

ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ  
И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ОБЪЕДИНЕНИЙ СНГ

**ЭНЕРГЕТИКА**

Том 61, № 6  
2018

МЕЖДУНАРОДНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ  
ИЗДАЕТСЯ С ЯНВАРЯ 1958 ГОДА

**Учредители**

Электроэнергетический совет СНГ,  
Министерство образования Республики Беларусь

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

*22 декабря – День энергетика*

**СОДЕРЖАНИЕ**

**ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА**

- Румянцев Ю. В., Романюк Ф. А., Румянцев В. Ю., Новаш И. В.** Цифровой измерительный орган тока для функционирования в условиях глубокого насыщения трансформатора тока . . . . . 483
- Гринчик Н. Н., Доброго К. В., Чумаченко М. А.** Об измерении электрического сопротивления жидких электролитов аккумуляторных батарей . . . . . 494
- Фираго Б. И., Александровский С. В.** Допустимый по условиям нагрева момент синхронного частотно-регулируемого двигателя с постоянными магнитами . . . . . 508

**ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА**

- Khroustalev B. M., Tingguo Liu, Akeliev V. D., Aliakseyeu Yu. N., Jicun Shi, Zankovich V. V.** Specific Features of Heat- and Mass Transfer Processes in Road Dressings.  
(Хрусталеv Б. М., Лю Тингуо, Акельев В. Д., Алексеев Ю. Г., Джицунь Ши, Занкович В. В. Особенности тепло- и массообменных процессов в дорожных одеждах) . . . . . 517
- Сабуров Э. Н., Онохин Д. А.** Аэродинамика и устойчивость потока в относительно длинных циклонных камерах . . . . . 527
- Кулаков Г. Т., Кулаков А. Т., Артёменко К. И.** Параметрическая оптимизация системы автоматического управления мощностью энергоблоков 300 МВт в режиме переменного давления пара перед турбиной . . . . . 539
- Сухоцкий А. Б., Маршалова Г. С.** Экспериментальное исследование и обобщение данных по интенсифицированной конвективной теплоотдаче однорядных пучков ребристых труб в потоке воздуха . . . . . 552
- Ольшанский А. И., Жерносек С. В., Гусаров А. М.** Экспериментальные исследования теплообмена в процессе конвективной сушки тонких влажных материалов . . . . . 564

**Перечень статей, опубликованных в журнале «Энергетика» в 2018 г.**

- I. Тематический указатель** . . . . . 579
- II. Именной указатель** . . . . . 583

**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),  
В. А. ДЖАНГИРОВ (Комитет ТПП РФ по энергетической стратегии и развитию ТЭК, Москва, Российская Федерация),  
К. В. ДОБРЕГО (Белорусский национальный технический университет, 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),  
А. С. КАЛИНИЧЕНКО (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь) (первый заместитель главного редактора),  
А. И. КИРИЛЛОВ (Санкт-Петербургский государственный политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация),  
А. КОННОВ (Университет Лунда, Швеция),  
Б. К. МАКСИМОВ (Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва, Российская Федерация),  
Х. МАХКАМОВ (Университет Нортумбрии, Великобритания),  
А. А. МИХАЛЕВИЧ (Национальная академия наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь),  
Е. С. МИШУК (Исполнительный комитет Энергетического совета Содружества Независимых Государств, Москва, Российская Федерация),  
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. ПИСЬМЕННЫЙ (Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт», Киев, Украина),  
Э. Н. САБУРОВ (Северный (Арктический) федеральный университет имени М. В. Ломоносова, Архангельск, Российская Федерация),  
А.-С. С. САУХАТАС (Рижский технический университет, Рига, Латвийская Республика),  
В. С. СЕВЕРЯНИН (Брестский государственный технический университет, Брест, Республика Беларусь),  
И. И. СЕРГЕЙ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь) (заместитель главного редактора),  
Б. С. СОРОКА (Институт газа НАН Украины, Киев, Украина),  
В. А. СТРОЕВ (Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва, Российская Федерация),  
В. И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ (ООО, Киев, Украина),  
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)*

**Ответственный секретарь редакции В. Н. Гурьянчик**

**Издание зарегистрировано в Министерстве информации Республики Беларусь 5 февраля 2010 г.  
Регистрационный номер 1257**

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

---

Подписано к печати 26.11.2018. Формат бумаги 60×84<sup>1</sup>/<sub>8</sub>. Бумага мелованная.  
Печать цифровая. Гарнитура Таймс. Усл. печ. л. 12,25. Уч.-изд. л. . Тираж 100 экз.  
Дата выхода в свет . 2018. Заказ .

---

Адрес редакции: 220013, г. Минск, пр. Независимости, 65. Белорусский национальный технический университет, корп. 2, комн. 327. Телефон +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, 2018

PROCEEDINGS OF THE CIS  
HIGHER EDUCATION INSTITUTIONS  
AND POWER ENGINEERING ASSOCIATIONS

**ENERGETIKA**

V. 61, No 6  
2018

INTERNATIONAL SCIENTIFIC AND TECHNICAL JOURNAL  
PUBLISHED FROM JANUARY, 1958

**Founders**

CIS Electric Power Council,  
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

*22<sup>nd</sup> December – Day of Power Engineer*

**CONTENTS**

ELECTRICAL POWER ENGINEERING

<b>Rumiantsev Yu. V., Romaniuk F. A., Rumiantsev V. Yu., Novash I. V.</b> Digital Current Measurement Element for Operation During Current Transformer Severe Saturation .....	483
<b>Grinchik N. N., Dobrego K. V., Chumachenko M. A.</b> On the Measurement of Electric Resistance of Liquid Electrolytes of Accumulator Battery .....	494
<b>Firago B. I., Aleksandrovsky S. V.</b> The Permissible under Heating Conditions Torque of a Frequency-Controlled Synchronous Motor of Permanent Magnets .....	508

HEAT POWER ENGINEERING

<b>Khroustalev B. M., Tingguo Liu, Akeliev V. D., Aliakseyeu Yu. H., Jicun Shi, Zankovich V. V.</b> Specific Features of Heat- and Mass Transfer Processes in Road Dressings .....	517
<b>Saburov E. N., Onokhin D. A.</b> Aerodynamics and Stability of the Flow in Relatively Long Cyclone Chambers .....	527
<b>Kulakov G. T., Kulakov A. T., Artsiomenka K. I.</b> Parametric Optimization for Automatic Control System of Power Units of 300 MW for the Mode of Variable Pressure of Turbine Inlet Steam .....	539
<b>Sukhotskii A. B., Marshalova G. S.</b> Intensified Convection Heat Transfer of Single-Row Bunch of Finned Tubes in an Air Stream: Experimental Study and Generalization of the Obtained Data .....	552
<b>Ol'shanskii A. I., Zhernosek S. V., Gusarov A. M.</b> Experimental Studies of Heat and Moisture Exchange in the Process of Convective Drying of Thin Wet Materials .....	564

**List of Papers Published in “Energetika” Journal, 2018**

<b>I. Thematic index</b> .....	579
<b>II. Name index</b> .....	583

**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),  
V. A. JANGIROV (RF CCI Committee on Energy Strategy and the Development of Fuel-Energy Complex, Moscow, Russian Federation),  
K. V. DOBREGO (Belarusian National Technical University, 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),  
A. S. KALINICHENKO (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus) (First Deputy Editor-in-Chief),  
A. I. KIRILLOV (Peter the Great Saint-Petersburg Polytechnic University, Saint-Petersburg, Russian Federation),  
A. KONNOV (Lund University, Sweden),  
B. K. MAKSIMOV (National Research University “Moscow Power Engineering Institute”, Moscow, Russian Federation),  
K. MAHKAMOV (Northumbria University, United Kingdom),  
A. A. MIKHALEVICH (The National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus),  
E. S. MISHUK (The Executive Committee of the Energy Council of the Commonwealth of Independent States, Moscow, Russian Federation),  
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),  
E. N. SABUROV (Northern (Arctic) Federal University named after M. V. Lomonosov, Arkhangelsk, Russian Federation),  
A.-S. S. SAUHATAS (Riga Technical University, Riga, Republic of Latvia),  
V. S. SEVERYANIN (Brest State Technical University, Brest, Republic of Belarus),  
I. I. SERGEY (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus) (Deputy Editor-in-Chief),  
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),  
V. I. TIMOSHPOLSKY (LLC, Kiev, Ukraine),  
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)*

**Executive Secretary of Editorial Board V. N. Guryanchyk**

**Publication is registered in the Ministry of Information of the Republic of Belarus in 2010, February, 5<sup>th</sup>  
Reg. No 1257**

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

---

Passed for printing 26.11.2018. Dimension of paper 60×84<sup>1</sup>/<sub>8</sub>. Coated paper.  
Digital printing. Type face Times. Conventional printed sheet 12,25.  
An edition of 100 copies. Date of publishing 2018. 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, 2018

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-483-493>

УДК 621.316.925

## Цифровой измерительный орган тока для функционирования в условиях глубокого насыщения трансформатора тока

Ю. В. Румянцев<sup>1)</sup>, Ф. А. Романюк<sup>1)</sup>, В. Ю. Румянцев<sup>1)</sup>, И. В. Новаш<sup>1)</sup>

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

© Белорусский национальный технический университет, 2018  
Belarusian National Technical University, 2018

**Реферат.** Рассмотрены построение и реализация цифрового измерительного органа тока микропроцессорной защиты, способного функционировать в условиях глубокого насыщения стали магнитопровода трансформатора тока. В переходных режимах работы трансформатора тока линейность трансформации первичного тока во вторичный существенно нарушается. При этом вторичный ток трансформатора тока, который является входным сигналом для измерительных органов микропроцессорных защит, отличается от идеально трансформированного как по форме, так и по величине. Это приводит к тому, что время установления сигнала на выходе стандартного цифрового измерительного органа тока затягивается до недопустимых значений. В результате нарушаются основные требования к устройствам защиты, такие как быстродействие и надежность, что в ряде случаев делает быстродействующую защиту электрооборудования малоэффективной. Для решения этой проблемы предлагается формировать выходной сигнал цифрового измерительного органа тока в зависимости от величины коэффициента нелинейных искажений, которым определяется степень насыщения трансформатора тока. Причем целесообразно формировать выходной сигнал так, чтобы при малой степени насыщения трансформатора тока он незначительно отличался от действующего значения контролируемого сигнала, а при глубокой степени насыщения превышал данное значение. Модель цифрового измерительного органа тока разработана в среде моделирования MatLab-Simulink. Основу модели составляют блоки, реализующие: цифровой фильтр, предназначенный для вычисления значения амплитуды основной гармоники контролируемого сигнала; цифровой фильтр действующего значения контролируемого сигнала, а также типовые математические блоки, необходимые для формирования алгоритма функционирования предлагаемого цифрового измерительного органа тока. Проверка работоспособности модели цифрового измерительного органа тока проводилась входным воздействием, близким по форме к искаженному вследствие насыщения стали магнитопровода вторичному току трансформатора тока. Проведенные исследования показали, что предложенный цифровой измерительный орган тока по сравнению со стандартным обеспечивает стабильную работоспособность и повышенное быстродействие в переходных режимах.

**Ключевые слова:** цифровой измерительный орган тока, трансформатор тока, насыщение магнитопровода, цифровой фильтр, дискретное преобразование Фурье, MatLab, Simulink, SimPowerSystems

**Для цитирования:** Цифровой измерительный орган тока для функционирования в условиях глубокого насыщения трансформатора тока / Ю. В. Румянцев [и др.] // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 6. С. 483–493. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-483-493>

---

### Адрес для переписки

Романюк Федор Алексеевич  
Белорусский национальный технический университет  
просп. Независимости, 65/2,  
220013, г. Минск, Республика Беларусь  
Тел.: +375 17 331-00-51  
faromanuk@bntu.by

### Address for correspondence

Romaniuk Fiodar A.  
Belarusian National Technical University  
65/2 Nezavisimosty Ave.,  
220013, Minsk, Republic of Belarus  
Tel.: +375 17 331-00-51  
faromanuk@bntu.by

---

## Digital Current Measurement Element for Operation During Current Transformer Severe Saturation

Yu. V. Rumiantsev<sup>1)</sup>, F. A. Romaniuk<sup>1)</sup>, V. Yu. Rumiantsev<sup>1)</sup>, I. V. Novash<sup>1)</sup>,

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

**Abstract.** The development and implementation of a digital current measurement element for proper operation during current transformer (CT) magnetic core severe saturation are considered. CT transient performance is often accompanied by primary current transformation to secondary one with great errors. In this case the secondary CT current which is an input signal of the digital measurement element differs from the ideally transformed CT current both in shape and magnitude. This causes impermissible signal settling time at the standard digital measurement element output. As a result, main requirements to the protection devices such as reliability and fast operation are violated, that in some cases makes the high-speed protection device ineffective. To solve this problem, it is proposed to form the output signal of the digital current measurement element in depending on the input signal total harmonic distortion (THD) coefficient value. Moreover, it is worthwhile to form the output signal so that for a low CT saturation conditions this output signal slightly differs from the secondary current RMS value, and for a severe CT saturation conditions it exceeds this value. Digital current measurement element model has been developed and implemented in the MatLab-Simulink environment using the following blocks: a digital filter block responsible for the input signal fundamental frequency component magnitude calculation; a digital filter block responsible for the input signal RMS value calculation; and, also, a standard blocks for basic mathematical calculations needed for proper functioning of the proposed measurement element. The functional testing of the proposed digital current measurement element model was carried out using the signal, that was similar in form to the waveform of the secondary current of the severe saturated CT. The tests that had been performed confirmed that the proposed digital current measurement element in comparison with the standard current measurement element ensures stable functioning and enhanced operation time during transients.

