и  $p_{di}$ , составляющие матрицу переходных вероятностей, связаны с параметрами реализации процесса и крупностью фракции следующими соотношениями [16, 18]:

$$p_{si} = 1 - p_{ui} - p_{di}; \quad (3)$$

$$p_{di} = d_i \text{ при } W_i - V_{si} \geq 0; \quad (4)$$

$$p_{di} = v_i + d_i \text{ при } W_i - V_{si} < 0; \quad (5)$$

$$p_{ui} = v_i + d_i \text{ при } W_i - V_{si} \geq 0; \quad (6)$$

$$p_{ui} = d_i \text{ при } W_i - V_{si} < 0, \quad (7)$$

где  $d_i$  – безразмерный дисперсионный коэффициент для  $i$ -й ячейки (вероятность диффузионного переноса);  $W_i$  – локальная скорость обтекания частиц потоком оживающего воздуха в  $i$ -й ячейке, м/с;  $V_{si}$  – скорость витания одиночной частицы заданной крупности (скорость воздушного потока, при которой вес частицы начинает компенсироваться силой гидродинамического сопротивления), м/с;  $v_i$  – вероятность конвективного переноса частицы [16, 18].

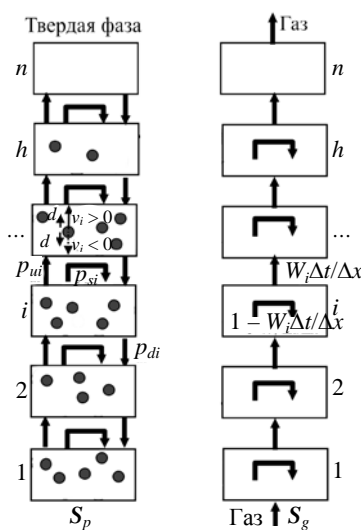


Рис. 1. Расчетная схема моделирования аксиального переноса фаз псевдооживленного слоя в цилиндрическом аппарате периодического принципа действия

Fig. 1. The calculation layout for modeling the axial phase transfers of fluidized bed in a cylindrical apparatus of periodic action

Вероятности конвективного переноса частицы  $v_i$  и диффузионного переноса  $d_i$  отвечают за несимметричный и симметричный переносы вдоль цепи и связаны с размерными параметрами процесса. Так, под конвективным переносом понимается механизм движения зерен сыпучей среды, при котором группы частиц перемещаются относительно друг друга таким образом, что увеличивается площадь межфазного контакта «газ – частица» [18, 19]. Интенсивность переноса зависит от скорости движения частицы при контактном взаимодействии с потоком несущей среды, рассчитываемой как разность между локальной скоростью обтекания частиц потоком оживающего воздуха в  $i$ -й ячейке  $W_i$  и скоростью витания одиночной частицы заданной крупности  $V_{si}$  [18]:

$$V_i = W_i - V_{si}, \quad (8)$$

где  $V_i$  – скорость движения частицы, м/с.

Переход от скорости конвективного переноса к вероятности переноса заключается в расчете доли частиц, которые за один рекуррентный шаг могут быть перенесены в соседнюю ячейку, и выполняется по соотношению

$$v_i = V_i \frac{\Delta t}{\Delta x}. \quad (9)$$

На характер распределения частиц в псевдооживленном слое также оказывают влияние случайные воздействия, традиционно объясняемые наличием контактного взаимодействия отдельных частиц или их групп [9–12]. Учет случайных по своей природе миграций частиц в модели выполнен путем введения дополнительных вероятностей симметричного переноса  $d$ , которые в переходной матрице прибавляются ко всем элементам, расположенным на соседних с главной диагоналях. Значение этих вероятностей рассчитывается как [18, 19]

$$d = D \frac{\Delta t}{\Delta x^2}, \quad (10)$$

где  $D$  – дисперсионный коэффициент (коэффициент макродиффузии частиц), м<sup>2</sup>/с [9, 10, 18, 19].

**Параметрическая идентификация модели.** Процессы в локальных объемах области существования псевдооживленного слоя рассматриваются в соответствии со схемой (рис. 1), при этом формальные связи между соседними ячейками вводятся на базе математического аппарата теории цепей Маркова. Однако точность количественного прогноза вероятностной модели зависит от физических представлений гидромеханических процессов, обуславливающих движение частиц в каждой ячейке. Таким образом, прогностическая эффективность модели определяется надлежащим выбором зависимостей для расчета скорости витания одиночной частицы  $V_s$  и дисперсионного коэффициента  $D$ .

В контексте конвективного переноса параметром модели является скорость витания, связанная с весом одиночной частицы  $P$  через соотношение [18]

$$P = C_d f_p \rho_g \frac{V_{si}^2}{2}, \quad (11)$$

где  $C_d$  – коэффициент сопротивления одиночной частицы;  $f_p$  – площадь наибольшего поперечного сечения одиночной частицы, перпендикулярно вектору скорости, м<sup>2</sup>;  $\rho_g$  – плотность ожижающей среды, кг/м<sup>3</sup>.

Коэффициент сопротивления частицы  $C_d$  является основой для расчета многих гидромеханических процессов, поэтому на его установление направлен широкий фронт исследовательских работ. Для практически интересных случаев химико-энергетической технологии, характеризующихся высокими значениями числа Рейнольдса, аналитические решения уравнений гидромеханики не найдены [20], а на практике используются многочисленные эмпирические зависимости [20–22]. В настоящем исследовании для расчета коэффициента сопротивления частицы использованы эмпирические зависимости, приведенные в табл. 1.

Таблица 1

**Перечень используемых зависимостей для расчета коэффициента сопротивления частиц**

**The list of dependencies used for calculating of the particle resistance coefficient**

Формула	Диапазон значений числа Рейнольдса	Источник
$C_d = \frac{24}{Re} \left( 1 + 0,1806 Re^{0,6459} \right) + \frac{0,4251}{1 + 6880,95 Re^{-1}}$ (12)	$Re < 2,6 \cdot 10^5$	[23]
$C_d = \left( 2,25 Re^{-0,31} + 0,36 Re^{0,06} \right)^{0,45}$ (13)	$Re < 3 \cdot 10^5$	[24]
$C_d = \frac{24}{Re} \left( 1 + 0,173 Re^{0,657} \right) + \frac{0,413}{1 + 16300 Re^{-1,09}}$ (14)	$Re < 2,6 \cdot 10^5$	[25]
$C_d = \frac{24}{Re} \cdot 10^{\frac{0,261 Re^{0,369} - 0,105 Re^{0,431} - 0,124}{1 + (\log_{10} Re)^2}}$ (15)	$Re < 8,6 \cdot 10^4$	[26]
$D = 0,051 \frac{W}{W_{in}} (W - W_{in})^{1,471}$ , где $W_{in}$ – скорость начала псевдооживления, м/с	–	[27]
$D \approx 0,5 \frac{d_p}{2} \langle V \rangle$ , где $d_p$ – размер частицы, м; $\langle V \rangle$ – средняя по ансамблю скорость частицы, м/с	–	[28]
$D \approx 0,011 d_p U$ , где $U$ – скорость несущей среды, м/с	–	[29]

С формальной позиции суть диффузионной модели (10) сводится к утверждению некоторых допущений относительно переноса частиц через введенную в рассмотрение прямоугольную границу между ячейками. Физический смысл коэффициента  $D$  традиционно раскрывается при решении гиперболического уравнения диффузии [30]. Однако, несмотря на достаточный уровень формализованного описания задачи, придающей коэффициенту  $D$  понятный физический смысл, математический аппарат диффузии находится на стадии становления, и для практически важных случаев приемлемых решений, позволяющих однозначно идентифицировать параметр  $D$ , не существует. Таким образом, для псевдооживленных систем  $D$  выступает параметром модели, за счет которого учитывается широкий спектр явлений, а не физической однозначной характеристикой. Количественная оценка  $D$  связана с использованием некоторых эмпирических соотношений, в основе которых лежат различные гипотезы [27–29].

**Описание натурного эксперимента.** Для исследования распределения твердой фазы по высоте псевдооживленного слоя использовался аппарат плоской формы, одна из стенок которого была выполнена из прозрачного стекла, а другая служила непрозрачным фоном. Расстояние между стенками 6,2 мм. Ширина в цилиндрической части 166 мм, высота аппарата 800 мм. Движение воздуха через аппарат обеспечивалось напорной воздухоподводящей. Фиктивную скорость движения воздуха в пустом аппарате определяли по величине скоростного напора, измеренного U-образным манометром, подключенным к трубке Пито – Прандтля, а также проверяли по показаниям анемометра РСЕ-424. На газораспределительную решетку (металлическую сетку с квадратными ячейками 1×1 мм, живое сечение решетки 40 %) укладывали одинаковые пластмассовые сферические частицы диаметром 6 мм (пули для пневматического оружия). Средняя масса одной частицы 0,191 г. После перехода кипящего слоя в установившееся состояние выполнялось 50 его цифровых фотографий. Полученные изображения обрабатывали при помощи специально разработанного алгоритма с использованием Image Processing Toolbox MatLab. Алгоритм предусматривает разбиение изображения по высоте на фрагменты и подсчет количества элементов в каждом из них. Подробное описание эксперимента приведено в наших предыдущих работах [31–32]. На рис. 2. представлена схема экспериментальной установки и общий вид интерфейса программы обработки цифровых изображений (на примере разбиения изображения на пять фрагментов).

### Результаты и обсуждение

Результаты численного моделирования расширения слоя с учетом допущения, что диффузионное перемешивание в слое отсутствует ( $D = 0$ ), представлены на рис. 3. В предыдущих работах показано, что модель в таком варианте с достаточной для инженерных расчетов точностью прогнозирует среднее по времени значение положения свободной поверхности кипящего слоя, которая в реальном процессе, как правило, испытывает значительные колебания [18, 31]. Таким образом, для прогнозирования некоторого осредненного значения расширения кипящего слоя с помощью ячеечной модели необходима идентификация только коэффициента сопротивления  $S_d$ , при этом получаемые распределения твердой фазы по высоте

слоя всегда будут практически равномерными. Незначительное повышение концентрации частиц по высоте объясняется тем, что скорость газа в аппарате подчиняется закону Бернулли, т. е. убывает по высоте аппарата (рис. 3).