**Keywords:** digital current measurement element, current transformer, current transformer saturation, digital filter, discrete Fourier transform, MatLab, Simulink, SimPowerSystems

**For citation:** Rumiantsev Yu. V., Romaniuk F. A., Rumiantsev V. Yu., Novash I. V. (2018) Digital Current Measurement Element for Operation During Current Transformer Severe Saturation. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (6) 483–493. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-483-493> (in Russian)

### Введение

Основные повреждения в энергосистеме – короткие замыкания (КЗ), токи которых не являются периодическими сигналами. В первые несколько периодов после КЗ в первичном токе возможно присутствие аperiodической составляющей, что приводит к насыщению стали магнитопровода трансформатора тока (ТТ) и существенному искажению его вторичного тока – контролируемого сигнала. При этом искажается не только форма данного сигнала, но и значительно снижается вычисляемое измерительными органами тока значение амплитуды его основной гармоники – полезного сигнала. В результате недопустимо затягивается время определения истинного значения полезного сигнала цифровым измерительным органом тока (ЦИОТ), а иногда происходит ложное срабатывание или отказ в функционировании токовой защиты [1]. Зачастую эти особенности

не учитываются отечественными проектными и эксплуатирующими организациями при выборе ТТ для микропроцессорных токовых защит.

Одним из путей решения данной проблемы является использование ЦИОТ, оценивающего значения амплитуд компонентов контролируемого сигнала по различным алгоритмам в зависимости от степени насыщения ТТ.

В статье рассматривается реализация в системе MatLab-Simulink ЦИОТ, специально разработанного для функционирования в условиях глубокого насыщения стали магнитопровода ТТ, а также исследуется его работоспособность.

### Основная часть

В мировой практике разработки устройств релейной защиты большое внимание уделяется насыщению стали магнитопровода ТТ и влиянию данного фактора на функционирование ЦИОТ [2, 3]. Так, в [4] рассматривается ЦИОТ, разработанный одним из ведущих центров в области проектирования устройств защиты Schweitzer Engineering Laboratories (SEL), в котором контролируемый сигнал (вторичный ток ТТ) проходит по двум каналам измерительного органа – основному и дополнительному, управляемым виртуальным переключателем. Основной канал функционирует в доаварийном режиме или при незначительной степени насыщения ТТ и состоит из цифрового косинусного фильтра (КФ). Дополнительный канал функционирует при глубокой степени насыщения ТТ и содержит быстродействующий биполярный пиковый детектор.

Цифровой КФ [5] представляет собой модификацию дискретного преобразования Фурье (ДПФ), в котором вычисляется только косинусная ортогональная составляющая, а синусная ортогональная составляющая формируется путем сдвига косинусной на  $90^\circ$ .

Биполярный пиковый детектор позволяет определять ориентировочное (оценочное) значение амплитуды контролируемого сигнала как полусумму абсолютных значений максимума положительной и минимума отрицательной полуволн контролируемого сигнала.

Степень насыщения трансформатора тока определяется по индексу искажения  $DI$  в соответствии с выражением

$$DI = 1 + \sqrt{\frac{2I^2 - I_{m1}^2}{I_{m1}^2}} = 1 + THD, \quad (1)$$

где  $I$  – действующее значение контролируемого сигнала;  $I_{m1}$  – значение амплитуды основной гармоники контролируемого сигнала;  $THD$  – коэффициент нелинейных искажений контролируемого сигнала.

Проведенными SEL исследованиями [4] установлено, что пороговое значение индекса искажения, при котором происходит переключение каналов:  $DI_{\max} = 1,75$ . Величина  $DI < 1,75$  свидетельствует о незначительной степени насыщения ТТ, и в этом случае значение амплитуды полезного

сигнала (основной гармоники  $I_{m1}$ ) определяется цифровым фильтром (ЦФ) на основе КФ. Значение  $DI > 1,75$  свидетельствует о глубокой степени насыщения ТТ, и в этом случае значение амплитуды контролируемого сигнала (вторичного тока ТТ) определяется быстродействующим биполярным пиковым детектором.

Для отстройки от возможных кратковременных превышений индексом искажения  $DI$  максимального значения используется таймер, который управляет переключателем.

Однако рассмотренный ЦИОТ обладает рядом недостатков. При наличии апериодической составляющей в токе повреждения положительные и отрицательные полуволны сигнала значительно отличаются друг от друга по амплитуде, что приводит к затягиванию времени установления сигнала на выходе биполярного пикового детектора. Кроме того, вблизи порога переключения таймер блокирует включение быстродействующего канала данного детектора.

С учетом вышеизложенного для повышения быстродействия и упрощения реализации предлагается формировать выходной сигнал ЦИОТ в виде непрерывного эквивалентного сигнала  $I_{eq} = f(THD, I)$  [6], который является функцией действующего значения и коэффициента нелинейных искажений ( $THD$ ) контролируемого сигнала. Коэффициент  $THD$  учитывает все высшие гармоники, присутствующие в контролируемом сигнале. При этом отпадает необходимость в использовании виртуального переключателя каналов.

Как следует из (1), для  $DI_{max} = 1,75$  пороговое значение коэффициента нелинейных искажений  $THD_{max}$  будет на 1 меньше, т. е.  $THD_{max} = 0,75$ . Причем целесообразно формировать значение эквивалентного сигнала так, чтобы при малой степени насыщения ТТ (значение  $THD$  находится в диапазоне от 0 до 0,3) оно незначительно отличалось от действующего значения контролируемого сигнала  $I_{eq} \approx I$ , а при глубокой степени насыщения ТТ ( $THD > 0,75$ ) выполнялось условие  $I_{eq} \gg I$ . При неопределенной степени насыщения ТТ (значение  $THD$  находится в диапазоне от 0,30 до 0,75) должно выполняться условие  $I_{eq} > I$ , т. е. эквивалентный сигнал должен плавно нарастать.

Наиболее простая нелинейная зависимость, позволяющая выполнить указанные условия:

$$I_{eq} = I\sqrt{THD^2 + 1}. \quad (2)$$

Для практической реализации действующее значение эквивалентного сигнала  $I_{eq}$  с учетом (1) удобно представить в следующем виде:

$$I_{eq} = I \frac{I_m}{I_{m1}} = kI, \quad (3)$$

где  $I_m$  – значение амплитуды контролируемого сигнала.

При этом значение  $k$ , равное отношению величины амплитуды контролируемого сигнала к значению амплитуды основной гармоники, может быть определено как

$$k = \frac{I_m}{I_{m1}} = \sqrt{THD^2 + 1}. \quad (4)$$

В аварийных режимах, сопровождающихся насыщением ТТ, целесообразно ограничивать получаемое значение коэффициента  $k$  из-за его неконтролируемого возрастания за счет резкого увеличения состава высших гармоник вторичного тока ТТ. Так, при  $THD_{max} = 0,75$   $k = 1,25$ , а при глубокой степени насыщения ТТ величина  $k$  становится намного больше указанной. Зависимость  $k = f(THD)$ , построенная по (4), для которой значение  $k$  ограничивается на уровне  $\sqrt{3}$  при  $THD \geq \sqrt{2}$ , представлена на рис. 1.

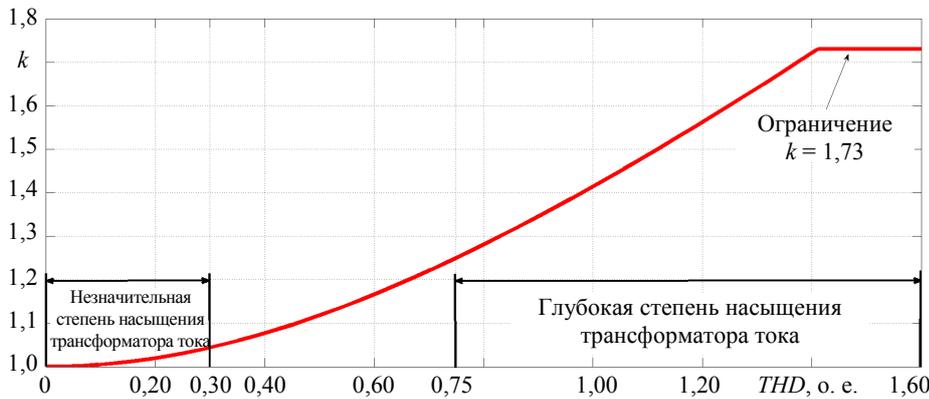


Рис. 1. Зависимость  $k = f(THD)$

Fig. 1.  $k = f(THD)$  expression

### Реализация цифрового измерительного органа тока

Модель ЦИОТ разработана в среде моделирования MatLab-Simulink, в состав которой входит пакет расширения SimPowerSystems [7], ориентированный на моделирование электрооборудования. Несомненным достоинством SimPowerSystems является возможность сочетания различных подходов к моделированию [8]. Например, первичную часть модели энергосистемы можно реализовать с использованием блоков моделей SimPowerSystems, а модель ЦИОТ – с использованием блоков моделей Simulink, отражающих лишь алгоритм его функционирования, а не электрическую схему.

В основу построения модели для исследования работоспособности ЦИОТ положена модель [9], реализованная блоками Simulink-SimPowerSystems с указанием особенностей расчета их параметров (рис. 2).

**Фильтр нижних частот 2-го порядка** (блок ФНЧ) представляется блоком модели *2nd-Order Filter* и предназначен для подавления компонентов, частота которых превышает половину частоты дискретизации.

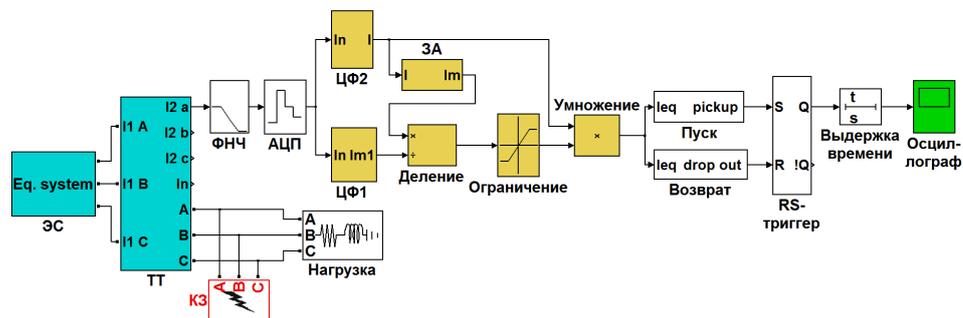


Рис. 2. Реализованная в Simulink-SimPowerSystems модель для проверки функционирования предложенного цифрового измерительного органа тока

Fig. 2. Simulink-SimPowerSystems-based model for the proposed digital current measurement element functional testing

**Аналого-цифровой преобразователь** (блок АЦП) представляется блоком *Zero-Order Hold* и предназначен для дискретизации выходного непрерывного сигнала блока ФНЧ.

**Цифровой фильтр** (блок ЦФ1) предназначен для выделения составляющих, по которым вычисляется значение амплитуды основной гармоники контролируемого сигнала.

Реализация ЦФ основана на использовании ДПФ и представляется двумя библиотечными блоками моделей *Digital Filter*, параметрами которых являются предварительно рассчитанные коэффициенты для косинусной  $I^C(n)$  (1-й блок модели *Digital Filter*) и синусной  $I^S(n)$  (2-й блок модели *Digital Filter*) ортогональных составляющих, по которым определяется значение амплитуды основной гармоники контролируемого сигнала  $I_{m1}(n)$ :

$$I^C(n) = \frac{2}{N} \sum_{n=0}^{N-1} i(n) \cos(2\pi n / N);$$

$$I^S(n) = \frac{2}{N} \sum_{n=0}^{N-1} i(n) \sin(2\pi n / N);$$

$$I_{m1}(n) = \sqrt{(I^C(n))^2 + (I^S(n))^2},$$

где  $n = 0 \dots N - 1$  – номер отсчета контролируемого сигнала в окне наблюдения;  $i(n)$  – отсчеты входного сигнала;  $N$  – число отсчетов на период промышленной частоты.

Помимо ДПФ, в качестве ЦФ для определения значения амплитуды основной гармоники можно использовать КФ, формирователи ортогональных составляющих и др. [10].

**Цифровой фильтр действующего значения** контролируемого сигнала (блок ЦФ2) представляется блоком модели *Digital Filter*, который реализует следующее выражение:

$$I(n) = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=0}^{N-1} i^2(n)}.$$

Определение значения амплитуды (блок ЗА) по действующему значению выходного сигнала блока ЦФ2 представляется блоком *Gain*. Параметром блока является значение  $\sqrt{2}$ . Блоки «Деление» и «Умножение» представляются блоками *Divide* и *Product* соответственно. Данные блоки параметров не имеют. Ограничение значения отношения амплитуд (блок «Ограничение») представляется блоком *Saturation*. Параметром блока является значение  $\sqrt{3}$ .

Результат функционирования модели предложенного ЦИОТ – формирование на выходе блока «Умножение» действующего значения эквивалентного сигнала  $I_{eq}$ .

Для надежного функционирования ЦИОТ необходимо, чтобы условие его пуска (возврата) выполнялось в течение времени, равного трем-пяти последовательным выборкам контролируемого сигнала. Эти условия проверяются в составных блоках «Пуск» и «Возврат», реализованных с помощью стандартных блоков Simulink. Если условия пуска (возврата) выполняются (не выполняются), то на выходе соответствующего блока формируются логические сигналы 1(0), поступающие на соответствующие входы блока *RS-триггер* (блок *S-R Flip-Flop*). Прямой выход триггера *Q* подключается к органу блока «Выдержка времени» (блок *Discrete On/Off Delay*), который начинает отсчет выдержки времени, когда контролируемый сигнал превысит уставку.

Проверка функционирования разработанного в Simulink ЦИОТ проводилась путем подачи на его вход тестовых воздействий – искаженных сигналов вторичного тока ТТ вследствие его насыщения [9]. Для этого в модель со структурой, приведенной на рис. 2, были включены модели энергосистемы, ТТ, нагрузки и блока КЗ, реализованных в Simulink-SimPowerSystems.

**Энергосистема** (блок ЭС) представляется блоком модели трехфазного источника напряжения *3-Phase Source* из библиотеки SimPowerSystems. К основным параметрам, требующим дополнительного расчета, относятся собственное сопротивление источника  $R_s$  (source resistance), Ом, и собственная индуктивность источника  $L_s$  (source inductance), Гн. Этими параметрами определяется величина постоянной времени затухания апериодической составляющей токов короткого замыкания  $T_s = L_s/R_s$ , значение которой оказывает определяющее влияние на форму вторичного тока ТТ.

**Трехфазная группа ТТ** (блок ТТ) с соединением вторичных обмоток и нагрузок по схеме «звезда с нулевым проводом» представляется моделью [11], в которой все геометрические параметры, необходимые для моделирования ТТ, рассчитываются по его каталожным данным.

**Нагрузка** (блок «Нагрузка») представляется блоком модели *3-Phase Series RLC Load* из библиотеки SimPowerSystems. Нагрузки задаются актив-

ными (Three-Phase Active Power) и реактивными (Three-Phase Inductive Reactive Power) мощностями.

**Короткое замыкание** (блок КЗ) представляется блоком модели *3-Phase Fault* из библиотеки SimPowerSystems, который моделирует трехфазное устройство, замыкающее фазы между собой, а также на землю.

Результаты расчетов, полученные с использованием представленной модели, приведены на рис. 3. В промежутке времени  $t = 0-0,02$  с длится доаварийный режим, при котором вторичный ток ТТ (контролируемый сигнал) синусоидален и значение коэффициента нелинейных искажений  $THD$  равно нулю. В момент времени  $t = 0,02$  с происходит КЗ – аварийный режим, форма вторичного тока ТТ искажается (кривая 1) по сравнению с формой идеально трансформируемого тока (кривая 2). При этом изменяется во времени значение коэффициента  $THD$  (кривая 3) ТТ, которое в первый момент времени после КЗ достигает своего максимума, а затем по мере затухания аperiodической составляющей уменьшается до нуля. Время превышения текущим значением  $THD$  (кривая 3) порогового значения  $THD_{max} = 75\%$  (прямая 4), которые для наглядности изображения выражены в процентах, составляет примерно 1,5 периода промышленной частоты ( $t = 0,023-0,055$  с).

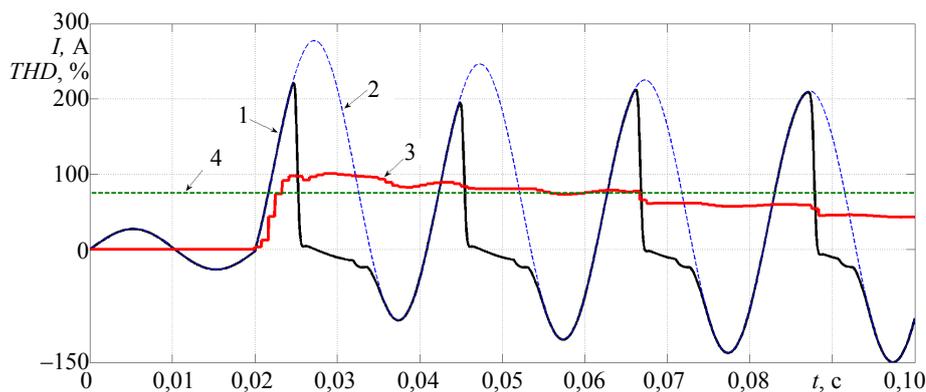


Рис. 3. Результаты функционирования предложенного цифрового измерительного органа тока: 1 – изменение во времени вторичного тока трансформатора тока; 2 – то же приведенного к вторичной стороне первичного тока; 3 – то же значения коэффициента  $THD$ ; 4 – пороговое значение  $THD_{max} = 75\%$

Fig. 3. The results of operation of the proposed digital current measurement element operation: 1 – current transformer secondary current waveform; 2 – alteration over time of the primary current waveform scaled to secondary side; 3 – alteration over time of the  $THD$  coefficient value; 4 –  $THD_{max} = 75\%$  threshold value

Результаты функционирования предложенного ЦИОТ (кривая 1) в сравнении со стандартным ЦИОТ, реализованным только на основе ДПФ (кривая 2), приведены на рис. 4. В промежутке времени  $t = 0-0,04$  с длится доаварийный режим, при котором обоими ЦИОТ достоверно определяется действующее значение синусоидального контролируемого сигнала. В мо-

мент времени  $t = 0,04$  с происходит КЗ – аварийный режим, а при  $t = 0,044$  с ТТ входит в глубокую степень насыщения, форма его вторичного тока (кривая 3) значительно искажается. В предложенном ЦИОТ с момента времени  $t = 0,04$  наблюдается резкое увеличение величины  $THD$ , а следовательно, и определяемого действующего значения эквивалентного сигнала  $I_{eq}$ . В момент времени  $t = 0,044$  с величина  $I_{eq}$  начинает превышать уставку срабатывания (кривая 4) в отличие от действующего значения полезного сигнала, определяемого стандартным ЦИОТ, так как из-за искаженной формы сигнала вторичного тока ТТ (контролируемого сигнала) оно оказывается существенно заниженным по сравнению с его истинной величиной. Поэтому действующее значение полезного сигнала, определяемое стандартным ЦИОТ, начинает превышать уставку срабатывания по мере уменьшения степени насыщения ТТ, что происходит только в момент времени  $t = 0,087$  с.

После превышения определяемыми значениями уставки срабатывания проверяется выполнение этого условия в течение времени, равного трем последовательным выборкам. В момент времени  $t = 0,046$  с происходит срабатывание предложенного ЦИОТ (ступенчатое изменение кривой 5), а стандартный ЦИОТ срабатывает при  $t = 0,089$  с (ступенчатое изменение кривой 6). Таким образом, быстродействие разработанного ЦИОТ в рассмотренном случае как минимум на два периода промышленной частоты выше, чем у стандартного ЦИОТ.

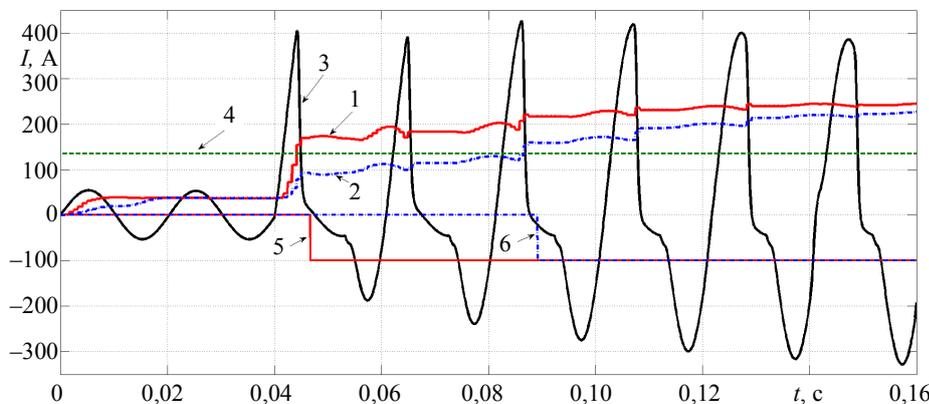


Рис. 4. Результат функционирования предложенного цифрового измерительного органа тока (ЦИОТ) в сравнении со стандартным ЦИОТ: 1 – выходной сигнал разработанного ЦИОТ; 2 – то же стандартного измерительного органа (ИО) тока; 3 – изменение во времени вторичного тока трансформатора тока; 4 – уставка срабатывания; 5 – срабатывание предложенного ИО тока; 6 – то же стандартного ИО тока

Fig. 4. The results of operation of the proposed digital current measurement element operation in comparison with a standard current measurement element: 1 – output signal of the proposed digital current measurement element; 2 – output signal of the standard current measurement element; 3 – alteration over time of current transformer secondary current waveform; 4 – actuation set point; 5 – proposed digital current measurement element trip; 6 – standard current measurement element trip

По мере уменьшения степени насыщения ТТ форма его вторичного тока приближается к синусоидальной, а разница между определяемыми сравниваемыми ЦИОТ значениями уменьшается, становясь со временем равной нулю.

### ВЫВОДЫ

1. В Simulink разработан блок модели цифрового измерительного органа тока, специально предназначенный для функционирования в условиях глубокого насыщения стали магнитопровода трансформатора тока.

2. Проведенное методом вычислительного эксперимента сравнение результатов моделирования выявило, что разработанный и реализованный в Simulink цифровой измерительный орган тока, специально предназначенный для функционирования при глубоком насыщении стали магнитопровода трансформатора тока, обеспечивает свою работоспособность в данных условиях с повышенным быстродействием по сравнению со стандартным цифровым измерительным органом тока на время, равное не менее длительности двух периодов промышленной частоты (0,04 с).

### ЛИТЕРАТУРА

1. Баглейбтер, А. И. Трансформатор тока в сетях релейной защиты. Противодействие насыщению ТТ апериодической составляющей тока КЗ / А. И. Баглейбтер // Новости электротехники. 2008. Т. 53, № 5.
2. Cosse, R. E. CT Saturation Calculations – are they Applicable in the Modern World? Part I: The Question / R. E. Cosse, D. G. Dunn, R. M. Spiewak // IEEE Transactions on Industry Applications. 2005. Vol. 45. No 2. P. 444–452. <https://doi.org/10.1109/tia.2006.890023>.
3. Benmouyal, G. The Impact of High Fault Current and CT Rating Limits on Overcurrent Protection / G. Benmouyal, S. E. Zocholl // Proceedings of the 29<sup>th</sup> Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA. 2002.
4. Instantaneous Overcurrent Element for Heavily Saturated Current in a Power System: pat. US US6757146 B2 / G. Benmouyal, S. E. Zocholl, A. Guzman-Casillas. Publ. date 29.06.2004.
5. Schweitzer, E. O. Filtering for Protective Relays / E. O. Schweitzer, D. Hou // IEEE WESCANEX 93 Communications, Computers and Power in the Modern Environment – Conference Proceedings. Saskatoon, Canada. 1992. <https://doi.org/10.1109/wescan.1993.270548>.
6. Измерительный орган тока для функционирования в условиях глубокого насыщения магнитопровода трансформатора тока: пат. 20808 Респ. Беларусь МПК (2006.01) Н 02Н 3/08 / Ю. В. Румянцев, Ф. А. Романюк, В. Ю. Румянцев, И. В. Новаш; дата публ. 28.02.2017.
7. SimPowerSystems. User's Guide. Version 4 [Electronic resource] // The MathWorks. Mode of Access: [http://www.mathworks.com/help/releases/R14sp2/pdf\\_doc/physmod/powersys/power\\_sys.pdf](http://www.mathworks.com/help/releases/R14sp2/pdf_doc/physmod/powersys/power_sys.pdf). Date of Access: 01.12.2015.
8. Дэбни, Дж. Б. Simulink 4. Секреты мастерства / Дж. Б. Дэбни, Т. Л. Харман; пер. с англ. М.: БИНОМ. Лаборатория знаний, 2003. 403 с.
9. Программно-информационное обеспечение комплексов для функциональных испытаний цифровых токовых защит электроустановок в системе динамического моделирования MatLab-Simulink / И. В. Новаш [и др.] // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2017. Т. 60, № 4. С. 291–308. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-4-291-308>.

10. Реализация цифровых фильтров в микропроцессорных устройствах релейной защиты / Ю. В. Румянцев [и др.] // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2016. Т. 59, № 5. С. 397–417. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-5-397-417>.
11. Новаш, И. В. Упрощенная модель трехфазной группы трансформаторов тока в системе динамического моделирования / И. В. Новаш, Ю. В. Румянцев // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2015. № 5. С. 23–38.

Поступила 19.06.2018 Подписана в печать 22.08.2018 Опубликована онлайн 28.11.2018

#### REFERENCES

1. Bagleibter A. I. (2008) Current Transformer in Relay Protection Networks. Counteraction to CT Saturation of Aperiodic Component of Short-Circuit Current. *Novosti Elektrotehniki* [Electrical Engineering News], 53 (5) (in Russian).
2. Cosse R. E., Dunn D. G., Spiwak R. M. (2005) CT Saturation Calculations: are they Applicable in the Modern World? Part I: The Question. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 45 (2), 444–452. <https://doi.org/10.1109/tia.2006.890023>.
3. Benmouyal G., Zocholl S. E. (2002) The Impact of High Fault Current and CT Rating Limits on Overcurrent Protection. *Proceedings of the 29<sup>th</sup> Annual Western Protective Relay Conference*. Spokane, WA. 2002.
4. Benmouyal G., Zocholl S. E., Guzman-Casillas A. (2004) *Instantaneous Overcurrent Element for Heavily Saturated Current in a Power System*. Pat. US US6757146 B2.
5. Schweitzer E. O., Hou D. (1992) Filtering for Protective Relays. *IEEE WESCANEX 93 Communications, Computers and Power in the Modern Environment – Conference Proceedings*. Saskatoon, Canada. 1992. <https://doi.org/10.1109/wescan.1993.270548>.
6. Rumyantsev Yu. V., Romanyuk F. A., Rumyantsev V. Yu., Novash I. V. (2017) Measuring Current Body for Operation under Conditions of Deep Saturation of the Magnetic Circuit of the Current Transformer. Patent of the Republic of Belarus No 20808 (in Russian).
7. SimPowerSystems. User's Guide. Version 4. *The MathWorks*. Available at: [http://www.mathworks.com/help/releases/R14sp2/pdf\\_doc/physmod/powersys/powersys.pdf](http://www.mathworks.com/help/releases/R14sp2/pdf_doc/physmod/powersys/powersys.pdf). (Accessed 1 December 2015).
8. Dabney J. B., Harman T. L. (2001) *Mastering Simulink 4*. Prentice Hall PTR. 432.
9. Novash I. V., Romaniuk F. A., Rumiantsev Yu. V., Rumiantsev V. Yu. (2017) MatLab-Simulink Based Information Support for Digital Overcurrent Protection Test Sets. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Educational Institutions and Power Engineering Associations*, 60 (4), 291–308 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-4-291-308>.
10. Rumiantsev Yu. V., Romaniuk F. A., Rumiantsev V. Yu., Novash I. V. (2016) Digital Filters Implementation in Microprocessor-Based Relay Protection. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Educational Institutions and Power Engineering Associations*, 59 (5), 397–417 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-5-397-417>.
11. Novash I. V., Rumiantsev Yu. V. (2015) A Simplified Model of Three-Phase Bank of Current Transformers in the Dynamic Simulation System. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Educational Institutions and Power Engineering Associations*, (5), 23–38 (in Russian).