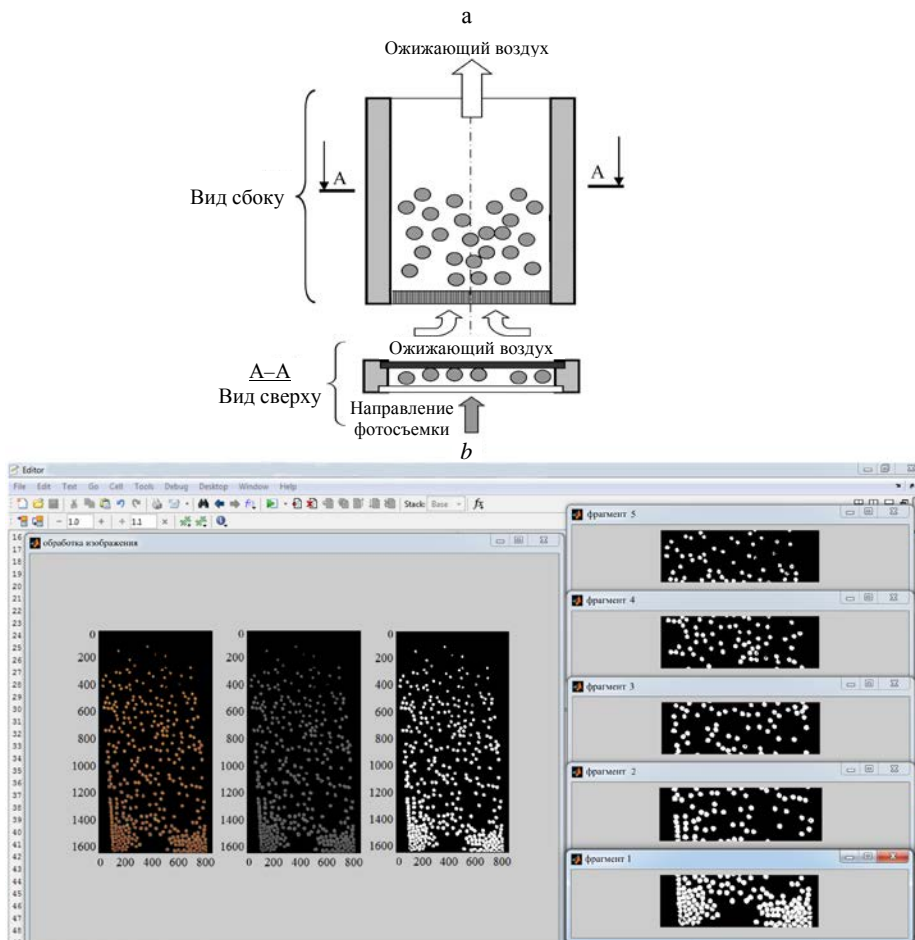


Рис. 2. Схема лабораторного аппарата с псевдооживленным слоем (а) и общий вид интерфейса программы обработки изображений (б)

Fig. 2. A diagram of the laboratory apparatus with a fluidized bed (а) and a general view of interface of the image processing program (б)

При использовании для параметрической идентификации модели зависимостей (12), (14), (15) коэффициенты сопротивления при стесненном обтекании частиц имеют очень близкие значения: 0,3971, 0,3938 и 0,3943 соответственно (рис. 3). Расчетные значения высоты слоя не различаются, так как слой занимает одинаковое количество ячеек (различия менее высоты ячейки  $\Delta x$ , равной диаметру частицы  $d_p = 6$  мм, не могут быть зафиксированы).

Таким образом, для исследованных гидродинамических условий зависимости (12), (14), (15) дают практически одинаковые результаты, а полученные с их помощью значения расширения слоя являются заниженными (последнее подтверждается рис. 4).

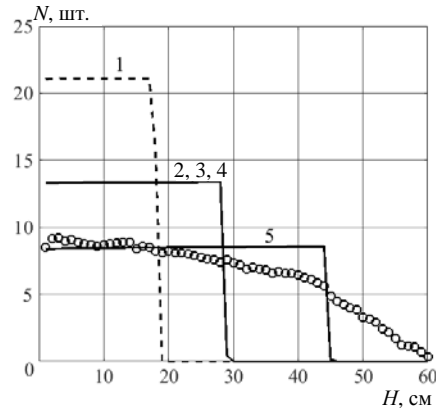


Рис. 3. Расчетное (линии) и экспериментальное (маркеры) распределение частиц по высоте аппарата: 1 – плотный слой; 2–4 – кипящий слой ( $C_d$  рассчитан по (12), (14), (15)); 5 – кипящий слой ( $C_d$  рассчитан по (13))

Fig. 3. Calculated (lines) and experimental (markers) distributions of the number of particles over the height of the apparatus: 1 – fixed bed; 2–4 – fluidized bed ( $C_d$  is calculated from the dependencies (12), (14), (15) respectively); 5 – fluidized bed ( $C_d$  is calculated according to the dependence (13))

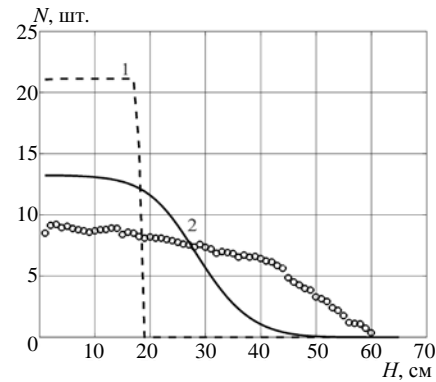


Рис. 4. Расчетное (линии) и экспериментальное (маркеры) распределение частиц по высоте аппарата: 1 – плотный слой; 2 – кипящий слой ( $C_d$  рассчитан по (12),  $D$  рассчитан по (16))

Fig. 4. Calculated (lines) and experimental (markers) distributions of the number of particles along the height of the apparatus: 1 – fixed bed; 2 – fluidized bed ( $C_d$  is calculated by the formula (12),  $D$  is calculated by the dependence (16))

На рис. 5 представлены результаты численных экспериментов, когда параметрическая идентификация модели в отношении коэффициентов диффузии выполнена с использованием эмпирических зависимостей (17), (18).

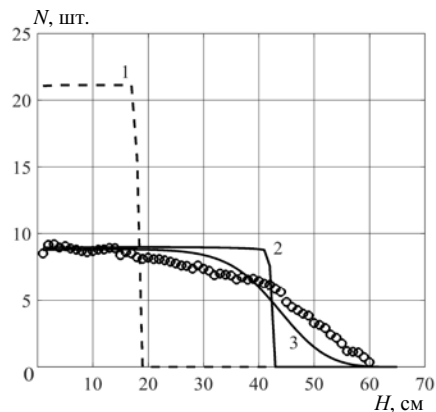


Рис. 5. Расчетное (линии) и экспериментальное (маркеры) распределение частиц по высоте аппарата: 1 – плотный слой; 2 – кипящий слой ( $C_d$  рассчитан по (12),  $D$  рассчитан по (17)); 3 – кипящий слой ( $C_d$  рассчитан по (12),  $D$  рассчитан по (18))

Fig. 5. Calculated (lines) and experimental (markers) distributions of the number of particles along the height of the apparatus: 1 – fixed bed; 2 – fluidized bed ( $C_d$  is calculated according to the formula (12),  $D$  is calculated according to the dependence (17)); 3 – fluidized bed ( $C_d$  is calculated according to the formula (12),  $D$  is calculated according to the dependence (18))

3 – fluidized bed ( $C_d$  is calculated according to the formula (12),  $D$  is calculated according to the dependence (18))

Как видно из результатов сравнения с экспериментальными данными (маркеры на рис. 5), зависимости для расчета коэффициентов макроdiffузии (17), (18) в недостаточной степени, по сравнению с зависимостью (16) (рис. 4), влияют на расчетный профиль распределения концентрации частиц и не обес-



печивают достаточной для инженерных расчетов прогностической эффективности модели. Последнее, однако, нельзя однозначно трактовать как недостаток уравнений регрессий (17), (18). С уверенностью можно констатировать только их плохую сочетаемость с предложенной ячеечной схемой моделирования [18, 31–32]. Дело в том, что эмпирические соотношения (17), (18) содержат множители, так или иначе ориентированные на средние пространственно-временные показатели скоростей движения фаз, в то время как предложенная ячеечная схема моделирования оперирует локальными показателями движения фаз в представительных объемах слоя. Таким образом, для успешной параметрической идентификации ячеечных моделей требуется, чтобы форма уравнений регрессии и характер натурального эксперимента учитывали пространственную неоднородность характеристик кипящего слоя.

На рис. 6 представлены результаты расчетно-экспериментального исследования аксиальной структуры слоя, полученные при использовании предложенной ячеечной модели совместно с эмпирическими соотношениями (13), (16) для оценки коэффициентов сопротивления и макродиффузии соответственно. Представленные расчетные и экспериментальные данные находятся в хорошем соответствии.

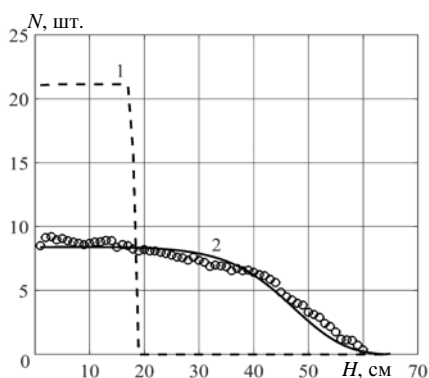


Рис. 6. Расчетное (линии) и экспериментальное (маркеры) распределение частиц по высоте аппарата: 1 – плотный слой; 2 – кипящий слой ( $C_d$  рассчитан по (13),  $D$  рассчитан по (16))

Fig. 6. Calculated (lines) and experimental (markers) distributions of the number of particles along of the apparatus height: 1 – fixed bed; 2 – fluidized bed ( $C_d$  is calculated by the formula (13),  $D$  is calculated by the dependence (16))

## ВЫВОД

В статье представлено построение математической модели функционирования аппарата с кипящим слоем. Параметрическая идентификация модели проведена с привлечением известных зависимостей для расчета коэффициентов гидродинамического сопротивления и макродиффузии частиц. Сравнение результатов численных и натуральных экспериментов позволило выделить наиболее продуктивные эмпирические соотношения, сочетающиеся с ячеечной схемой моделирования процесса. Предложенная математическая модель и используемые для ее параметрической идентификации эмпирические соотношения, являясь независимыми, позволяют получить физико-математическую модель с высокой прогностической эффективностью, которая может рассматриваться как достоверная научная основа компьютерного метода расчета процесса псевдооживления.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Корсак, Е. П. Формирование системы угроз энергетической безопасности Республики Беларусь // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2019. Т. 62, № 4. С. 388–398. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-4-388-398>.