Received: 19 June 2018

Accepted: 22 August 2018

Published online: 28 November 2018

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-494-507>

УДК 541.13; 541.133/.133.1

## Об измерении электрического сопротивления жидких электролитов аккумуляторных батарей

Н. Н. Гринчик<sup>1)</sup>, К. В. Доброго<sup>2)</sup>, М. А. Чумаченко<sup>2)</sup>

<sup>1)</sup>Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова НАН Беларуси (Минск, Республика Беларусь),

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

© Белорусский национальный технический университет, 2018  
Belarusian National Technical University, 2018

**Реферат.** Важным элементом электрохимических технологий является оперативный контроль параметров используемых электролитов и прежде всего удельной электропроводности. Методы измерения электропроводности электролитов вызывают вопросы ввиду сложности физико-химических процессов переноса ионов, поляризации электролита вблизи поверхности электродов и электрохимических процессов на их поверхности. Применяемые высоко- и низкочастотные методы кондуктометрии требуют достаточно дорогого оборудования и не лишены методологических недостатков. В статье обоснован новый метод измерения сопротивления электролитов, основанный на автоматическом выполнении серии измерений проводимости при постоянном токе, обработке данных и экстраполяции измерений к пороговому напряжению на обкладках измерительной ячейки. Обоснованы характер функций и методика определения электрического сопротивления электролита на основе данных измерений сопротивления ячейки при разных напряжениях на ней. Проведены измерения удельного сопротивления некоторых электролитов. Преимуществами предлагаемого метода и реализующего его прибора являются простота, дешевизна и, следовательно, возможность использования на таких участках производства, где ранее подобный контроль был бы нецелесообразен. Метод может найти широкое применение для экспресс-диагностики электролитов в таких сферах, как электрохимические накопители энергии, медицина, сельское хозяйство, химическая промышленность, производство продовольственных товаров.

**Ключевые слова:** электролит, кондуктометрия, электрическое сопротивление, электрическая проводимость, электроизмерительная ячейка

**Для цитирования:** Гринчик, Н. Н. Об измерении электрического сопротивления жидких электролитов аккумуляторных батарей / Н. Н. Гринчик, К. В. Доброго, М. А. Чумаченко // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 6. С. 494–507. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-494-507>

## On the Measurement of Electric Resistance of Liquid Electrolytes of Accumulator Battery

N. N. Grinchik<sup>1)</sup>, K. V. Dobrego<sup>2)</sup>, M. A. Chumachenko<sup>2)</sup>

<sup>1)</sup>A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of NAS of Belarus (Minsk, Republic of Belarus),

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

**Abstract.** Operational control of parameters of electrolytes (first of all—of specific electric conductivity), is an important electrochemical technology. The methods of measurement of electric

---

### Адрес для переписки

Доброго Кирилл Викторович  
Белорусский национальный технический университет  
просп. Независимости, 65/2,  
220013, г. Минск, Республика Беларусь  
Тел.: +375 17 292-42-32  
ef@bntu.by

### Address for correspondence

Dobrego Kirill V.  
Belarusian National Technical University  
65/2 Nezavisimosty Ave.,  
220013, Minsk, Republic of Belarus  
Tel.: +375 17 292-42-32  
ef@bntu.by

---

conductivity of electrolytes is a subject of permanent discussions because of complexity of physical-and-chemical processes accompanying ion transport and of electrolyte polarization near surfaces of electrodes and of electrochemical processes on the electrodes surfaces. Actual high- and low-frequency conductometric methods require relatively expensive equipment and are not free of methodological flaws. In this paper a new method of electric resistance of liquid electrolytes is described and substantiated. It is based on automatic performance of a series of measurements of electrolyte resistance at DC, data processing and extrapolation of an appropriate dependence to threshold voltage at measurement cell plates. The character of functions approximating resistance-applied voltage dependence and method of resistance determination are substantiated. The measurements of specific resistance of some electrolytes were performed. The advantages of the proposed method and measuring device are their simplicity, cheapness, reliability and, consequently, wider possibility to utilize it at technological lines and processes, even at such sites of production processes where such a control was impractical earlier. The method can be widely used for express-diagnostics of electrolytes in such areas as electrochemical energy storage, medicine, agriculture, chemical industry, food production.

**Keywords:** electrolyte, conductometry, electric resistance, electric conductance, electric measurement cell

**For citation:** Grinchik N. N., Dobrego K. V., Chumachenko M. A. (2018) On the Measurement of Electric Resistance of Liquid Electrolytes of Accumulator Battery. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (6) 494–507. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-494-507> (in Russian)

## Введение

Ввиду тенденции повышения потребления электроэнергии на технологические и бытовые нужды во всем мире повышается интерес к электрохимическим технологиям. В частности, это относится к технологиям электрохимических накопителей энергии, интерес к которым в последние годы очень велик, а рынок растет на десятки процентов в год [1].

Важным элементом электрохимических технологий является адекватный и быстрый контроль параметров используемых электролитов и прежде всего удельной электропроводности. Методы измерения электропроводности электролитов вызывают вопросы, в том числе и среди профессиональных исследователей. Различные кондуктометры, как, например, в [2], предлагаются для бытового использования, однако физические параметры измерений не уточняются, и адекватность измерений обеспечивается прежде всего заводской тарировкой по «известным» образцам. В сборнике американских стандартов методов измерений ASTM имеются стандарты тестовых методов измерения электропроводности и сопротивления воды и водяных растворов [3, 4]. Стандарт устанавливает использование переменного тока для питания измерительной ячейки, приводит таблицы проводимости образцовых электролитов, регламентирует процедуры подготовки измерительной ячейки, введение поправок на температуру и другие процедуры, улучшающие точность вольт-амперных измерений, однако детали самих вольт-амперных измерений оставляет за инструкциями фирм – производителей измерительных приборов. Таким образом, физическая сущность метода измерения электропроводности стандартом не рассматривается. Более того, тестовые измерения проводимости раствора KCl,

выполненные семью сертифицированными американскими лабораториями по указанному стандарту, демонстрируют 3–7 % расхождения [3].

В настоящее время для определения удельной электропроводности электролитов (УЭЭ) в основном применяют высокочастотную контактную и неконтактную кондуктометрию с введением эквивалентной схемы замещения на основе использования сосредоточенных параметров  $R$ ,  $L$ ,  $e$  [5–10]. Согласно [5–10], возникновение емкости обусловлено как поляризационными эффектами, так и емкостями, возникающими между положительно и отрицательно заряженными ионами, как обкладками миниконденсаторов.

Индуктивность возникает как проявление энергии иона как заряженной частицы при движении его под действием приложенного к электродам внешнего электромагнитного поля. Сопротивление раствора представляет результат взаимодействия ионов между собой, препятствующее направленному движению ионов между электродами.

Комплексное сопротивление ячейки с раствором, согласно [5]:

$$Z = \frac{(R + j\omega L)\left(-j\frac{1}{\omega C}\right)}{R + j\left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right)};$$

$$Z = \frac{R\frac{L}{C} - \frac{R}{\omega C}\left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right)}{R^2 + \left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right)^2} - j\frac{\frac{L}{C} - \left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right) + \frac{R^2}{\omega C}}{R^2 + \left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right)^2}.$$

При резонансе  $I_m Z = 0$ :

$$Z = \frac{\frac{L}{C} - \left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right) + \frac{R^2}{\omega C}}{R^2 + \left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right)^2} = 0.$$

Откуда:

$$R = \sqrt{\omega L - \left(\frac{1}{\omega C} - \omega L\right)}; \quad R = \sqrt{\frac{L}{C} - \omega^2 L^2}.$$

Для определения резонансной частоты на измерительную ячейку с генератора частоты подается известная программно-установленная частота. Осуществляется определение погрешности измерения частоты. Производится изменение частоты по заданному закону, например линейному, и измерения повторяются для ряда частот. По наименьшей погрешности

измерения частоты находится резонансная частота, по которой определяется УЭЭ.

Данный способ определения УЭЭ фактически используют в [5–10]. Недостатком метода являются низкая точность и оперативность, связанные с настройкой контура в резонансе, с зависимостью емкостей анод-электролит, катод-электролит от величины нормальной составляющей электрического поля на границе раздела электрод–электролит [11], а также с температурой и концентрацией электролита.

Рассмотрим прохождение постоянного тока через плоский конденсатор, заполненный двумя диэлектрическими материалами с относительными диэлектрическими проницаемостями  $\epsilon_1$ ,  $\epsilon_2$  и проводимостями  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$ . К обкладкам конденсатора приложено постоянное напряжение  $U$ , общее сопротивление конденсатора  $R$  (рис. 1). Найдём наведенный электрический поверхностный заряд, обусловленный прохождением тока на границах раздела смежных материалов.

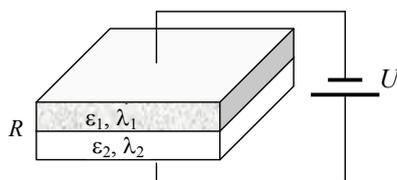


Рис. 1. Диэлектрические среды внутри плоского конденсатора

Fig. 1. Dielectric media inside a flat capacitor

Из закона сохранения электрических зарядов следует постоянство потока в контуре, поэтому выполняется уравнение

$$\lambda_1 E_1 = \lambda_2 E_2 = U / R, \quad (1)$$

где  $E_1$ ,  $E_2$  – нормальные составляющие вектора напряженности электрического поля.

В электрическом поле на границе раздела диэлектриков нормальная составляющая вектора электрической индукции испытывает скачок, равный величине наведенного (поверхностного некомпенсированного) заряда:

$$\epsilon_0 \epsilon_1 E_1 - \epsilon_0 \epsilon_2 E_2 = \sigma. \quad (2)$$

Из решения уравнений (1), (2) получим выражение для величины наведенного заряда

$$\epsilon_0 \epsilon_1 E_1 - \epsilon_0 \epsilon_2 E_2 = \sigma = (U / R) \epsilon_0 [(\epsilon_1 / \lambda_1) - (\epsilon_2 / \lambda_2)]. \quad (3)$$

Как следует из (3), наведенный электрический заряд  $\sigma$  определяется величиной тока, а также множителем, учитывающим свойства среды. Если

$$[(\epsilon_1 / \lambda_1) - (\epsilon_2 / \lambda_2)] = 0,$$

то наведенный заряд на границах раздела не возникает. Кстати заметим, что в настоящее время для конструирования деталей машин, где появление  $\sigma$  нежелательно, рекомендуют использовать смазочное масло с диэлектрической проницаемостью  $\epsilon_m$ , удовлетворяющей условию

$$\epsilon_1 < \epsilon_m < \epsilon_2.$$

Кроме наведенного электрического поверхностного заряда  $\sigma$  существует контактная разность потенциалов, которая имеется всегда и не зависит от наличия тока.

При использовании высокочастотного поля необходимо также учитывать емкость, возникающую между подводящими проводами и воздухом.

В [5] описан способ определения концентрации электролита, основанный на зависимости УЭЭ от концентрации электролита, т. е. фактически определения УЭЭ. К недостаткам способа [5], кроме указанных выше, относятся необходимость учета зависимости параметров измерения от температуры, а также сложности измерения в неизотермических условиях, так как высокочастотное поле перестает быть потенциальным  $\text{rot } E \neq 0$ , и понятие «разность потенциалов» теряет смысл [11]. В то же время метод низкочастотной кондуктометрии (включая постоянный ток) имеет низкую чувствительность и погрешности, связанные с поляризацией вблизи электродов и выделением продуктов электролиза [10].

В статье предлагается использовать зависимость УЭЭ от приложенного постоянного напряжения для дискретного количества точек с дальнейшей экстраполяцией приложенного напряжения в область пороговых напряжений поляризации для исключения влияния поляризационного сопротивления электродов и нелинейных эффектов ионной динамики. При этом время действия постоянного напряжения значительно больше времени установления стационарного режима, но намного меньше времени, при котором существенное влияние на процесс оказывают электролиз и электрохимическое отложение веществ. С целью уменьшения влияния электрохимических процессов измерения начинают проводить с минимальных напряжений на ячейке, а также периодически изменяют полярность электродов.

Измерение УЭЭ при  $U \rightarrow U_0$ , в отличие от известных решений, повышает достоверность измерений и устраняет динамическую погрешность высокочастотного электромагнитного поля вследствие использования сосредоточенных параметров  $R, L, \epsilon, C$  в электролитической ячейке.

В статье описана реализация данного метода, приводятся результаты измерения удельного сопротивления некоторых электролитов. Использование предложенного метода раскрывает широкие перспективы для оперативных кондуктометрических исследований разнообразных электролитов, в том числе и многофазных электролитических сред, таких как влажная почва, пористые полимерные среды, пропитанные электролитом, и т. п.

### Метод измерения

Прохождение токов в электролитах сопровождается разнообразными физическими и химическими процессами, оказывающими влияние на процесс измерения и его результаты. На поверхности и вблизи электрода воз-

никают объемные заряды и соответствующие потенциальные барьеры, обусловленные установлением термодинамического равновесия между ионами и веществом электрода [12]. При возникновении тока динамически изменяется концентрация ионов в слое объемного заряда, а с течением времени – и в объеме электролита. Перенос заряженных частиц сопровождается диффузией и восстановлением-окислением ионов на поверхностях электродов.

Известно [13], что в области применения теории Дебая – Хюккеля электропроводности электролитов имеет место торможение ионов проводимости ионной атмосферой, локализуемой вокруг центрального иона и двигающейся в противоположную сторону за счет электрического поля, и при взаимодействии ионов с повышением силы тока происходят деформация ионной атмосферы и ее сдвиг в область «хвоста» основного иона. Для описания концентрированных растворов возникает необходимость учета некулоновской части межионного взаимодействия, в частности размеров ионов. Качественно картина представляется так, что ионы, двигаясь под действием электрического поля, совершают вынужденные движения поперек поля, «обтекая» электронные облака с совпадающим зарядом. Кроме того, ионы, попадающие в область притяжения иона противоположного знака (составляющие «облако»), затормаживают свое основное движение, обусловленное действием внешнего поля.

Указанная картина позволяет проводить определенную аналогию между переносом заряда в электролите и гидродинамикой деформируемых частиц. Поскольку сила трения при обтекании вытянутого эллипсоида и равнообъемного шара незначительно отличается при малых скоростях обтекания [14], более существенным фактором, влияющим на сопротивление, можно считать вынужденное поперечное движение ионов, вызываемое взаимодействием с другими ионами и ионными «облаками». В первом приближении степень «растяжения» облака пропорциональна силе тока, и при этом «сопротивление» переносу заряда снижается за счет уменьшения сечения облака и соответственно амплитуды поперечного «обтекания» облака ионами.

Сочетание электростатических и динамических процессов в ячейке приводит к сложным вольт-амперным характеристикам электролитов при постоянном токе и, тем более, при переменном и импульсном токе. В качестве примера приведем вольт-амперные характеристики, измеренные в 1%-м растворе KCl (аптечный раствор) в различные моменты времени в статическом и импульсном режимах [15] (рис. 2).

Пренебрегая динамическими эффектами транспорта ионов и изменения концентрации ионов в слое объемного заряда, в первом приближении можно считать, что график вольт-амперной характеристики при статическом измерении смещен по оси  $U$  за счет поляризационных эффектов в приэлектродном слое так, что измеряемое сопротивление ячейки приобретает характер параболы в зависимости от приложенного напряжения (рис. 3).

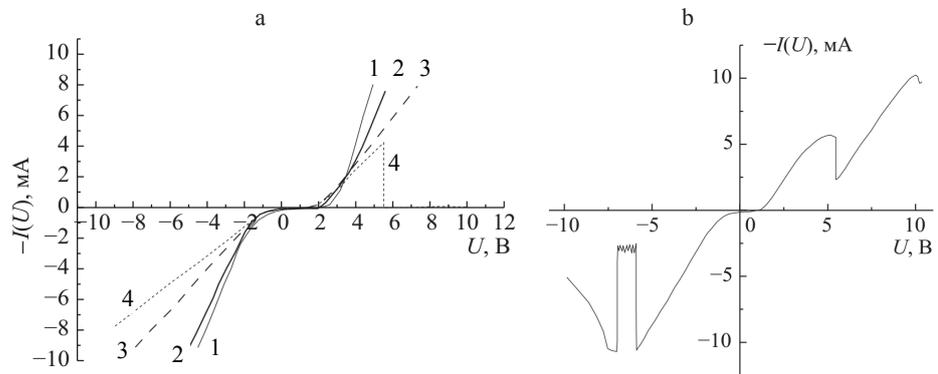


Рис. 2. Вольт-амперные характеристики в 1%-м растворе KCl:

а – статический режим измерения: 1 – начальная регистрация; 2 – измерение через 7 мин; 3 – через 12 мин; 4 – спустя 18 мин после 1-й регистрации вольт-амперной характеристики;  
 б – импульсный режим измерения

Fig. 2. Volt-ampere characteristics in 1% KCl solution: a – static measurement mode: 1 – initial registration; 2 – measurement in 7 minutes; 3 – measurement in 12 minutes; 4 – measurement in 18 minutes after the 1st registration of the volt-ampere characteristic; б – pulse measurement mode

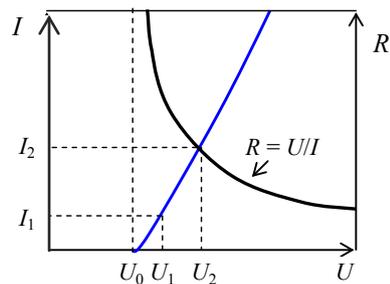


Рис. 3. Качественное влияние поляризационных эффектов на вольт-амперные характеристики и измеряемое электрическое сопротивление

Fig. 3. Qualitative influence of polarization effects on current-voltage characteristics and measured electrical resistance

Принимая в качестве «невозмущенного» сопротивления электролита электрическое сопротивление в условиях минимального влияния вышеупомянутых динамических эффектов транспорта ионов и поляризационных эффектов, а также эффекты накопления продуктов электрохимических реакций, приходим к необходимости минимального времени проведения измерений и экстраполяции результатов измерения к нулевому току и пороговому напряжению на ячейке. Располагая аппроксимантой функции  $R = R(U)$ , определим искомое невозмущенное сопротивление

$$R_0 = \left. \frac{dU}{dI} \right|_{U \rightarrow U_0}, \tag{4}$$

где  $U_0$  – эффективное пороговое напряжение на ячейке.

Тогда:

$$dI = d\left(\frac{U}{R(U)}\right) = \frac{R(U)dU - U(dR/dU)dU}{R(U)^2}; \quad (5)$$

$$R_0 = \frac{R(U)^2}{R(U) - U(dR/dU)} \Big|_{U \rightarrow U_0}. \quad (6)$$

Для аппроксиманты вида  $R = aU/(1 + bU)$  «невозмущенное» сопротивление  $R_0 = a/b$ . Легко могут быть получены соответствующие выражения для аппроксимант других видов.

Определить сопротивление  $R_0$  можно, придерживаясь следующего алгоритма. Первое, проводится серия измерений при постоянном токе, начиная с минимальных токов и напряжений, причем каждое измерение сопровождается зеркальным инвертированным импульсом тока для минимизации эффектов изменения объемного заряда и накопления продуктов электрохимических реакций. Второе, измерения аппроксимируются адекватной функцией, и определяется пороговое напряжение поляризации ячейки  $U_0$ . В качестве аппроксимирующей функции используются аппроксиманты Паде низкого порядка [16]. Третье, с помощью модели (6) проводятся экстраполяция данных измерений и расчет соответствующего невозмущенного электрического сопротивления. Измерения начинаем с минимальных токов и минимизируем время измерения. Временная диаграмма напряжения на ячейке представлена на рис. 4.

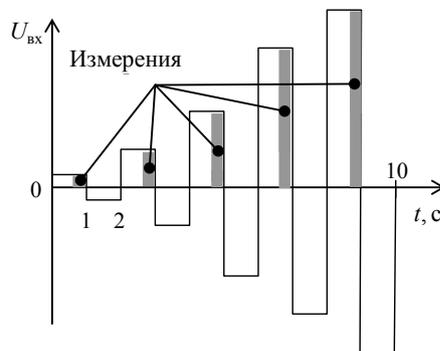


Рис. 4. Временная диаграмма напряжения на измерительной ячейке

Fig. 4. Time diagram of voltage on a measuring cell

Для минимизации случайных погрешностей при каждом измерении производится 10 считываний АЦП с последующим усреднением результатов.

### Измерение сопротивления электролитов

Для измерения электрического сопротивления электролита создан прибор, состоящий из кондуктометрической ячейки и контрольно-измеритель-

ного блока. Кондуктометрическая ячейка представляет собой прямоугольную ячейку с электродами из нержавеющей стали, расстояние между которыми фиксируется сепаратором. Использовали сепаратор толщиной 5 мм, площадь электродов 400 мм<sup>2</sup>.

Контрольно-измерительный блок построен на базе делителя напряжения с программируемым изменением сопротивления верхнего плеча делителя и стабилизированным напряжением на входе делителя (рис. 5). Измеряемое сопротивление  $R_x$  находим по формуле

$$R_x = R_1 \frac{U_x}{U_{вх} - U_x}.$$

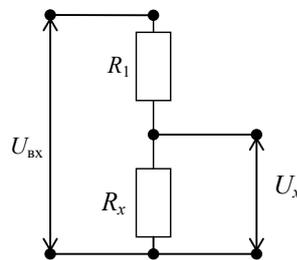


Рис. 5. Делитель напряжения

Fig. 5. Voltage divider

Управление прибором и измерение напряжений производится с помощью микросхемной платформы Arduino Nano v3.0, имеющей в своем составе 10-битный АЦП. Напряжение на измеряемом элементе может находиться в пределах от 5 до 4500 мВ при аппаратной точности измерения 1 %. Устройство проводит серию измерений сопротивлений по заданному алгоритму при различных напряжениях на измерительной ячейке.

Принципиальная электрическая схема коммутационной части прибора показана на рис. 6.

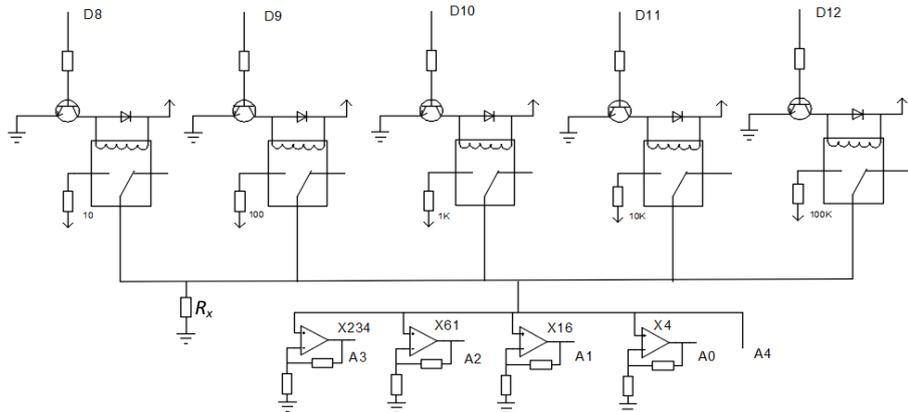


Рис. 6. Схема коммутационной части устройства

Fig. 6. Circuit switching part of the device

Алгоритм работы прибора представлен блок-схемой на рис. 7.

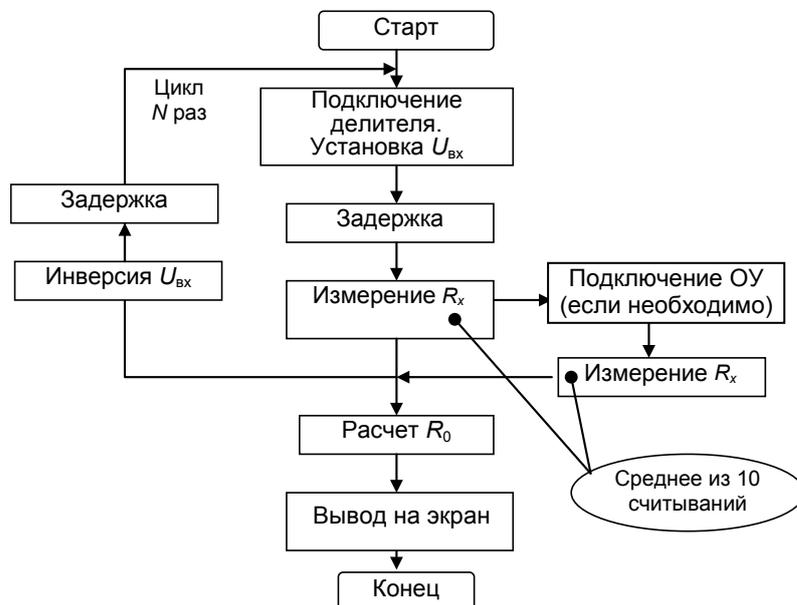


Рис. 7. Алгоритм измерения сопротивления электролита

Fig. 7. The algorithm for measuring the resistance of the electrolyte

Были проведены измерения удельного сопротивления пробных электролитов: водных растворов поваренной соли и серной кислоты. Удельное сопротивление определяется по сопротивлению ячейки в соответствии с формулой  $\rho_0 = R_0 A / l$ , где  $A$  – площадь плоской ячейки;  $l$  – расстояние между обкладками.

При выборе функции, аппроксимирующей измерения, исходим из предположения о монотонности и непрерывности  $R_x = f(U_x)$  при  $U_x \rightarrow U_0$  (в области минимальных напряжений измерения). Рассматривались экспоненциальная функция  $R_x(U) = (r_0 - b)e^{-aU} + b$  и аппроксиманты Паде вида:

$$R_x(U) = \frac{aU}{1+bU}; \quad R_x(U) = \frac{r-aU}{1-bU}; \quad R_x(U) = \frac{r-aU+bU^2}{1+cU^2}.$$

Поскольку аппроксиманты строятся по относительно малому количеству точек, а задачей численной обработки является нахождение зависимости вблизи минимальных напряжений, требуются точное прохождение аппроксиманты через ближайšie к  $U_x = 0$  точки и минимальное отклонение от остальных точек измерения. При использовании аппроксимант Паде высокого порядка следует иметь в виду их непредсказуемый характер поведения вблизи нуля и на бесконечности (если только соответствующие предельные характеристики не зафиксированы из физических соображений).

Экспоненциальная функция имеет очевидный характер вблизи нуля, однако неадекватна разрывным функциям.

Результаты измерений сопротивления пробных электролитов приведены в табл. 1 и показаны на рис. 8.