2. Фортов, В. Е. Состояние развития возобновляемых источников энергии в мире и в России / В. Е. Фортов, О. С. Попель // Теплоэнергетика. 2014. № 6. С. 4–13.
3. Доброго, К. В. Численное моделирование слоевого горения двухфазной системы «горючая жидкость – твердое топливо» / К. В. Доброго, И. А. Козначеев // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2019. Т. 62, № 3. С. 247–263. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-3-247-263>.
4. Липов, Ю. М. Котельные установки и парогенераторы / Ю. М. Липов, Ю. М. Третьяков. М.: Ижевск: Регулярная и хаотическая динамика, 2003. 591 с.
5. Coal and Biomass Gasification. Recent Advances and Future Challenges / S. De [et al.]. Singapore: Springer, 2018. 521 p. <https://doi.org/10.1007/978-981-10-7335-9>.
6. Salganskii, E. A. Modeling Filtration Combustion of Pyrolyzing Solid Fuel / E. A. Salganskii, E. V. Polianchik, G. B. Manelis // Combustion, Explosion and Shock Waves. 2013. Vol. 49, Iss. 1. P. 38–52. <https://doi.org/10.1134/s001050821301005x>.
7. Литун, Д. С. Трехзонный инженерный метод теплового расчета топков с кипящим слоем на основе данных промышленных исследований распределения тепловыделения при сжигании биомассы / Д. С. Литун, Г. А. Рябов // Теплоэнергетика. 2016. № 2. С. 65–74.
8. Das, B. Modeling of Hydrodynamics in a Bubbling Fluidized-Bed Gasifier and Evaluation of the Inter-Phase Gas Exchange Rate under Different Operating Conditions / B. Das, A. Datta // Particuology. 2016. Vol. 25. P. 151–158. <https://doi.org/10.1016/j.partic.2015.05.009>.
9. Theoretical Study of Particulate Flows Formation in Circulating Fluidized Bed / V. Mizonov [et al.] // Recent Innovations in Chemical Engineering. 2018. Vol. 11, No 1. P. 20–28. <https://doi.org/10.2174/2405520410666170620105102>.
10. Gidaspow, D. Multiphase Flow and Fluidization: Continuum and Kinetic Theory Descriptions / D. Gidaspow. San Diego: Academic Press, 1994. 467 p. <https://doi.org/10.1016/C2009-0-21244-X>.
11. Multiscale Modeling of Gas-Fluidized Beds / M. A. van der Hoef [et al.] // Advances in Chemical Engineering. 2006. Vol. 31. P. 65–149. [https://doi.org/10.1016/s0065-2377\(06\)31002-2](https://doi.org/10.1016/s0065-2377(06)31002-2).
12. Review of Discrete Particle Modeling of Fluidized Beds / N. G. Deen [et al.] // Chemical Engineering Science. 2007. Vol. 62, No 1–2. P. 28–44.
13. Ge, W. Meso-Scale Oriented Simulation Towards Virtual Process Engineering (VPE) – The EMMS Paradigm / W. Ge, W. Wang, N. Yang // Chemical Engineering Science. 2011. Vol. 66, No 19. P. 4426–4458. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2011.05.029>.
14. Dai, Q. Influence of Meso-Scale Structures on Drag in Gas-Solid Fluidized Beds / Q. Dai, C. Chen, H. Qi // Powder Technology. 2016. Vol. 288. P. 87–95. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2015.10.031>.
15. Application of the Theory of Markov Chains to Theoretical Study of Processes in a Circulating Fluidized Bed / A. Mitrofanov [et al.] // Particulate Science and Technology. 2019. Vol. 37, No 8. P. 1028–1033. <https://doi.org/10.1080/02726351.2018.1525459>.
16. Theoretical and Experimental Study of Particulate Solids Drying in Circulating Fluidized Bed / A. Mitrofanov [et al.] // Journal of Heat and Mass Transfer. 2019. Vol. 18, No 2. P. 267–276. <https://doi.org/10.17654/hm018020267>.
17. Экспериментальное и расчетное исследование пиролиза биомассы в цилиндрическом реакторе / А. В. Митрофанов [и др.] // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2021. Т. 64, № 1. С. 51–64. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-1-51-64>.
18. A Markov Chain Model to Describe Fluidization of Particles with Time-Varying Properties / A. V. Mitrofanov [et al.] // Particulate Science and Technology. 2018. Vol. 36, No 2. P. 244–253. <https://doi.org/10.1080/02726351.2016.1243180>.
19. Berthiaux, H. Application of the Theory of Markov Chains to Model Different Processes in Particle Technology / H. Berthiaux, V. Mizonov, V. Zhukov // Powder Technology. 2005. Vol. 157, No 1–3. P. 128–137. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2005.05.019>.
20. Бекман, И. Н. Высшая математика: математический аппарат диффузии / И. Н. Бекман. 2-е изд., испр. и доп. М.: Юрайт, 2017. 459 с.
21. Mikhailov, M. D. The Drag Coefficient of a Sphere: An Approximation Using Shanks Transform / M. D. Mikhailov, A. P. Silva Freire // Powder Technology. 2013. Vol. 237. P. 432–435. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2012.12.033>.
22. Stanly, R. Detailed Analysis of Recent Drag Models Using Multiple Cases of Monodisperse Fluidized Beds with Geldart-B and Geldart-D Particles / R. Stanly, G. Shoen // Chemical Engineering Science. 2018. Vol. 188, No 12. P. 132–149. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2018.05.030>.
23. Evaluation of the Performance of the Drag Force Model in Predicting Droplet Evaporation for R134a Single Droplet and Spray Characteristics for R134a Flashing Spray / Z-F. Zhou [et al.] // Energies. 2019. Vol. 12, Iss. 24. P. 4618. <https://doi.org/10.3390/en12244618>.
24. Haider, A. Drag Coefficient and Terminal Velocity of Spherical and Non-Spherical Particles / A. Haider, O. Levenspiel // Powder Technology. 1989. Vol. 58, No 1. P. 63–70. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(89\)80008-7](https://doi.org/10.1016/0032-5910(89)80008-7).

25. Khan, A. R. The Resistance to Motion of a Solid Sphere in a Fluid / A. R. Khan, J. F. Richardson // *Chemical Engineering Communications*. 1987. Vol. 62, No 1–6. P. 135–150. <https://doi.org/10.1080/00986448708912056>.
26. Turton, R. A Short Note on the Drag Correlation for Spheres / R. Turton, O. Levenspiel // *Powder Technology*. 1986. Vol. 47, No 1. P. 83–86. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(86\)80012-2](https://doi.org/10.1016/0032-5910(86)80012-2).
27. Flemmer, R. L. C. On the Drag Coefficient of a Sphere / R. L. C. Flemmer, C. L. Banks // *Powder Technology*. 1986. Vol. 48, No 3. P. 217–221. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(86\)80044-4](https://doi.org/10.1016/0032-5910(86)80044-4).
28. Esin, A. Correlation of Axial Mixing of Solids in Fluidized Beds by a Dispersion Coefficient / A. Esin, M. Altun // *Powder Technology*. 1984. Vol. 39, No 2. P. 241–244. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(84\)85041-x](https://doi.org/10.1016/0032-5910(84)85041-x).
29. Diffusion of a Single Particle in a 3D Random Packing of Spheres / I. Ippolito [et al.] // *European Physical Journal E*. 2000. Vol. 3, Iss. 3. P. 227–236. <https://doi.org/10.1007/pl00013679>.
30. On the Apparent Particle Dispersion in Granular Media / Z. Qin [et al.] // *Advanced Powder Technology*. 2011. Vol. 22, No 6. P. 728–734 <https://doi.org/10.1016/j.apt.2010.10.010>.
31. Modeling of Particle Concentration Distribution in a Fluidized Bed by Means of the Theory of Markov Chains / V. Mizonov [et al.] // *Particulate Science and Technology*. 2014. Vol. 32, No 2. P. 171–78. <https://doi.org/10.1080/02726351.2013.839016>.
32. Расчетно-экспериментальное исследование распределения твердых частиц в аппарате с двухмерным псевдооживленным слоем / А. В. Огурцов [и др.] // *Изв. вузов. Химия и хим. технология*. 2009. Т. 52, № 11. С. 131–134.

Поступила 23.04.2021 Подписана в печать 21.06.2021 Опубликована онлайн 30.07.2021

#### REFERENCES

1. Korsak E. P. (2019) Formation of the System of Threats to Energy Security of the Republic of Belarus. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 62 (4), 388–398. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-4-388-398> (in Russian).
2. Fortov V. E., Popel' O. S. (2014) The Current Status of the Development of Renewable Energy Sources Worldwide and in Russia. *Thermal Engineering*, 61 (6), 389–398. <https://doi.org/10.1134/s0040601514060020>.
3. Dobrego K. V., Koznacheev I. A. (2019) Numerical Simulation of Two-Phase System of “Combustible Liquid – Solid Fuel” Combustion in a Fixed Bed. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 62 (3), 247–263. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-3-247-263> (in Russian).
4. Lipov Yu. M., Tret'yakov Yu. M. (2003) *Boiler Plants and Steam Generators*. Moscow, Izhevsk, Regul'yarnaya i Khaoticheskaya Dinamika Publ. 591 (in Russian).
5. De S., Agarwal A. K., Moholkar V. S., Bhaskar T. (eds.) (2018) *Coal and Biomass Gasification. Recent Advances and Future Challenges*. Singapore, Springer Publ. 521. <https://doi.org/10.1007/978-981-10-7335-9>.
6. Salganskii E. A., Polianchik E. V., Manelis G. B. (2013) Modeling Filtration Combustion of Pyrolyzing Solid Fuel. *Combustion, Explosion and Shock Waves*, 49 (1), 38–52. <https://doi.org/10.1134/s001050821301005x>.
7. Litoun D., Ryabov G. (2016) Three-Zonal Engineering Method of Heat Calculation for Fluidized Bed Furnaces Based on Data on Commercial Investigations of Heat Generation Distribution during Biomass Combustion. *Thermal Engineering*, 63 (2), 140–149.
8. Das B., Datta A. (2016) Modeling of Hydrodynamics in a Bubbling Fluidized-Bed Gasifier and Evaluation of the Inter-Phase Gas Exchange Rate under Different Operating Conditions. *Particuology*, 25, 151–158. <https://doi.org/10.1016/j.partic.2015.05.009>.
9. Mizonov V., Mitrofanov A., Camelo A., Ovchinnikov L. (2018) Theoretical Study of Particulate Flows Formation in Circulating Fluidized Bed. *Recent Innovations in Chemical Engineering*, 11 (1), 20–28. <https://doi.org/10.2174/2405520410666170620105102>.
10. Gidaspow D. (1994) *Multiphase Flow and Fluidization: Continuum and Kinetic Theory Descriptions*. San Diego, Academic Press Publ. 467. <https://doi.org/10.1016/C2009-0-21244-X>.
11. van der Hoef M. A., Ye M., van Sint Annaland M., Andrews IV A. T., Sundaresan S., Kuipers J. A. M. (2006) Multiscale Modeling of Gas-Fluidized Beds. *Advances in Chemical Engineering*, 31, 65–149. [https://doi.org/10.1016/s0065-2377\(06\)31002-2](https://doi.org/10.1016/s0065-2377(06)31002-2).
12. Deen N. G., van Sint Annaland M., van der Hoef M. A., Kuipers J. A. M. (2007) Review of Discrete Particle Modeling of Fluidized Beds. *Chemical Engineering Science*, 62 (1–2), 28–44. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2006.08.014>.

13. Ge W., Wang W., Yang N. (2011) Meso-Scale Oriented Simulation Towards Virtual Process Engineering (VPE) – The EMMS Paradigm. *Chemical Engineering Science*, 66 (19), 4426–4458. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2011.05.029>.
14. Dai Q., Chen C., Qi H. (2016) Influence of Meso-Scale Structures on Drag in Gas-Solid Fluidized Beds. *Powder Technology*, 288, 87–95. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2015.10.031>.
15. Mitrofanov A., Mizonov V., Camelo A., Tannous K. (2019) Application of the Theory of Markov Chains to Theoretical Study of Processes in a Circulating Fluidized Bed. *Particulate Science and Technology*, 37 (8), 1028–1033. <https://doi.org/10.1080/02726351.2018.1525459>.
16. Mitrofanov A., Mizonov V., Shuina E., Kasatkina N., Shpeynova N. (2019) Theoretical and Experimental Study of Particulate Solids Drying in Circulating Fluidized Bed. *Journal of Heat and Mass Transfer*, 18 (2), 267–276. <https://doi.org/10.17654/hm018020267>.
17. Mitrofanov A. V., Mizonov V. E., Vasilevich S. V., Malko M. V. (2021) Experiments and Computational Research of Biomass Pyrolysis in a Cylindrical Reactor. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 64 (1), 51–64. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-1-51-64> (in Russian).
18. Mitrofanov A. V., Mizonov V. E., Tannous K., Ovchinnikov L. N. (2018) A Markov Chain Model to Describe Fluidization of Particles with Time-Varying Properties. *Particulate Science and Technology*, 36 (2), 244–253. <https://doi.org/10.1080/02726351.2016.1243180>.
19. Berthiaux H., Mizonov V., Zhukov V. (2005) Application of the Theory of Markov Chains to Model Different Processes in Particle Technology. *Powder Technology*, 157 (1–3), 128–137. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2005.05.019>.
20. Beckman I. N. (2017) *Higher Mathematics: the Mathematical Apparatus of Diffusion*. 2<sup>nd</sup> ed. Moscow, Yurajt Publ. 459 (in Russian).
21. Mikhailov M. D., Silva Freire A. P. (2013) The Drag Coefficient of a Sphere: An Approximation Using Shanks Transform. *Powder Technology*, 237, 432–435. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2012.12.033>.
22. Stanly R., Shoev G. (2018) Detailed Analysis of Recent Drag Models Using Multiple Cases of Monodisperse Fluidized Beds with Geldart-B and Geldart-D Particles. *Chemical Engineering Science*, 188 (12), 132–149. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2018.05.030>.
23. Zhou Z-F., Zhu D-Q., Lu G-Y., Chen B., Wu W-T., Li Y-B. (2019) Evaluation of the Performance of the Drag Force Model in Predicting Droplet Evaporation for R134a Single Droplet and Spray Characteristics for R134a Flashing Spray. *Energies*, 12 (24), 4618. <https://doi.org/10.3390/en12244618>.
24. Haider A., Levenspiel O. (1989) Drag Coefficient and Terminal Velocity of Spherical and Non-Spherical Particles. *Powder Technology*, 58 (1), 63–70. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(89\)80008-7](https://doi.org/10.1016/0032-5910(89)80008-7).
25. Khan A. R., Richardson J. F. (1987) The Resistance to Motion of a Solid Sphere in a Fluid. *Chemical Engineering Communications*, 62 (1–6), 135–150. <https://doi.org/10.1080/00986448708912056>.
26. Turton R., Levenspiel O. (1986) A Short Note on the Drag Correlation for Spheres. *Powder Technology*, 47 (1), 83–86. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(86\)80012-2](https://doi.org/10.1016/0032-5910(86)80012-2).
27. Flemmer R. L. C., Banks C. L. (1986) On the Drag Coefficient of a Sphere. *Powder Technology*, 48 (3), 217–221. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(86\)80044-4](https://doi.org/10.1016/0032-5910(86)80044-4).
28. Esin A., Altun M. (1984) Correlation of Axial Mixing of Solids in Fluidized Beds by a Dispersion Coefficient. *Powder Technology*, 39 (2), 241–244. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(84\)85041-x](https://doi.org/10.1016/0032-5910(84)85041-x).
29. Ippolito I., Samson L., Bourles S., Hulin J.-P. (2000) Diffusion of a Single Particle in a 3D Random Packing of Spheres. *European Physical Journal E*, 3 (3), 227–236. <https://doi.org/10.1007/pl00013679>.
30. Qin Z., Fox R., Subramaniam S., Pletcher R., Zhang L. (2011) On the Apparent Particle Dispersion in Granular Media. *Advanced Powder Technology*, 22 (6), 728–734. <https://doi.org/10.1016/j.apt.2010.10.010>.
31. Mizonov V., Mitrofanov A., Ogurtsov A., Tannous K. (2014) Modeling of Particle Concentration Distribution in a Fluidized Bed by Means of the Theory of Markov Chains. *Particulate Science and Technology*, 32 (2), 171–78. <https://doi.org/10.1080/02726351.2013.839016>.
32. Ogurtsov A. V., Mitrofanov A. V., Mizonov V. E., Ogurtsov V. A., Tannous K. (2009) Computational and Experimental Study of the Distribution of Solid Particles in an Apparatus with a Two-Dimensional Fluidized Bed. *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii, Seriya Khimiya i Khimicheskaya Tekhnologiya*, 52 (11), 131–134 (in Russian).

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-363-376>

УДК 629.331-504

## Совместное сжигание продуктов пиролиза шин и древесных пеллет

А. В. Гриценко<sup>1)</sup>, Н. В. Внукова<sup>2)</sup>, Е. И. Позднякова<sup>2)</sup>

<sup>1)</sup>Научно-исследовательское учреждение «Украинский научно-исследовательский институт экологических проблем» (Харьков, Украина),

<sup>2)</sup>Харьковский национальный автомобильно-дорожный университет (Харьков, Украина)

© Белорусский национальный технический университет, 2021  
Belarusian National Technical University, 2021

**Реферат.** К числу основных источников загрязнения окружающей среды относятся теплоэлектростанции. Ухудшение качества традиционных углеродсодержащих энергоносителей ведет к необходимости развития технологий совместного сжигания биотоплива и угля на малых и крупных электростанциях. В настоящей статье предлагается концепция использования твердых отходов переработки шин путем добавления в состав смесового топлива «уголь – древесные отходы» в качестве заменителя угля шлака, образующегося при утилизации изношенных шин методом пиролиза. Цель исследования – определение возможности повышения теплотворной способности древесных пеллет путем совместного их сжигания с пиролизным шлаком вместо угля без увеличения нагрузки на окружающую среду. При этом ставились задачи: определение низшей теплоты сгорания смесовых топлив и оценка ее изменения при замене угля на шлак; определение влажности, содержания общей серы, выхода летучих веществ, зольности смесовых топлив по стандартным методикам и оценка изменения этих параметров при замене угля на шлак при одинаковых соотношениях компонентов; определение оптимальных соотношений компонентов в смесовых топливах, не увеличивающих нагрузку на окружающую среду при замене угля на пиролизный шлак. Установлено, что при замене угля шлаком происходит повышение теплотворной способности на 37–45 %, уменьшение содержания золы на 37–42 %, увеличение выхода летучих веществ. Вместе с тем содержание серы увеличивается на 5,6–18 %. Для снижения выброса диоксидов серы рекомендуется применение традиционного очистного оборудования. Результаты исследования позволяют обосновать возможности замены угля шлаком в смесовых топливах при определенных соотношениях компонентов. Предложено новое направление использования твердых продуктов утилизации резинотехнических изделий, в частности изношенных шин, методом пиролиза в смесовых топливах «шлак – древесные пеллеты» для малых и средних энергетических установок.