Таблица 1

Сопротивление измерительной ячейки при  $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$   
The resistance of the measuring cell when  $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$

Значение показателя						$R_0$ , Ом	$\rho$ , Ом·см
2%-й раствор NaCl в воде							
$U_x$ , мВ	200	677	1757	2981	3682	1254	10032
$R_x$ , Ом	4242	1581	547	151	29,6		
5%-й раствор NaCl в воде						604	4832
$U_x$ , мВ	318	556	2003	2850	3411		
$R_x$ , Ом	6922	1265	679	135,4	22,6	113	904
2,5%-й раствор H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> в воде							
$U_x$ , мВ	585,5	629	1471	1979	2801	69,9	559
$R_x$ , Ом	13520	1454	422	66,5	13,3		
5%-й раствор H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> в воде						69,9	559
$U_x$ , мВ	558	585,5	1151	1819	2646		
$R_x$ , Ом	12810	1340	302,8	58	11,7		

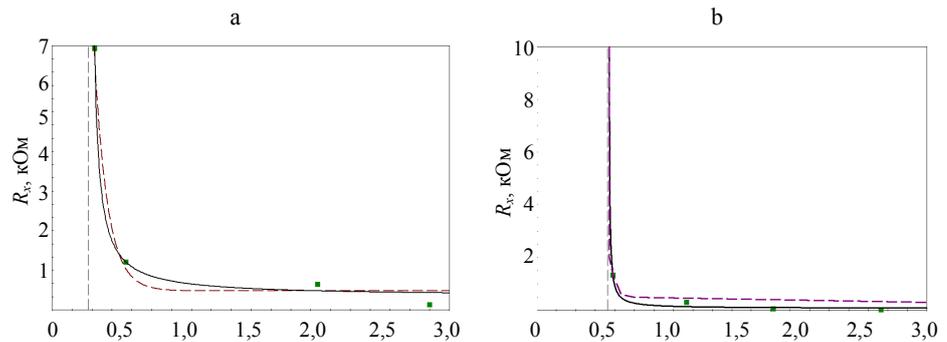


Рис. 8. Измеренные значения сопротивления ячейки и аппроксимационная кривая:

а – раствор 5%-го NaCl в воде; б – раствор 5%-го H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> в воде;

сплошная линия – аппроксиманта Паде [1/1];

пунктирная линия – экспоненциальная аппроксимация данных

Fig. 8. Measured values of cell resistance and approximation curve:

а – water solution of 5 % NaCl; б – water solution of 5 % H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>;

solid line – approximant of Padé [1/1];

dotted line – exponential approximation of data

Анализ экспериментальных данных показывает, что экспоненциальная функция, в отличие от аппроксимант Паде, неудовлетворительно их аппроксимирует вблизи порогового напряжения, поскольку функция  $R_x = f(U_x)$  терпит разрыв типа «полюс». В этом случае (рис. 8b) экспонента вырождается в вертикальную линию, а предэкспоненциальный множитель приобретает нефизическое значение.

Результаты измерения  $R_x = f(U_x)$ , отображенные на рис. 8, в целом подтверждают изложенные качественные представления о влиянии напряжения на измеряемое сопротивление электролита. Установленное «невозможное» электрическое сопротивление электролита  $R_0$  в целом соответствует данным высокочастотной кондуктометрии [17].

### ВЫВОДЫ

1. Обосновывается новый метод измерения сопротивления электролитов, который может найти широкое применение для их экспресс-диагностики в таких сферах, как электрохимические накопители энергии, медицина, сельское хозяйство, химическая промышленность, пищевая промышленность, фармакология и др.

2. Представлен характер функций, аппроксимирующих зависимость измеряемого сопротивления ячейки от напряжения на ней. Проведены измерения удельного сопротивления ряда электролитов – растворов поваренной соли и серной кислоты. Результаты измерения в целом согласуются с данными, полученными методом высокочастотной кондуктометрии.

3. Преимуществами предлагаемого метода и реализующего его прибора являются простота, дешевизна и, следовательно, возможность использования на таких участках производства, где ранее подобный контроль был невозможен или нецелесообразен.

4. Следует отметить, что данные измерений электрического сопротивления могут быть экстраполированы в область порогового напряжения без пересчета по модели (6), однако при этом полученные величины электрического сопротивления будут, прежде всего, характеризовать сопротивление области объемного заряда и поляризационные эффекты в целом, а не ионную проводимость электролита.

5. Дальнейшие исследования должны быть направлены на набор статистики использования данного метода, анализ особенностей измерения, в том числе на методику подготовки измерительной ячейки, усреднения результатов, экстраполяции полученных данных в область пороговых значений напряжения на обкладках.

### ЛИТЕРАТУРА

1. New Energy Outlook 2018 [Electronic Resource] // Bloomberg New Energy Finance. 2018. Mode of access: <https://about.bnef.com/new-energy-outlook/>. Date of Access: 01.06.2018.

2. Анализаторы качества воды [Электронный ресурс]. Режим доступа: [www.tdsmeter.ru/com100.html](http://www.tdsmeter.ru/com100.html). Дата доступа: 01.06.2018.
3. ASTM Designation: D 1125–95 (Reapproved 2005). An American National Standard. Standard Test Methods for Electrical Conductivity and Resistivity of Water. 2005. 7 с.
4. ASTM Designation: D 1125–14 An American National Standard. Standard Test Methods for Electrical Conductivity and Resistivity of Water. 2018. 7 с.
5. Способ определения концентрации электролита: пат. 2064671 Рос. Федерации, МПК GOIN 27/02 / М. Ю. Серегин, С. В. Мищенко, Б. И. Герасимов, Е. И. Глинкин, В. В. Ермаков; дата публ. 27.07.1996.
6. Способ определения концентрации электролита и устройство для его осуществления: пат. 2011983 Рос. Федерации, МПК GOIN 27/02 / Ю. В. Катин, С. В. Мищенко, Б. И. Герасимов, Е. И. Глинкин, С. В. Петров, М. Ю. Серегин; дата публ. 30.04.1994.
7. Устройство для кондуктометрических измерений: а. с. 1547521 СССР, МПК GOIN 27/02 / В. И. Клепиков, Г. А. Прохоров, А. А. Паньков; дата публ. 27.09.1995.
8. Способ определения концентрации электролита и устройство для его осуществления: пат. 2105295 Рос. Федерации, МПК GOIN 27/02 / Д. В. Букреев, М. Е. Власов, Б. И. Герасимов, Е. И. Глинкин, М. Ю. Серегин; дата публ. 20.02.1998.
9. Способ определения концентрации электролита и устройство для его осуществления: пат. 2132550 Рос. Федерации, МПК GOIN 27/02 / Д. В. Букреев, Е. И. Глинкин, С. В. Мищенко, А. Ю. Ромашин; дата публ. 27.06.1999.
10. Устройство для измерения электропроводности жидкости: пат. 2027174 Рос. Федерации, МПК GOIN 27/02 / В. М. Прусак; дата публ. 20.01.1995.
11. Grinchik, N. N. Electrodynamics of Inhomogeneous (Laminated, Angular) Structures / N. N. Grinchik // *Journal of Electromagnetic Analysis and Applications*. 2014. Vol. 6, No 5. P. 57–105.
12. Ньюман, Д. Электро-химические системы / Д. Ньюман. М.: Мир, 1977. 462 с.
13. Химическая энциклопедия: в 5 т. / под ред. Н. С. Зефирова. М.: Большая рос. энцикл., 1998. Т. 5. 783 с.
14. Дудин, И. В. Сопротивление при медленном движении эллипсоида / И. В. Дудин, Р. К. Нариманов // *Известия Томского политехнического университета*. 2004. Т. 307, № 3. С. 17–21.
15. Варзин, С. А. Сравнение вольт-амперных характеристик в растворах электролитов NaCl и KCl, измеренных с помощью стационарной и импульсной схем / С. А. Варзин, С. А. Гущев, В. М. Коцюбок // *Вестник СПбГУ. Физика и химия*. 2017. Т. 4, вып. 2. С. 131–137.
16. Бейкер, Дж. Аппроксимации Паде / Дж. Бейкер, П. Грейвс-Моррис; пер. с англ. М.: Мир, 1986. 502 с.
17. Берне, Ф. Водочистка / Ф. Берне, Ж. Кардонье; пер. с англ. М.: Химия, 1997. 320 с.

Поступила 12.07.2018 Подписана в печать 18.09.2018 Опубликована онлайн 28.11.2018

#### REFERENCES

1. New Energy Outlook 2018. *Bloomberg New Energy Finance*. 2018. Available at: <https://about.bnef.com/new-energy-outlook>. (Accessed: 1 June 2018).
2. Water Quality Analyzers. Available at: [www.tdsmeter.ru/com100.html](http://www.tdsmeter.ru/com100.html). (Accessed: 1 June 2018) (in Russian).
3. ASTM Designation: D 1125–95 (Reapproved 2005). An American National Standard. Standard Test Methods for Electrical Conductivity and Resistivity of Water. 2005. 7.
4. ASTM Designation: D 1125–14 An American National Standard. Standard Test Methods for Electrical Conductivity and Resistivity of Water. 2018. 7.

5. Seregin M. Yu., Mishchenko S. V., Gerasimov B. I., Glinkin E. I., Ermakov V. V. (1996) *The Method of Determining the Concentration of the Electrolyte*. Russian Federation Patent No 2064671 (in Russian).
6. Katin Yu. V., Mishchenko S. V., Gerasimov B. I., Glinkin E. I., Petrov S. V., Seregin M. Yu. (1994) *The Method of Determining the Concentration of the Electrolyte and Device for its Implementation*. Russian Federation Patent No 2011983 (in Russian).
7. Klepikov V. I., Prokhorov G. A., Pan'kov A. A. (1995) *Device for Conductometric Measurements*. USSR Author's Certificate No 1547521 (in Russian).
8. Bukreev D. V., Vlasov M. E., Gerasimov B. I., Glinkin E. I., Seregin M. Yu. (1998) *The Method of Determining the Concentration of the Electrolyte and Device for its Implementation*. Russian Federation Patent No 2105295 (in Russian).
9. Bukreev D. V., Glinkin E. I., Mishchenko S. V., Romashin A. Yu. (1999) *The Method of Determining the Concentration of the Electrolyte and Device for its Implementation*. Russian Federation Patent No 2132550 (in Russian).
10. Prusak V. M. (1995) *Device for Measuring the Electrical Conductivity of a Liquid*. Russian Federation Patent No 2027174 (in Russian).
11. Grinchik N. N. (2014) Electrodynamics of Inhomogeneous (Laminated, Angular) Structures. *Journal of Electromagnetic Analysis and Applications*, 6 (5), 57–105. <https://doi.org/10.4236/jemaa.2014.65009/>.
12. Newman J. (1973) *Electrochemical Systems*. NJ: Prentice Hall.
13. Zefirov N. S. (ed.) (1998) *Chemical Encyclopedia. Vol. 5*. Moscow, Bol'shaya Rossiiskaya Entsiklopediya Publ. 783 (in Russian).
14. Dudin I. V., Narimanov R. K. (2004) Resistance at Slow Motion of an Ellipsoid. *Izvestiya Tomskogo Politekhnikeskogo Universiteta = Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 307 (3), 17–21 (in Russian).
15. Varzin S. A., Gutsev S. A., Kotsyubko V. M. (2017) Comparison of Current-Voltage Characteristics Measured by Stationary and Pulse Circuits in Solutions of NaCl and KCl Electrolytes. *Vestnik Cankt-Peterburgskogo Universiteta. Fizika i Khimiya = Vestnik of Saint Petersburg University. Physics and Chemistry*, 4 (2), 131–137 (in Russian).
16. Baker G., Graves-Morris P. (2009) *Padé Approximants*. 2<sup>nd</sup> ed. Cambridge University Press. 746. <https://doi.org/10.1017/CBO9780511530074>.
17. Berne F., Cordonnier J. (1995) *Industrial Water Treatment*. Gulf Professional Publishing. 248.

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-508-516>

УДК 621.31.83.52

## Допустимый по условиям нагрева момент синхронного частотно-регулируемого двигателя с постоянными магнитами

Б. И. Фираго<sup>1)</sup>, С. В. Александровский<sup>1)</sup>

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

© Белорусский национальный технический университет, 2018  
Belarusian National Technical University, 2018

**Реферат.** Регулируемые электроприводы промышленных механизмов с постоянным статическим моментом могут работать в широком диапазоне изменения нагрузок и скоростей. При этом на любой скорости в заданном диапазоне они должны длительно работать с допустимым моментом, не перегреваясь. В большинстве случаев электродвигатели выполняют самовентилируемыми, с расположением вентилятора на валу электродвигателя. В этом случае охлаждение двигателя зависит от его скорости. Длительно допустимый момент электродвигателя на любой из скоростей при данной нагрузке определяется из уравнения теплового равновесия, где выделяемые в двигателе все потери мощности, превращаемые в тепло, должны отводиться в окружающую среду, обеспечивая допустимую температуру изоляции обмоток при данной температуре окружающей (охлаждающей) среды. Уравнение теплового баланса составляется обычно для одномассовой тепловой модели электродвигателя, которой мы в этой статье воспользовались. Но даже при одномассовой модели получаем нелинейное уравнение теплового баланса. Чтобы получить приемлемые по сложности аналитические выражения для расчетов, приходится применять обоснованные допущения, что также использовано в расчетах авторов статьи. В результате были получены формулы, по которым можно находить длительно допустимый момент двигателя как функцию относительной скорости ротора при данной температуре окружающей среды. Для приводимых примеров приняли два значения температуры окружающей среды (20 и 40 °С – это стандартные значения, применяемые при тепловых расчетах электродвигателей). Зависимости относительного значения допустимого момента электродвигателя от относительной скорости (частоты) приведены для трех синхронных двигателей с постоянными магнитами мощностью 3; 25 и 250 кВт.

**Ключевые слова:** синхронный двигатель, частотное управление, допустимый момент, уравнение теплового равновесия

**Для цитирования:** Фираго, Б. И. Допустимый по условиям нагрева момент синхронного частотно-регулируемого двигателя с постоянными магнитами / Б. И. Фираго, С. В. Александровский // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 6. С. 508–516. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-508-516>

---

### Адрес для переписки

Фираго Бронислав Иосифович  
Белорусский национальный технический университет  
просп. Независимости, 65,  
220013, г. Минск, Республика Беларусь  
Тел.: +375 17 293-95-61  
eapu@bntu.by

### Address for correspondence

Firago Bronislav I.  
Belarusian National Technical University  
65 Nezavisimosty Ave.,  
220013, Minsk, Republic of Belarus  
Tel.: +375 17 293-95-61  
eapu@bntu.by

---

## The Permissible under Heating Conditions Torque of a Frequency-Controlled Synchronous Motor of Permanent Magnets

B. I. Firago<sup>1)</sup>, S. V. Aleksandrovsky<sup>1)</sup>

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

**Abstract.** The variable speed electrical drives for industrial mechanisms with a constant static torque usually operate in a large range of speeds and loads. Along with this, for any speed of a given range the electrical drive motor is to provide a continuous permissible torque without overheating. Mostly the electrical motors have self-ventilation; the ventilator being located on the motor shaft. In such motors heat dissipation depends on a motor speed. The permissible continuous motor torque is determined out of a heat balance equation where power losses being converted into heat must be transferred in the ambient space and the motor temperature must not be over a permitted level for a given class of winding insulation under the certain ambient temperature. A heat balance equation is usually obtained on a basis of a one-mass motor heat model, i. e. the model that was used in this research. But even the one-mass heat model gives a non-linear heat balance equation. In order to get convenient analytical expressions out of the motor heat balance equation, it is necessary to take some justified assumptions; the latter was also implemented in this research. As a result, formulas have been obtained by which the long-term permissible motor torque can be calculated as a function of the relative speed of the rotor at a given ambient temperature. For the examples presented in the articles we chose (20 and 40 °C as a standard temperature for the thermal calculation of electrical machines). Dependences of a relative permissible continuous motor torque  $\mu$  on a relative frequency value (or relative rotor speed) are presented for three synchronous motors with permanent magnets and rated power of 3; 25 and 250 kW.