**Ключевые слова:** шлак, смесовые топлива, теплота сгорания, зола, сера, выход летучих веществ, отходы, малая энергетика, пиролиз

**Для цитирования:** Гриценко, А. В. Совместное сжигание продуктов пиролиза шин и древесных пеллет / А. В. Гриценко, Н. В. Внукова, Е. И. Позднякова // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2021. Т. 64, № 4. С. 363–376. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-363-376>

---

### Адрес для переписки

Гриценко Анатолий Владимирович  
Научно-исследовательское учреждение  
«Украинский научно-исследовательский институт  
экологических проблем»  
ул. Бакулина, 6,  
61166, г. Харьков, Украина  
Тел.: +38 057 702-15-92  
directorniiep@gmail.com

### Address for correspondence

Grytsenko Anatolii V.  
Research Institution  
“Ukrainian Scientific Research Institute  
of Ecological Problems”  
6, Bakulina str.,  
61166, Kharkov, Ukraine  
Tel.: +38 057 702-15-92  
directorniiep@gmail.com

---

## Co-Combustion of Tire Pyrolysis Products and Wood Pellets

A. V. Grytsenko<sup>1</sup>, N. V. Vnykova<sup>2</sup>, O. I. Pozdnyakova<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Research Institution “Ukrainian Scientific Research Institute of Ecological Problems” (Kharkov, Ukraine),

<sup>2</sup>Kharkov National Automobile and Highway University (Kharkov, Ukraine)

**Abstract.** Thermal power plants remain one of the main sources of environmental pollution. The deterioration of the quality of traditional carbon-containing energy resources leads to the need to develop technologies for co-combustion of biofuel and coal at small and large power plants. The paper proposes the concept of using solid waste from tire recycling by adding to the composition of the mixed fuel “coal – wood waste” as a substitute for coal slag, which is formed during the utilization of worn-out tires by pyrolysis. The aim of the work was to determine the possibility of increasing the calorific value of wood pellets by co-firing with pyrolysis slag instead of coal without increasing the burden on the environment. At the same time, the following tasks have been set: to determine the lowest combustion heat of mixed fuels and assess its change when replacing coal with slag; to determine moisture content, total sulfur content, volatile matter yield, ash content of mixed fuels according to standard methods; to assess the change in these parameters when replacing coal with slag at the same component ratios; to determine the optimal ratios of components in mixed fuels, which will not increase the burden on the environment when replacing coal with pyrolysis slag. It has been determined that replacing coal with slag results in an increase in calorific value by 37–45 %, a decrease in ash content by 37–42 %, and an increase in the yield of volatile substances. At the same time, the sulfur content increases by 5.6–18 %. The use of traditional cleaning equipment is recommended in order to reduce the emission of sulfur dioxide. The research results make it possible to substantiate the possibility of replacing coal with slag in mixed fuels at certain ratios of components. A new direction of using solid products from recycling of rubber products, i.e. worn-out tires, has been proposed by the pyrolysis method in mixed fuels “slag-wood pellets” for small and medium-sized power plants.

**Keywords:** slag, mixed fuels, calorific value, ash, sulfur, volatile content, waste, small energy, pyrolysis

**For citation:** Grytsenko A. V., Vnykova N. V., Pozdnyakova O. I. (2021) Co-Combustion of Tire Pyrolysis Products and Wood Pellets. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 64 (4), 363–376. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-4-363-376> (in Russian)

### Введение

Несмотря на интенсивное развитие альтернативных источников энергии, основным энергоресурсом по-прежнему остается углеродсодержащее сырье. Вероятно, эта ситуация сохранится и в ближайшие десятилетия. В настоящее время около 36 % электроэнергии в мире вырабатывается на угольных тепловых электрических станциях (ТЭС), которые, таким образом, относятся к числу основных стационарных источников загрязнения окружающей среды. Как известно [1], на долю процессов сгорания приходится более 95 % эмиссии CO<sub>2</sub>, 85 % SO<sub>2</sub>. Кроме того, шлак и пеллеты получают из отходов, а в большинстве промышленно развитых стран значительная часть отходов утилизируется сжиганием [2]. Ухудшение качества традиционных углеродсодержащих энергоресурсов ведет к необходимости

развития технологий сжигания биотоплива не только в коммунальном секторе для целей теплоснабжения, но и для производства электроэнергии даже на крупных электростанциях.

Уменьшить вредное воздействие сжигающих уголь ТЭС можно несколькими способами: совершенствованием технологии сжигания топлива, конструкции котлов и горелок; установкой пылегазоочистного оборудования; улучшением качества топлива.

Первые два направления требуют больших капиталовложений и имеют длительный срок окупаемости. Высокая стоимость современного пылегазоочистного оборудования ограничивает возможности его применения на объектах малой и средней энергетики. Запасы высококачественных углей с низким содержанием серы и золы ограничены, а использование энергетических углей с содержанием золы более 30 % существенно осложняет работу пылегазоочистного оборудования [3].

Сжигание смесевых топлив на основе каменных углей и биомассы – самый низкокзатратный способ сокращения эмиссии токсичных веществ. Половина из производимых в мире пеллет используется в качестве топлива на ТЭС [4]. Совместное сжигание угля и биомассы (древесина, рисовая шелуха, овсяная солома, сахарный тростник, отходы переработки оливок и др.) распространено в ряде развитых стран Европы (Германия, Финляндия, Швеция), Канаде, Китае, Индии и США. Данная технология реализована не менее чем на 230 предприятиях мало- и крупнотоннажного сжигания смесевых топлив на основе углей и биомассы, причем как в рамках экспериментов, так и в условиях многолетней работы котельных агрегатов ТЭС [3, 5].

Обзор методов совместного сжигания углей и отходов древесины в составе смесевых топлив [3] позволил выделить следующие основные технологии:

- сжигание в циклонных котлах при добавлении не более 5 % древесины;
- использование пылеугольных топок с возможностью добавления до 20 % древесины;
- совместное сжигание в кипящем слое при содержании древесных отходов 10–20 %;
- применение котлов со слоевыми топками, в которых содержание древесины может варьироваться от 0 до 100 %.

Все перечисленные технологии имеют преимущества и недостатки и нашли практическое применение. Известны несколько способов совместного и раздельного введения отходов древесины и угля в топку [6]. Наиболее перспективной считается технология совместного сжигания пеллет с углем в пылеугольных котлах, при которой биомасса готовится в автономной системе подачи и помола. Далее пеллеты сжигаются в горелках, оптимизированных для сжигания биомассы [7].

Согласно различным исследованиям [5, 7], содержание пеллет в топливных смесях с углями может составлять от 5 до 50 %. Однако считается,

что устойчивое горение смесевых топлив возможно при содержании древесных отходов до 10 %.

Использование смесевых топлив на основе древесных отходов и углей положительно повлияет не только на экологические, но и на технические характеристики энергетических установок. Так, применение смесевых топлив на основе углей и биомассы в котлах со слоевыми топками приводит к повышению эффективности работы электростанций [8–10]. Причем при производстве тепловой энергии добавление до 10 % биомассы приводит к снижению энергетических характеристик энергоустановок не более чем на 5 % [11, 12]. Использование смесевых топлив на малых и средних ТЭС (мощностью 15 кВт – 150 МВт) обеспечивает надежную работу агрегатов и снижение эмиссии токсичных веществ в окружающую среду [13–15].

В работах отечественных и зарубежных авторов проанализированы преимущества использования смесевых топлив на основе угля и отходов древесины на промышленных установках [5, 16–19], в общем виде их можно представить следующим образом [20]:

а) снижаются цены на приобретение топлива (в среднем в США стоимость пеллет почти на 20 % ниже стоимости угля) и происходит диверсификация рынка энергоносителей, привлечение возобновляемых ресурсов в энергетический баланс; в результате повышается энергетическая независимость государства;

б) уменьшается эмиссия оксидов серы, азота, а также золы;

в) сокращается сброс отходов биомассы в отвалы;

г) снижаются выбросы парниковых газов (сокращение достигает более 60 %) [4];

д) увеличивается возможность использования местного биотоплива и продуктов утилизации шин;

е) повышается эффективность котлов со слоевыми топками.

Кроме того, основным преимуществом совместного сжигания является использование уже существующего котельного оборудования [4]. Дооснащение существующих электростанций под использование биомассы требует значительно меньших капитальных затрат, чем строительство новых.

К недостаткам технологии можно отнести низкую плотность и калорийность твердой биомассы, а иногда и высокую влажность [21].

Таким образом, совместное сжигание углей и древесных отходов имеет ряд экологических, экономических и, по мнению некоторых авторов, технических преимуществ. В настоящее время оно интенсивно развивается в ряде стран Европы, Америки, Азии, а также в России. Положительный эффект может быть достигнут при различных технологиях совместного сжигания и подготовки смесевых топлив на промышленных и опытных установках. В основном добавки биотоплива применяются в случае использования углей с высоким содержанием золы и серы.

Как показывает анализ научных работ, возможность использования в смесях с древесиной вместо углей углеродсодержащих отходов изучена



недостаточно. Например, в [22] обосновано получение экологического и экономического эффекта от совместного использования отходов нефтепереработки и древесных горючих отходов в качестве твердого топлива для локальных систем теплоснабжения. Причем отходы нефтепереработки в таких смесевых топливах заменяют уголь. В [23] предлагается использовать твердое гранулированное топливо на основе твердого продукта пиролиза резинотехнических изделий (РТИ), отходов древесины и азотсодержащих веществ в соотношении соответственно (50–70)/(20–30)/(5–10) массовых процентов. Однако использование такого топлива возможно только по технологии кипящего слоя и приводит к увеличению эмиссии оксидов азота.

В [24] на основе сравнительного анализа свойств пиролизного шлака, углей и пеллет и оценочных расчетов предложена полезная модель смесевоего топлива на основе пиролизного шлака изношенных шин и древесных пеллет. Соотношения компонентов обоснованы расчетным путем, экспериментальная проверка влияния шлака на экологические характеристики процессов горения проведена не была.

Таким образом, возможность использования в топливных смесях отходов переработки РТИ, в частности изношенных шин, изучена недостаточно.

#### **Концепция совместного использования отходов в качестве топлива**

Предлагаемая концепция использования твердых отходов переработки шин заключается в добавлении в состав смесевоего топлива «уголь – древесные отходы» в качестве заменителя угля шлака, образующегося при утилизации изношенных шин методом пиролиза. Содержание углерода в твердом пиролизном шлаке соответствует аналогичному показателю для антрацита. Следовательно, твердые продукты пиролиза можно использовать как хорошее высококалорийное топливо, по величине теплоты сгорания сходное с антрацитом [25], если при этом не возрастает эмиссия токсичных веществ в окружающую среду.

В последние годы появились пиролизные установки нового поколения для утилизации РТИ, в частности изношенных шин. Они успешно применяются в Польше, Китае и США [26, 27]. Основное назначение таких установок – производство аналогов жидкого топлива. Однако одним из продуктов пиролиза, как известно, всегда является твердый углеродистый остаток (шлак), который не может быть использован в качестве адсорбента без специальной обработки [28]. По нашему мнению, применение пиролизного шлака в смесевом топливе вместо угля позволит использовать такие отходы в качестве энергоресурсов без дополнительной обработки.

Свойства шлака и углей во многом подобны [25, 26, 29]. Например, содержание серы и зольность шлака не выше, чем в высококачественных марках энергетических углей, и существенно ниже, чем в некоторых сор-

тах антрацитового штыба и газовых углях. Так, в Украине 49 % ТЭС спроектированы для работы на низкорреакционном антрацитовом штыбе и тощем угле, зольность которых достигает 37 %, а теплота сгорания не превышает 17,5 МДж/кг [3, 29]. Кроме того, твердые продукты пиролиза имеют низкую стоимость, и частичная замена ими угля позволит снизить затраты на закупку топлива.

В данной статье предлагается использовать на объектах малой и средней энергетики смесевые топлива на основе пиролизного шлака РТИ и древесных пеллет. Это позволит обеспечить необходимую теплотворную способность топлива на действующем оборудовании (как и при использовании смесей «уголь – пеллеты»), сократить потребление ископаемого сырья и эмиссию токсичных веществ в окружающую среду за счет меньшей зольности шлака, а также найти новую область применения продуктов утилизации РТИ, в частности изношенных шин. Предлагаемое двухкомпонентное топливо позволит обеспечить выполнение экологических и энергетических требований к промышленным котельным малой и средней мощности.

В силу менее значимого влияния малой энергетики на окружающую среду на ее объектах в качестве местного топлива могут использоваться горючие отходы, в том числе пиролизный шлак, что сокращает расходы на транспортировку топлива, способствует утилизации отходов и экономии природного сырья.

В последние годы увеличивается спрос на отопительные промышленные котлы, использующие в качестве твердого топлива пеллеты. При несомненном преимуществе пеллет с точки зрения воздействия на окружающую среду их теплотворная способность ниже, чем у самых низкоккачественных углей.

Цель данного исследования – определение возможности повышения теплотворной способности древесных пеллет путем совместного их сжигания с пиролизным шлаком вместо угля без увеличения нагрузки на окружающую среду. При этом ставились задачи: определение низшей теплоты сгорания смесевых топлив и оценка ее изменения при замене угля на шлак; определение влажности, содержания общей серы, выхода летучих веществ, зольности смесевых топлив по стандартным методикам и оценка изменения этих параметров при замене угля на шлак при одинаковых соотношениях компонентов; определение оптимальных соотношений компонентов в смесевых топливах, не увеличивающих нагрузку на окружающую среду при замене угля на пиролизный шлак.

### **Характеристика объектов исследования и экспериментальные данные**

Свойства пиролизного шлака, как известно, зависят от состава исходного сырья, температурного режима и технологических особенностей установок [28] и могут изменяться в широких пределах (табл. 1) [20]. Иссле-

дуюм шлак, полученный методом среднетемпературного пиролиза изношенных шин на установке украинского производства. Сравним характеристики смесевых топлив на его основе с характеристиками смесевых топлив на основе углей марки АШ, часто используемых на объектах малой энергетики (табл. 1). Высокое содержание золы и низкая калорийность таких углей отмечены в [29, 30]. Поскольку в настоящее время в Украине нет единого стандарта на древесные пеллеты, рассмотрим средние по свойствам пеллеты украинских производителей (табл. 1) [20].

Таблица 1

Характеристики компонентов смесевых топлив

Characteristics of composite fuels components

Компонент топлива	Содержание общей серы $S_t^d$ , %	Влажность $W$ , %	Зольность $A^d$ , %	Выход летучих веществ $V^{daf}$ , %	Низшая теплота сгорания $Q$ , МДж/кг
Пиролизный шлак	2,40	2,5	12,5	5,2	28,2
Антрацитовый штыб	2,00	9,0	21,4	6,0	18,9
Древесные пеллеты	0,02	7,5	1,3	78,0	17,5

При исследовании совместного сжигания антрацитового штыба и древесных биогранул установлено, что при содержании биогранул до 40 % теплотехнические характеристики котлов не ухудшаются [30]. В [3] обоснована возможность увеличения доли древесины в смесевых топливах до 50 %. С учетом этих данных проанализированы смеси пиролизного шлака и древесных пеллет при соотношениях компонентов 50/50 (табл. 2, смесь 1.1). Соотношение шлак/пеллеты в смесях 1.2, 1.3 соответственно 80/20, 90/10. Для сравнения даны характеристики смеси «уголь – пеллеты» при таких же соотношениях компонентов (табл. 2, смеси 2.1–2.3).

Такие характеристики топлив, как низшая теплота сгорания ( $Q$ ), зольность ( $A^d$ ), влажность ( $W$ ), содержание общей серы ( $S_t^d$ ) и выход летучих веществ ( $V^{daf}$ ), используются традиционно для обоснования возможности их эффективного применения при сжигании в топках энергетического оборудования. К числу основных экологических показателей, характеризующих воздействие процессов горения на окружающую среду, относятся зольность топлива и массовое содержание в нем серы. Экологические характеристики процессов горения пиролизного шлака определяли по стандартным методикам в смесях 1.1–1.3. Определение низшей теплоты сгорания проводилось при помощи калориметрической бомбы на калориметре сжигания АБК-1 по стандартной методике [31]. Указанные характеристики для смесей «уголь АШ – пеллеты» (смеси 2.1–2.3) при таких же соотношениях компонентов приведены в табл. 2.

Как видно из табл. 2, практически все исследованные характеристики смесей «шлак – пеллеты» лучше, чем «уголь – пеллеты» (кроме содержания серы), при соответствующих соотношениях компонентов.

Таблица 2

**Характеристики смесевых топлив**  
**Composite fuels characteristics**

№ смеси	Соотношение «углеродсодержащий компонент/пеллеты»	Содержание общей серы $S_T^d$ , %	Зольность $A^d$ , %	Низшая теплота сгорания $Q$ , МДж/кг	Выход летучих веществ $V^{daf}$ , %
Смесевые топлива «пиролизный шлак – древесные пеллеты»					
1.1	50/50	1,70	7,70	24,83	43,80
1.2	80/20	1,95	10,10	26,20	19,20
1.3	90/10	2,30	11,20	26,80	15,16
1.4	10/90	0,34	4,81	20,04	74,40
1.5	20/80	0,58	5,65	21,19	67,40
Смесевые топлива «уголь АШ – древесные пеллеты»					
2.1	50/50	1,61	12,30	18,00	41,20
2.2	80/20	1,80	17,30	18,20	18,10
2.3	90/10	2,12	19,40	18,40	14,30
2.4	10/90	0,31	5,65	17,72	70,70
2.5	20/80	0,49	7,70	17,85	63,20

В табл. 3 приведены результаты расчета относительного изменения параметров смесевых топлив, полученные на основании данных табл. 2.

Таблица 3

**Результаты расчета относительного изменения параметров смесей**  
**Results of calculating relative change in parameters of mixtures**

Соотношение «углеродсодержащий компонент/пеллеты»	Изменение низшей теплоты сгорания $\Delta Q$	Изменение зольности $\Delta A^d$	Изменение содержания общей серы $\Delta S_T^d$	Изменение выхода летучих веществ $\Delta V^{daf}$
50/50	6,83/37,90	4,60/37,30	0,09/5,60	2,30/5,60
80/20	8,00/43,95	7,20/41,42	0,15/8,30	1,10/6,07
90/10	8,40/45,65	8,20/42,26	0,18/8,49	0,86/6,00
10/90	2,32/13,09	0,84/14,60	0,03/9,67	3,70/5,20
20/80	3,34/18,70	2,05/26,60	0,09/18,40	4,20/6,60

В числителе дроби приведены абсолютные изменения параметров смесей «шлак – пеллеты», а в знаменателе – процент изменения этих параметров по отношению к смесям «уголь – пеллеты» при соответствующих соотношениях компонентов. При расчетах за 100 % принимали значения каждого параметра в смесях «уголь – пеллеты» при соответствующих соотношениях компонентов в смесевых топливах.

Согласно полученным данным, замена угля на шлак в смесевых топливах 1.1–1.3 приводит к повышению теплотворной способности на 37–45 % в зависимости от соотношения компонентов. При этом содержание золы

уменьшается на 37–42 % по отношению к смесям «уголь – пеллеты». Содержание серы в таких смесях увеличивается на 5,6–18 % по сравнению со смесями 2.1–2.3, причем в абсолютных числах оно изменяется только на 0,09–0,18. Таким образом, замена угля на пиролизный шлак в смесевых топливах ведет к увеличению эмиссии диоксидов серы. Для снижения их выбросов рекомендуется применять очистное оборудование.

Согласно данным табл. 3, замена угля на шлак увеличивает выход летучих веществ в среднем на 6 % вне зависимости от соотношения компонентов в смесях. Введение пеллет в смесевые топлива приводит к росту выхода летучих веществ по сравнению как со шлаком, так и с углем (табл. 1). Известно, что увеличение выхода летучих веществ в смесях «уголь – пеллеты» [5] свидетельствует о снижении максимальной температуры термического разложения, а процесс полного разложения топлива проходит при более низких температурах и увеличении скорости этого процесса. Очевидно, выход летучих веществ растет и при использовании смесей «шлак – пеллеты». Кроме того, увеличение выхода летучих веществ в результате использования пеллет позволяет сократить расход природного газа для подсветки топок промышленных энергоустановок, работающих на твердом топливе [32].

Согласно [1–3], составы 1.1–1.3 (табл. 2) рекомендуются для факельного сжигания, сжигания в кипящем и циркулирующем кипящем слое. При использовании этих технологий возможна эффективная замена высокозольного угля с содержанием серы более 2,4 % на пиролизный шлак при совместном сжигании с древесными пеллетами.

Смеси 1.4, 1.5 (табл. 2) можно использовать в котлах со слоевыми топками [3], причем по своим характеристикам они не уступают смесям 2.4, 2.5 (уголь – пеллеты). Замена угля на шлак приводит к увеличению теплотворной способности таких смесевых топлив, уменьшению зольности и эмиссии твердых частиц, а также незначительному увеличению содержания серы. Введение в древесные пеллеты добавок пиролизного шлака повышает калорийность топлива, при этом оно может использоваться без существенных технологических изменений в конструкции топливных котлов. Полученные авторами результаты коррелируют с данными, представленными в работе [33], в которой на основе математической модели обоснованы преимущества применения многокомпонентных твердых смесей, состоящих из древесного сырья (не менее 70 %) и углеводородсодержащих отходов, при сжигании в котельных для локальных систем теплоснабжения.