**Keywords:** synchronous motor, frequency control, permissible torque, heat balance equation

**For citation:** Firago B. I., Aleksandrovsky S. V. (2018) The Permissible under Heating Conditions Torque of a Frequency-Controlled Synchronous Motor of Permanent Magnets. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (6). 508–516. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-508-516> (in Russian)

### Введение

При регулировании скорости синхронного двигателя (СД) вниз от основной ухудшаются условия охлаждения и возникает проблема определения его допустимой нагрузки с соблюдением предельных температур. Если статический момент зависит от скорости (турбомеханизмы), то такая проблема обычно не проявляется. Но при постоянном статическом моменте (например, грузоподъемные механизмы) уменьшение скорости вала СД непосредственно влияет на теплоотдачу и, следовательно, на допустимый момент нагрузки [1, 2].

В связи с этим представляет интерес найти аналитическую зависимость допустимого момента синхронного частотно-регулируемого двигателя с постоянными магнитами от скорости и параметров электропривода при различной температуре окружающей среды.

### Аналитическое исследование допустимого по условиям нагрева синхронного частотно-регулируемого двигателя с постоянными магнитами

Рассмотрим синхронный двигатель с постоянными магнитами, расположенными на поверхности ротора. Полагаем, что потери мощности в ро-

торе отсутствуют, за исключением механических потерь [3–5]. В этом случае допустимый по условиям нагрева момент СД будет определяться равенством/неравенством [1, 6]

$$\beta_{\text{охл}} \Delta P_{\text{ном}} \geq \Delta P_{\text{пер.1}} + \Delta P_{\text{ст.1}} + \Delta P_{\text{мх}}, \quad (1)$$

где  $\Delta P_{\text{ном}}$  – номинальные потери электродвигателя, определяемые как

$$\Delta P_{\text{ном}} = P_{\text{ном}} \frac{1 - \eta_{\text{ном}}}{\eta_{\text{ном}}};$$

$P_{\text{ном}}$  – номинальная мощность электродвигателя;  $\eta_{\text{ном}}$  – номинальный КПД двигателя, о. е.;  $\Delta P_{\text{пер.1}}$  – переменные потери мощности в статоре СД при данных угловой скорости  $\omega$  и токе  $I_1$ , которые для трехфазного СД можно записать

$$\Delta P_{\text{пер.1}} = 3I_1^2 R_1;$$

$R_1$  – активное сопротивление фазы обмотки статора;  $\Delta P_{\text{ст.1}}$  – потери в стали статора, которые при постоянном магнитном потоке взаимоиנדукции определяются [6]

$$\Delta P_{\text{ст.1}} = \Delta P_{\text{ст.1,ном}} \left( \frac{f_1}{f_{1\text{ном}}} \right)^q;$$

$f_1, f_{1\text{ном}}$  – текущее и номинальное значение частоты изменения напряжения статора;  $\Delta P_{\text{ст.1,ном}}$  – номинальные потери в стали СД;  $q$  – показатель степени, который находится в пределах 1,3–1,5 (для современных электротехнических сталей рекомендуется принимать  $q = 1,5$ );  $\Delta P_{\text{мх}}$  – механические потери мощности, которые с учетом вентиляционных потерь принимают пропорциональными квадрату скорости двигателя  $\omega$ ,

$$\Delta P_{\text{мх}} = \Delta P_{\text{мх,ном}} \left( \frac{\omega}{\omega_{\text{ном}}} \right)^2;$$

$\Delta P_{\text{мх,ном}}$  – номинальные механические потери мощности СД.

Потери мощности рассматривают для установившегося режима, тогда для СД имеем

$$\frac{\omega}{\omega_{\text{ном}}} = \frac{\omega_0}{\omega_{0\text{ном}}} = \frac{f_1}{f_{1\text{ном}}} = \alpha,$$

где  $\omega_0, \omega_{0\text{ном}}$  – соответственно синхронная угловая скорость СД при текущей частоте  $f_1$  и при  $f_1 = f_{1\text{ном}}$ .

Рассмотрим первую зону регулирования скорости, когда  $\omega_{\text{мин}} \leq \omega \leq \omega_{\text{ном}}$ , для самовентилируемого синхронного частотно-регулируемого двигателя,

где коэффициент ухудшения охлаждения  $\beta_{\text{охл}}$  самовентилируемого СД можно представить выражением [6, 7]

$$\beta_{\text{охл}} = \beta_0 + (1 - \beta_0) \sqrt{\frac{\omega}{\omega_{\text{ном}}}} = \beta_0 + (1 - \beta_0) \sqrt{\alpha},$$

где  $\beta_0$  – коэффициент ухудшения охлаждения при  $\omega = 0$ , т. е. при неподвижном роторе двигателя (его усредненные значения в зависимости от исполнения электродвигателя приведены в [6, 8]).

С учетом изложенного можно записать уравнение теплового баланса СД (1) для данной относительной частоты  $\alpha$  в виде

$$(\beta_0 + (1 - \beta_0) \sqrt{\alpha}) \Delta P_{\text{ном}} \geq \Delta P_{\text{пер.1}} + \Delta P_{\text{ст.1,ном}} \alpha^{1.5} + \Delta P_{\text{мх}} \alpha^2. \quad (2)$$

Найдем зависимость переменных потерь в статоре  $\Delta P_{\text{пер.1}}$  частотно-регулируемого СД с постоянными магнитами от  $\alpha$  и электромагнитного момента  $M$  синхронного неявнополюсного двигателя.

В [8, с. 303] получено уравнение (10.224) для тока статора  $I_1$  неявнополюсного СД в виде

$$I_1 = \frac{U_1}{X_c} \sqrt{E_1^2 - 2E_1U_1 \cos \theta_{\text{эл}} + U_1^2}, \quad (3)$$

где  $U_1$ ,  $E_1$  – действующее значение фазного напряжения и ЭДС статора;  $\theta_{\text{эл}}$  – электрический угол нагрузки угловой характеристики синхронного двигателя, который связан с синхронным электромагнитным моментом соотношением

$$\frac{M}{M_{\text{син.мах}}} = \frac{\sin \theta_{\text{эл}}}{\sin \theta_{\text{эл,мах}}};$$

$M_{\text{син.мах}}$  – максимальное значение синхронного электромагнитного момента;  $\theta_{\text{эл,мах}}$  – угол нагрузки, соответствующий  $M_{\text{син.мах}}$ .

Как показано в [9], в частотно-регулируемом электроприводе, работающем при номинальном магнитном потоке, все величины, входящие в выражение максимального электромагнитного момента

$$M_{\text{син.мах}} = \frac{3U_1E_1}{\omega_0 X_c},$$

изменяются пропорционально относительной частоте  $\alpha$ :

$$U_1 = U_{1\text{ном}} \alpha; \quad E_1 = E_{1\text{ном}} \alpha;$$

$$\omega_0 = \omega_{0\text{ном}} \alpha; \quad X_c = X_{c,\text{ном}} \alpha,$$

где  $X_c$ ,  $X_{c,\text{ном}}$  – синхронное индуктивное сопротивление неявнополюсного двигателя при текущей частоте  $f_1$  и при  $f_1 = f_{1\text{ном}}$ .

Учитывая эти соотношения в выражении тока статора  $I_1$  (3), получим

$$I_1 = \frac{1}{X_{c,ном}} \sqrt{E_{1ном}^2 - 2E_{1ном}U_{1ном} \cos \theta_{эл} + U_{1ном}^2}. \quad (4)$$

Для неявнополюсного СД можно принять  $\theta_{эл,мах} = 90^\circ$ .  
Обозначим

$$\mu^* = \frac{M}{M_{снн.мах}} = \frac{\sin \theta_{эл}}{\sin \theta_{эл,мах}} = \sin \theta_{эл}.$$

Выразим

$$\cos \theta_{эл} = \sqrt{1 - \sin^2 \theta_{эл}} = \sqrt{1 - \mu^{*2}}.$$

Теперь уравнение (4) для тока статора  $I_1$  запишем в виде

$$I_1 = \frac{U_{1ном}}{X_{c,ном}} \sqrt{\left(\frac{E_{1ном}}{U_{1ном}}\right)^2 - 2\frac{E_{1ном}}{U_{1ном}}\sqrt{1 - \mu^{*2}} + 1}.$$

Обозначим:

$$a = \frac{E_{1ном}}{U_{1ном}}; I_{1,k} = \frac{U_{1ном}}{X_{c,ном}} \text{ — ток короткого замыкания СД; } i_1^* = \frac{I_1}{I_{1,k}} \text{ — отно-}$$

сительный к току короткого замыкания ток статора СД.

В результате уравнение для тока статора СД можно записать в указанных относительных единицах

$$i_1^* = \sqrt{a^2 - 2a\sqrt{1 - \mu^{*2}} + 1}.$$

Рассмотрим

$$i_1^{*2} = a^2 - 2a\sqrt{1 - \mu^{*2}} + 1.$$

Обозначим  $\mu^{*2} = Z$ . Очевидно, что  $Z \ll 1$ , поэтому можно разложить функцию  $\sqrt{1 - \mu^{*2}} = \sqrt{1 - Z}$  в степенной ряд, взяв первые два члена:

$$\sqrt{1 - Z} = 1 - \frac{1}{2}Z = 1 - \frac{1}{2}\mu^{*2}.$$

Но чаще всего используются относительные величины по отношению к номинальным, а не максимальным значениям, т. е.

$$i_1 = \frac{I_1}{I_{1ном}}; \quad \mu = \frac{M}{M_{ном}}.$$

Можно найти связь между этими двумя видами относительных единиц [8]

$$i_1^* = \frac{I_1}{I_{1,k}} = \frac{I_1}{I_{1\text{ном}}} X_c^* = i_1 X_c^*, \quad (5)$$

где  $X_c^*$  – относительная величина синхронного индуктивного сопротивления;

$$\mu^* = \frac{M}{M_{\text{син.мах}}} = \frac{M}{M_{\text{ном}}} \cdot \frac{1}{\lambda_m} = \frac{\mu}{\lambda_m}; \quad (6)$$

$\lambda_m$  – номинальная перегрузочная способность СД по моменту.

Принимая во внимание приведенные соотношения для относительных величин (5) и (6), можем записать квадрат относительного тока статора

$$i_1^2 = \left( \frac{I_1}{I_{1\text{ном}}} \right)^2 = \left( \frac{a}{X_c^*} \right)^2 - \frac{2a}{X_c^{*2}} + \frac{1}{X_c^{*2}} + \frac{a\mu^2}{(\lambda_m X_c^*)^2},$$

которому пропорциональны текущие значения потерь мощности в статоре:

$$\Delta P_{\text{пер.1}} = \Delta P_{\text{пер.1,ном}} i_1^2,$$

где

$$\Delta P_{\text{пер.1}} = 3I_1^2 R_1;$$

$$a = \frac{E_{1\text{ном}}}{U_{1\text{ном}}} = \frac{\cos \phi_{\text{ном}}}{\cos(\phi_{\text{ном}} - \theta_{\text{эл,ном}})};$$

$$\theta_{\text{эл,ном}} = \arcsin \left( \frac{1}{\lambda_m} \right).$$

Теперь уравнение теплового баланса (2) для синхронного самовентилируемого двигателя приобретает вид

$$\begin{aligned} & (\beta_0 + (1 - \beta_0)\sqrt{\alpha}) \Delta P_{\text{ном}} \geq \Delta P_{\text{ст.1,ном}} \alpha^{1,5} + \Delta P_{\text{мх}} \alpha^2 + \\ & + \Delta P_{\text{пер.1,ном}} \left[ \left( \frac{a}{X_c^*} \right)^2 - \frac{2a}{X_c^{*2}} + \frac{1}{X_c^{*2}} \right] + \Delta P_{\text{пер.1,ном}} \frac{a}{(\lambda_m X_c^*)^2} \mu^2. \end{aligned} \quad (7)$$

Введем относительные потери мощности в синхронном двигателе:

$$\begin{cases} p_1^* = \frac{\Delta P_{\text{ст.1,ном}}}{\Delta P_{\text{ном}}}; \\ p_2^* = \frac{\Delta P_{\text{мх,ном}}}{\Delta P_{\text{ном}}}; \\ p_3^* = \frac{\Delta P_{\text{пер.1,ном}}}{\Delta P_{\text{ном}}}, \end{cases} \quad (8)$$

а также обозначим:

$$A = \frac{p_3^* a}{(\lambda_m X_c^*)^2}; \quad (9)$$

$$B = p_3^* \left[ \left( \frac{a}{X_c^*} \right)^2 - \frac{2a}{X_c^{*2}} + \frac{1}{X_c^{*2}} \right]. \quad (10)$$

Теперь уравнение теплового баланса (7) можно записать

$$\beta_0 + (1 - \beta_0)\sqrt{\alpha} = p_1^* \alpha^{1.5} + p_2^* \alpha^2 + B + A\mu^2$$

или

$$\mu^2 = q_0 + q_1 \sqrt{\alpha} - q_2 \alpha^{1.5} - q_3 \alpha^2,$$

где

$$\begin{cases} q_0 = \frac{\beta_0 - B}{A}; \\ q_1 = \frac{1 - \beta_0}{A}; \\ q_2 = \frac{p_1^*}{A}; \\ q_3 = \frac{p_2^*}{A}. \end{cases} \quad (11)$$

Принимаем  $\mu = \mu_{\text{доп}}$  и находим зависимость относительного допустимого момента синхронного двигателя от относительной частоты  $\alpha$ , т. е. относительной угловой скорости ротора

$$\mu_{\text{доп}} = \sqrt{q_0 + q_1 \sqrt{\alpha} - q_2 \alpha^{1.5} - q_3 \alpha^2}. \quad (12)$$

### Расчет допустимого по условиям нагрева момента синхронного частотно-регулируемого двигателя с постоянными магнитами

Для иллюстрации теоретических исследований проведены расчеты по полученным формулам (8)–(12) для синхронных частотно-регулируемых двигателей [10] мощностью 3 кВт (рис. 1), 25 кВт (рис. 2) и 220 кВт (рис. 3) для температуры окружающей среды 40 и 20 °С.