## ВЫВОДЫ

1. Экспериментально определены основные экологические характеристики процессов сжигания смесевых топлив на основе низкокачественного угля АШ и древесных пеллет, а также смесей «пиролизный шлак – древесные пеллеты». Установлено, что введение в древесные пеллеты добавок пиролизного шлака повышает калорийность топлива, при этом оно может использоваться без существенных технологических изменений в конструкции топливных котлов.

2. Показано, что замена угля на шлак (в соответствующих соотношениях) в смесевых топливах повышает теплоту сгорания и выход летучих веществ, при этом зольность смесей снижается.

3. Замена угля на пиролизный шлак, полученный при утилизации шин, увеличивает содержания серы в смесевых топливах, что вызывает необходимость установки очистного оборудования.

4. Смесевые топлива с соотношением пиролизный шлак/древесные пеллеты от 50/50 до 90/10 можно рекомендовать в качестве равнозначного заменителя смесевых топлив «уголь – пеллеты» для малых и средних энергетических установок, если содержание золы в угле не менее 12,5 %, а серы – не менее 2,4 %.

5. Смеси пиролизный шлак/древесные пеллеты с соотношением 10/90, 20/80 рекомендуются для слоевого сжигания на малых и средних энергетических установках.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Комбинированное сжигание потоков различных промышленных отходов в топках котлов. Часть 2 / Ю. П. Ярмольчик [и др.] // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2020. Т. 63, № 6. С. 526–540. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-6-526-540>.
2. Комбинированное сжигание потоков различных промышленных отходов в топках котлов. Часть 1 / Ю. П. Ярмольчик [и др.] // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2020. Т. 63, № 3. С. 236–252. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-3-236-252>.
3. Обзор технологий совместного сжигания биомассы и угля на электрических станциях зарубежных стран / Н. М. Жовмир [и др.] // Промышленная теплотехника. 2006. Т. 28, № 2. С. 75–85.
4. Любов, В. К. Совместное сжигание каменного угля с биотопливом / В. К. Любов, А. Е. Ивтунь // Вест. Череповец. гос. ун-та. 2016. № 5. С. 16–21.
5. Янковский, С. Я. Совершенствование технологии пылевидного сжигания угля на ТЭС за счет добавления мелкодисперсной древесины / С. Я. Янковский. Томск, 2017. 122 с.
6. Рациональный выбор топлива для муниципальной котельной, или При каких условиях уголь может стать альтернативой природному газу / С. М. Назаров [и др.] // Новости теплоснабжения. 2006. № 3. С. 34–45.
7. Голубев, В. А. Обоснование и совершенствование способов энергетического использования растительных отходов / В. А. Голубев. Барнаул, 2014. 160 с.
8. Perez Jeldres, R. A. Estudio y Modelación de la Co-Combustión con Formación de Depósitos en Reactores a Combustión / R. A. Perez Jeldres. Concepción, Universidad de Concepción, 2016. 265 p.
9. Krzywański, J. Model Research of Gas Emissions from Lignite and Biomass Co-Combustion in a Large Scale CFB Boiler / J. Krzywański, R. Rajczyk, W. Nowak // Chemical and Process Engineering. 2014. Vol. 35, No 2. P. 217–231. <https://doi.org/10.2478/cpe-2014-0017>.
10. Full-Scale Co-Firing of Straw and Coal / L. S. Pedersen [et al.] // Fuel. 1996. Vol. 75, No 13. P. 1584–1590.
11. Янковский, С. А. Анализ мирового опыта сжигания смесевых топлив в топках котлоагрегатов тепловых электростанций / С. А. Янковский // Главный энергетик. 2018. № 7. С. 62–77.

12. Research of Heat Rates Effect on the Process of Fuel-Bed Gasification of “Balakhtinskoe”, “Osinnikovskoe”, “Krasnogorskoe” and “Borodinskoe” Coal Deposits / A. Zenkov [et al.] / MATEC Web of Conferences. 2016. Vol. 72. Article 01131. <https://doi.org/10.1051/matec-conf/20167201131>.
13. Biomass Co-Firing: An Efficient Way to Reduce Greenhouse Gas Emissions [Electronic resource] / K. Veijonen [et al.]. European Bioenergy Networks, 2000. Mode of access: [https://ec.europa.eu/energy/sites/ener/files/documents/2003\\_cofiring\\_eu\\_bionet.pdf](https://ec.europa.eu/energy/sites/ener/files/documents/2003_cofiring_eu_bionet.pdf). Date of access: 04.06.2019.
14. Ash Deposition in Biomass Combustion or Co-Firing for Power / Y. Shao [et al.] // Energies. 2012. Vol. 5, Iss. 12. P. 5171–5189. <https://doi.org/10.3390/en5125171/>.
15. Al-Mansour, F. An Evaluation of Biomass Co-Firing in Europe / F. Al-Mansour, J. Zuwala // Biomass and Bioenergy. 2010. Vol. 34, Iss. 5. P. 620–629. <https://doi.org/10.1016/j.biombioe.2010.01.004>.
16. Key World Energy Statistics 2007 [Electronic resource] / International Energy Agency (IEA). 2007. Mode of access: [http://large.stanford.edu/courses/2011/ph240/demori1/docs/key\\_stats\\_2007.pdf](http://large.stanford.edu/courses/2011/ph240/demori1/docs/key_stats_2007.pdf). Date of access: 04.06.2019.
17. Sebastián, F. Cofiring Versus Biomass-fired Power Plants: GHG (Greenhouse Gases) Emissions Savings Comparison by Means of LCA (Life Cycle Assessment) Methodology / F. Sebastián, J. Royo, M. Gómez // Energy. 2011. Vol. 36, Iss. 4. P. 2029–2037. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2010.06.003>.
18. Исламова, С. И. Исследование эффективности преобразования энергии при термической утилизации древесной биомассы / С. И. Исламова, Е. К. Вачагина // Изв. высш. учеб. заведений. Проблемы энергетики. 2015. № 9–10. С. 3–11. <https://doi.org/10.30724/1998-9903-2015-0-9-10-3-11>.
19. Investigation of Slagging in Pulverized Fuel Co-Combustion of Biomass and Coal at a Pilot-Scale Test Facility / T. Heinzel [et al.] // Fuel Process Technology. 1998. Vol. 54. P. 109–125. [https://doi.org/10.1016/s0378-3820\(97\)00063-5](https://doi.org/10.1016/s0378-3820(97)00063-5).
20. Pozdnyakova, O. The Worn Tyres Pyrolysis’ Solid Products Opportunity Application as Fuel Substitute Assessment / O. Pozdnyakova, N. Vnykova // Environmental Problems. 2017. Vol. 2, No 4. P. 199–200.
21. Совместное сжигание угля и биомассы в факельных котлоагрегатах [Электронный ресурс] / Т. С. Щудло [и др.] // Горение твердого топлива: материалы VIII Всероссийской конф. с междунар. участием, 3–16 нояб. 2012. Режим доступа: <http://www.itp.nsc.ru/conferences/gtt8/files/111Shchudlo.pdf>. Дата доступа: 30.05.2019.
22. Хрусталева, Б. М. Твердое топливо из углеводородсодержащих, древесных и сельскохозяйственных отходов для локальных систем теплоснабжения / Б. М. Хрусталева, А. Н. Пехота // Энергетика. Изв. высш. учебн. заведений и энерг. объединений СНГ. 2017. Т. 60, № 2. С. 147–158. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-2-147-158>.
23. Твердотопливная гранулированная композиция и способ ее получения: пат. № 2484124 Российская Федерация. МПК C10/C10L/C10L5 / В. И. Назаров, Д. А. Макаренко, Е. А. Баринский. Опубл. 10.01.2013.
24. Спосіб одержання комплексного палива для енергетичних пристроїв малої та середньої потужності з продуктів переробки промислових відходів: пат. № 116918 Україна, МПК C10L5/44 (2006.01)C10L5/48(2006.01) / А. М. Туренко, Н. В. Внукова, О. І. Позднякова. Опубл. 25.01.2017.
25. Булавин, О. В. Применение низкотемпературного пиролиза для переработки автомобильных шин / О. В. Булавин, В. М. Пашкевич // Экологические проблемы промышленных мегаполисов: материалы междунар. науч.-практ. конф.: в 2 т. Донецк: Лебедь, 2004. Т. 2. С. 103–108.
26. Pyrolysis Process of Whole Waste Tires as a Biomass Energy Recycling / M. Ryms [et al.] // Ecological Chemistry and Engineering S. 2013. Vol. 20, No 1. P. 93–107. <https://doi.org/10.2478/eces-2013-0007>.

27. Pyrolassist – Pyrolysis Consultants [Electronic resource] / Maura Keller // USA Archives – Edition of American Recycler News. 2017. Mode of access: <https://pyrolassist.com/environment/8>. Date of access: 30.05.2019.
28. Cunliffe, A. M. Properties of Chars and Activated Carbons Derived from the Pyrolysis of Used Tyres / A. M. Cunliffe, P. T. Williams // *Environmental Technology*. 1998. Vol. 19, No 12. P. 1177–1190. <https://doi.org/10.1080/09593331908616778>.
29. Энергетика: история, настоящее и будущее: в 5 т. / С. Г. Плачкова [и др.]; под общ. ред. С. Г. Плачкова. 2-е изд. Киев, 2012–2013. Т. 3. Ч. 1. 343 с.
30. Исследование сосжигания антрацитового штыба и биогранул в отопительном котле с топкой с высокотемпературным кипящим слоем / А. В. Михалев [и др.] // *Промышленная теплотехника*. 2006. Т. 28, № 1. С. 64–68.
31. Палива тверді мінеральні. Визначення найвищої теплоти згорання методом спалювання в калориметричній бомбі та обчислення найнижчої теплоти згорання: ДСТУ ISO 1928:2006 (ISO 1928:1995, IDT). Введ. 01.07.2008. Київ: Держстандарт України: Національний науковий центр «Інститут метрології», 2008. 46 с.
32. Филатов, В. І. Сумісне спалювання біомаси та антрациту в паровому котлі блоку 300 Мвт / В. І. Филатов, О. Ю. Тишко // *Енергетика: економіка, технології, екологія*. 2018. № 2. С. 38–42.
33. Хрусталева, Б. М. Технология эффективного использования углеводородсодержащих отходов в производстве многокомпонентного твердого топлива / Б. М. Хрусталева, А. Н. Пехота // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2016. Т. 59, № 2. С. 122–140. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-2-122-140>.

Поступила 01.07.2019 Подписана в печать 11.12.2019 Опубликована онлайн 30.07.2021

#### REFERENCES

1. Yarmolchick Yu. P., Schröger R., Haberfelner H., Pichler M., Kostić D., Moroz G. V. (2020) Combined Combustion of Various Industrial Waste Flows in Boiler Furnaces. Part 2. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 63 (6), 526–540. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-6-526-540> (in Russian).
2. Yarmolchick Yu. P., Schröger R., Haberfelner H., Pichler M., Kostić D., Moroz G. V. (2020) Combined Combustion of Various Industrial Waste Flows in Boiler Furnaces. Part 1. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 63 (3), 236–252. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-3-236-252> (in Russian).
3. Zhovmir N. M., Geletukha G. G., Zheleznaya T. A., Slenkin M. V. (2006) Review of Technologies for Co-Firing Biomass and Coal at Power Plants of Foreign Countries. *Promyshlennaya Teplotekhnika = Industrial Heat Engineering*, 28 (2), 75–85 (in Russian).
4. Lyubov V. K., Ivtun' A. E. (2016) Co-Combustion of Coal with Biofuel. *Vestnik Cherepovetskogo Gosudarstvennogo Universiteta = Cherepovets State University Bulletin*, (5), 16–21 (in Russian).
5. Yankovskii S. Ya. (2017) Improving the Technology of Pulverized Coal Combustion at Thermal Power Plants by Adding Fine Wood. Tomsk. 122 (in Russian).
6. Nazarov S. M., Kalinin E. V., Is'eman R. L., Kuz'min S. N., Konyakhin V. V., Mikhalev A. V. (2006) Rational Choice of Fuel for a Municipal Boiler House, or Under what Conditions Coal Can Become an Alternative to Natural Gas. *Novosti Teplosnabzheniya [News of Heat Supply]*, 3 (67), 34–45 (in Russian).



7. Golubev V. A. (2014) *Substantiation and Improvement Methods of Plant Waste Energy Use*. Barnaul. 160 (in Russian).
8. Perez Jeldres R. A. (2016) *Estudio y Modelación de la Co-Combustión con Formación de Depósitos en Reactores a Combustión*. Concepción. Universidad de Concepción. 265 (in Spanish).
9. Krzywański J., Rajczyk R., Nowak W. (2014) Model Research of Gas Emissions from Lignite and Biomass Co-Combustion in a Large Scale CFB Boiler. *Chemical and Process Engineering*, 35 (2), 217–231. <https://doi.org/10.2478/cpe-2014-0017>.
10. Pedersen L. S., Michelsen H. Ph., Kiil S., Hansen L. A., Dam-Johansen K., Kildsig F., Christensen J., Jespersen P. (1996) Full-Scale Co-Firing of Straw and Coal. *Fuel*, 75 (13), 1584–1590.
11. Yankovskii S. A. (2018) Analysis of the World Experience in the Combustion of Mixed Fuels in the Furnaces of Boiler Units of Thermal Power Plants. *Glavnyi Energetik = Chief Power Engineer*, (7), 62–77 (in Russian).
12. Zenkov A., Yankovsky S., Matveeva A., Lavrinenko S., Gromov A. (2016) Research of Heat Rates Effect on the Process of Fuel-Bed Gasification of “Balakhtinskoe”, “Osinnikovskoe”, “Krasnogorskoe” and “Borodinskoe” Coal Deposits. *MATEC Web of Conferences*, 72, 01131. <https://doi.org/10.1051/mateconf/20167201131>.
13. Veijonen K., Vainikka P., Järvinen T., Alakangas E. (2000). *Biomass Co-Firing: An Efficient Way to Reduce Greenhouse Gas Emissions*. European Bioenergy Networks. Available at: [https://ec.europa.eu/energy/sites/ener/files/documents/2003\\_cofiring\\_eu\\_bionet.pdf](https://ec.europa.eu/energy/sites/ener/files/documents/2003_cofiring_eu_bionet.pdf) (Accessed 4 April 2019).
14. Shao Y., Wang J., Preto F., Zhu J., Xu Ch. (2012) Ash Deposition in Biomass Combustion or Co-Firing for Power. *Energies*, 5 (12), 5171–5189. <https://doi.org/10.3390/en5125171>.
15. Al-Mansour F., Zuwala J. (2010) An Evaluation of Biomass Co-Firing in Europe. *Biomass and Bioenergy*, 34 (5), 620–629. <https://doi.org/10.1016/j.biombioe.2010.01.004>.
16. International Energy Agency (IEA) (2007) *Key World Energy Statistics 2007*. Available at: [http://large.stanford.edu/courses/2011/ph240/demori1/docs/key\\_stats\\_2007.pdf](http://large.stanford.edu/courses/2011/ph240/demori1/docs/key_stats_2007.pdf) (Accessed 4 June 2019).
17. Sebastián F., Royo J., Gómez M. (2011) Cofiring Versus Biomass-Fired Power Plants: GHG (Greenhouse Gases) Emissions Savings Comparison by Means of LCA (Life Cycle Assessment) Methodology. *Energy*, 36 (4), 2029–2037. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2010.06.003>.
18. Islamova S. I., Vachagina E. K. (2015) Study of Energy Conversion Efficiency at Thermal Utilization of Wood Biomass. *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii. Problemy Energetiki = Power Engineering: Research, Equipment, Technology*, (9–10), 3–11. <https://doi.org/10.30724/1998-9903-2015-0-9-10-3-11> (in Russian).
19. Heinzl T., Siegle V., Spliethoff H., Hein K. R. G. (1998) Investigation of Slagging in Pulverized Fuel Co-Combustion of Biomass and Coal at a Pilot-Scale Test Facility. *Fuel Process Technology*, 54, 109–125. [https://doi.org/10.1016/s0378-3820\(97\)00063-5](https://doi.org/10.1016/s0378-3820(97)00063-5).
20. Pozdnyakova O., Vnykova N. (2017) The Worn Tyres Pyrolysis’ Solid Products Opportunity Application as Fuel Substitute Assessment. *Environmental Problems*, 2 (4), 199–200.
21. Schudlo T. S., Dunaevskaya N. I., Bestsenyi I. V., Bondzik D. L. (2012) Joint Combustion of Coal and Biomass in Flare Boilers. *Gorenie Tverdogo Topliva: Materialy VIII Vserossiiskoi Konf. s Mezhdunar. Uchastiem, 3–16 Noyab. 2012* [Combustion of Solid Fuel: Proceedings of the VIII All-Russian Conference with International Participation, Nov. 3–16, 2012]. Available at: <http://www.itp.nsc.ru/conferences/gtt8/files/111Shchudlo.pdf> (Accessed 30 May 2019) (in Russian).
22. Khroustalev B. M., Pekhota A. N. (2017) Solid Fuel of Hydrocarbon, Wood and Agricultural Waste for Local Heat Supply Systems. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob’edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 60 (2), 147–158. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-2-147-158> (in Russian).

23. Nazarov V. I., Makarenkov D. A., Barinskii E. A. (2013) *Solid Fuel Granular Composition and Method for its Production*. Patent No 2484124 Russian Federation (in Russian).
24. Turenko A. M., Vnykova N. V., Pozdnyakova O. I. (2017) *The Method of Obtaining a Complex Firing for Power Plants of Low and Medium Power from Products of Industrial Waste Processing*. Patent No 116918 Ukraine (in Ukrainian).
25. Bulavin O. V., Pashkevich V. M. (2004) Application of Low-Temperature Pyrolysis for the Processing of Automobile Tires. *Ekologicheskie Problemy Industrial'nykh Megapolisov: Materialy Mezhdunar. Nauch.-Prakt. Konf. T. 2* [Environmental Problems of Industrial Megapolises: Materials of the International Scientific and Practical Conference. Vol. 2]. Donetsk, Lebed' Publ. 103–108 (in Russian).
26. Ryms M., Januszewicz K., Lewandowski W. M., Klugmann-Radziemska E. (2013) Pyrolysis Process of Whole Waste Tires as a Biomass Energy Recycling. *Ecological Chemistry and Engineering S*, 20 (1), 93–107. <https://doi.org/10.2478/eces-2013-0007>.
27. Keller Maura (2017) Pyrolassist-Pyrolysis Consultants. USA Archives – Edition of American Recycler News. Available at: <https://pyrolassist.com/environment/8> (Accessed 30 May 2019).
28. Cunliffe A. M., Williams P. T. (1998) Properties of Chars and Activated Carbons Derived from the Pyrolysis of Used Tyres. *Environmental Technology*, 19 (12), 1177–1190. <https://doi.org/10.1080/09593331908616778>.
29. Plachkova S. G. [et al.] (2012–2013) *Power Engineering: History, Present and Future. Vol. 3, Part 1*. Kiev. 343 (in Russian).
30. Mikhalev A. V., Kuz'min S. N., Is'emin R. L., Konyakhin V. V., Krasavtsev B. E., Zorin A. T. (2006) A Study of the Co-Combustion of Anthracite Powder and Biogranules in a Heating Boiler with a High-Temperature Fluidized Bed Furnace. *Promyshlennaya Teplotekhnika = Industrial Heat Engineering*, 28 (1), 64–68 (in Russian).
31. DSTU ISO 1928: 2006 (ISO 1928: 1995, IDT). *Solid Mineral Fuels. Determination of the Highest Heat of Combustion by the Method of Combustion in a Calorimetric Bomb and Calculation of the Lowest Heat of Combustion*. Kyiv, State Standardization Service of the Ukraine, National Research Center "Institute of Metrology", 2008. 46 (in Ukrainian).
32. Filatov V. I., Tyshko O. Yu. (2018) Co-Combustion of Biomass and Anthracite in a Steam Boiler of 300 MW. *Energetika: Ekonomika, Tekhnologii, Ekologiya* [Power Engineering: Economics, Technology, Ecology], (2), 38–42 (in Ukrainian).
33. Khroustalev B. M., Pekhota A. N. (2016) Technology for Efficient Usage of Hydrocarbon-Containing Waste in Production of Multi-Component Solid Fuel. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 59 (2), 122–140. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-2-122-140> (in Russian).