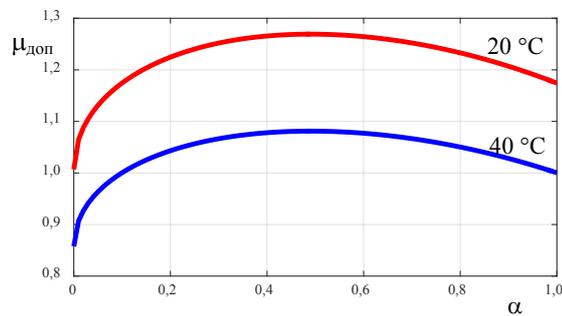


Рис. 1. Зависимость относительного допустимого момента  $\mu_{\text{доп}}$  от относительной частоты  $\alpha$  для синхронного частотно-регулируемого двигателя с постоянными магнитами типа LSRPM90SL мощностью 3 кВт

Fig. 1. Dependence of a relative permissible torque  $\mu_{\text{al}}$  upon a relative frequency  $\alpha$  for the synchronous frequency-controlled motor of permanent magnets of LSRPM90SL type with rated power of 3 kW

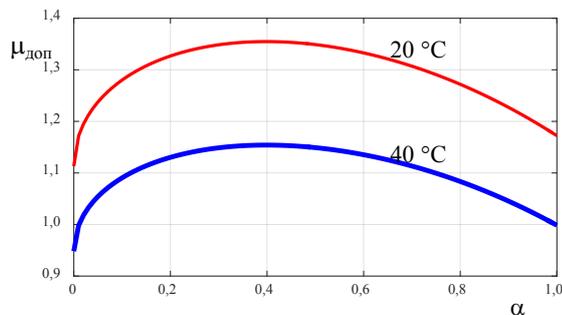


Рис. 2. Зависимость относительного допустимого момента  $\mu_{\text{доп}}$  от относительной частоты  $\alpha$  для синхронного частотно-регулируемого двигателя с постоянными магнитами типа LSRPM200L мощностью 25 кВт

Fig. 2. Dependence of a relative permissible torque  $\mu_{\text{al}}$  upon a relative frequency  $\alpha$  for the synchronous frequency-controlled motor of permanent magnets of LSRPM200L type with rated power 25 kW

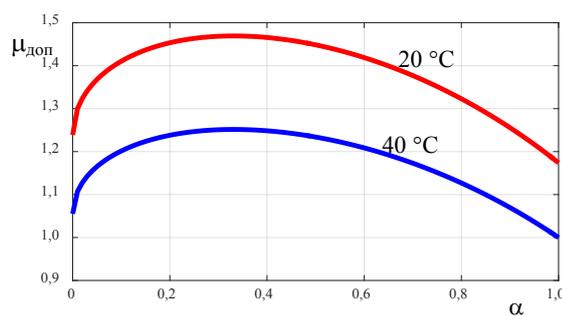


Рис. 3. Зависимость относительного допустимого момента  $\mu_{\text{доп}}$  от относительной частоты  $\alpha$  для синхронного частотно-регулируемого двигателя с постоянными магнитами типа LSRPM315MR мощностью 220 кВт

Fig. 3. Dependence of a relative permissible torque  $\mu_{\text{al}}$  upon a relative frequency  $\alpha$  for the synchronous frequency-controlled motor of permanent magnets of LSRPM315MR type with rated power 220 kW

## ВЫВОД

Разработана методика расчета допустимого по условиям нагрева момента частотно-регулируемого синхронного самовентилируемого электродвигателя, которая может быть использована при выборе мощности и проверке длительно допустимого момента электродвигателя, работающего при разных нагрузках, скоростях и температурах окружающей среды.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Шуйский, В. И. Расчет электрических машин: пер. с нем. / В. И. Шуйский. М.: Энергия, 1968. 732 с.
2. Брускин, Д. Э. Электрические машины. Ч. 2 / Д. Э. Брускин, А. Е. Зорохович, В. С. Хвостов. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Высш. шк., 1987. 325 с.
3. Осин, И. Л. Электрические машины: синхронные машины / И. Л. Осин, Ю. Г. Шакарян. М.: Высш. шк., 1990. 304 с.
4. Kaczmarek, T. Układy Napędowe z Silnikiem Synchronicznym / T. Kaczmarek, K. Zawirski // Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej. 2000.
5. Stoinski, M. Materiały Magnetyczne w Technice / M. Stoinski. Warszawa: COSIN SEP, 2000. 251 p.
6. Фираго, Б. И. Теория электропривода / Б. И. Фираго, Л. Б. Павлячик. Минск: Техноперспектива, 2007. 585 с.
7. Иванов-Смоленский, А. В. Электрические машины / А. В. Иванов-Смоленский. М.: Энергия, 1980. 928 с.
8. Фираго, Б. И. Регулируемые электроприводы переменного тока / Б. И. Фираго, Л. Б. Павлячик. Минск: Техноперспектива, 2006. 363 с.
9. Фираго, Б. И. Исследование переходных процессов в частотно-регулируемом синхронном электроприводе / Б. И. Фираго, С. В. Александровский // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2016. Т. 59, № 6. С. 507–518. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-6-507-518>.
10. LeroySomer: Синхронные электродвигатели с постоянными магнитами в алюминиевом корпусе LSRPM, 0.75 to 400 kW. Технический каталог. [Электронный ресурс]. Режим доступа: <http://www.privodsys.ru/upload/medialibrary/f2b/f2bac939df10493e151b2be2ae152eee.pdf>.

Поступила 12.03.2018 Подписана в печать 14.05.2018 Опубликовано онлайн 28.11.2018

## REFERENCES

1. Shuiskii V. I. (1968) *Calculation of Electric Machines*. Moscow, Energia Publ. 732 (in Russian).
2. Bruskin D. E., Zorokhovich A. E., Khvostov V. S. (1987) *Electric Machines*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 325 (in Russian).
3. Osin I. L., Shakarian Yu. G. (1990) *Electric Machines: Synchronous Machines*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 304 (in Russian),
4. Kaczmarek T., Zawirski K. (2000) *Electrical Drives with a Synchronous Motor*. Poznan Technical University (in Poland).
5. Stoinski M. (2000) *Magnetic Materials in Technical Applications*. Warsaw, COSIN SEP. 251 (in Poland).
6. Firago B. I., Pawlaczyk L. B. (2007) *The Theory of Electrical Drives*. Minsk, Technoperspektiva Publ. 585 (in Russian).
7. Ivanov-Smolenskii A. V. (1980) *Electrical Machines*. Moscow, Energia Publ. 928 (in Russian).
8. Firago B. I., Pawlaczyk L. B. (2006) *Regulated Alternative Current Drives*. Minsk, Technoperspektiva Publ. 363 (in Russian).
9. Firago B. I., Aleksandrovsky S. V. (2016) The Study of Transient Processes of the Frequency-Regulated Synchronous Electric Drive. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Educational Institutions and Power Engineering Associations*, 59 (6), 507–518 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-6-507-518>.
10. *LSRPM. Synchronous Motors with Permanent Magnets Aluminium Alloy Housing, 0.75 to 400 kW. Technical Catalogue*. Available at: <http://www.privodsys.ru/upload/medialibrary/f2b/f2bac939df10493e151b2be2ae152eee.pdf> (in Russian).

Received: 12 March 2018

Accepted: 14 May 2018

Published online: 28 November 2018

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-517-526>

UDC 691

## Specific Features of Heat- and Mass Transfer Processes in Road Dressings

**B. M. Khroustalev<sup>1)</sup>, Liu Tingguo<sup>2)</sup>, V. D. Akeliev<sup>1)</sup>, Yu. H. Aliakseyeu<sup>1)</sup>, Shi Jicun<sup>2)</sup>, V. V. Zankovich<sup>1)</sup>**

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

<sup>2)</sup>Gaoyuan Company (Henan Province, People's Republic of China)

**Abstract.** The paper presents a fragment of on-going investigations directed on creation of optimum data environment that ensures an access to world scientific journals and other publications which are necessary for qualitative implementation of works on priority directions of R&D in the field of road-construction industry in the period of 2016–2020. A citation analysis has been applied while using data of Journal Citation Reports for selection of world scientific serial publications which are necessary for execution of investigations on heat and mass transfer in road dressings. The road dressings are considered as open heterogeneous thermodynamic systems. Their deformations occur under various climatic conditions due to heat- and mass transfer processes and interaction of transport flows and road surface. Crack formation takes place in depth of the road dressings and on road surfaces as a result of temperature, mass transfer processes. As it is known material structure of constructive layers especially which are created with the help of technogenic wastes (asphalt-concrete, concrete, reinforced concrete scrap and products of its recycling, brick rubble, various wastes of production etc.) influence on heat- and mass transfer. The paper presents results of investigations on heat flows, boundary layers according to air viscosity, velocity of geometric permeability characteristics, capillary pressures in road pavements.

**Keywords:** road dressing, heat- and mass transfer, structure, temperature, stresses, surface, deformation, crack formation, model, velocity, investigations, density, time, boundary layer, flow, longevity

**For citation:** Khroustalev B. M., Tingguo Liu, Akeliev V. D., Aliakseyeu Yu. H., Jicun Shi, Zankovich V. V. (2018) Specific Features of Heat- and Mass Transfer Processes in Road Dressings. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (6) 517–526. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-517-526>

## Особенности тепло- и массообменных процессов в дорожных одеждах

**Б. М. Хрусталеv<sup>1)</sup>, Лю Тингуo<sup>2)</sup>, В. Д. Акельев<sup>1)</sup>, Ю. Г. Алексеев<sup>1)</sup>, Ши Жицунь<sup>2)</sup>, В. В. Занкович<sup>1)</sup>**

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

<sup>2)</sup>Компания «Гаююань» (провинция Хэнань, Китайская Народная Республика)

© Белорусский национальный технический университет, 2018  
Belarusian National Technical University, 2018

**Реферат.** Работа является фрагментом продолжающихся исследований, направленных на создание оптимальной информационной среды, обеспечивающей доступ к публикациям

---

### Адрес для переписки

Хрусталеv Борис Михайлович  
Белорусский национальный технический университет  
просп. Независимости, 150,  
220013, г. Минск, Республика Беларусь  
Тел.: +375 17 265-96-56  
[tg\\_fes@bntu.by](mailto:tg_fes@bntu.by)

### Address for correspondence

Khroustalev Boris M.  
Belarusian National Technical University  
150 Nezavisimosty Ave.,  
220013, Minsk, Republic of Belarus  
Tel.: +375 17 265-96-56  
[tg\\_fes@bntu.by](mailto:tg_fes@bntu.by)

---

из мировых научных журналов и других изданий, необходимых для качественного выполнения теоретических и экспериментальных исследований по приоритетным направлениям научно-технической деятельности в области дорожно-строительной отрасли в 2016–2020 гг. Использовался цитат-анализ с применением данных Journal Citation Reports отбора мировых научных серийных изданий, необходимых для выполнения исследований по тепло- и массопереносу в дорожных одеждах. Дорожные одежды – открытые гетерогенные термодинамические системы. В различных климатических условиях имеют место их деформации вследствие тепло- и массообменных процессов и взаимодействия транспортных потоков с поверхностью дороги. При наличии температурных, массообменных процессов происходит трещинообразование как по глубине дорожных одежд, так и на дорожных покрытиях. Как известно, на тепло- и массоперенос влияет структура материалов конструктивных слоев, в особенности устроенных из техногенных отходов (асфальтобетонный, бетонный, железобетонный лом и продукты их переработки, кирпичный бой, различные отходы производств и т. д.). Представлены результаты исследований тепловых потоков пограничных слоев в зависимости от вязкости воздуха, скорости, геометрических характеристик, проницаемости, капиллярных давлений в дорожных покрытиях.

**Ключевые слова:** дорожная одежда, тепло- и массоперенос, структура, температура, напряжение, поверхность, деформация, трещинообразование, модель, скорость, исследование, плотность, время, пограничный слой, поток, долговечность

**Для цитирования:** Особенности тепло- и массообменных процессов в дорожных одеждах / Б. М. Хрусталеv [и др.] // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 6. С. 517–526. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-517-526>

## Introduction

Automobile roads under various climatic conditions represent open non-linear heterogeneous thermodynamic systems because road cracking and deformation can be considered in various geographical regions while using synergetic principles as a result of collective behavior, self-organization of structural elements of road pavement if critical temperatures are reached. As a rule, formations emerged due to the above-mentioned processes are specific dissipative structures adapted to environmental conditions and in this case roadway dressings change their mass, energy due to heat- and mass transfer with air and external sources [1–3].

It is necessary to note that one of the examples pertaining to dissipative structure formation is a road dressing with due account of the Benard effect which is in the layer of viscous liquid at a critical temperature difference between bottom and top surfaces. A convection emerges at a definite temperature difference and this process is accompanied by formation of hexagonal cells created by joint molecule motion and there is a heat transfer velocity step due to temperature difference between surfaces and it results in formation of a new structure. At critical temperature difference convection heat transfer velocity is increasing. While having a long temperature decrease the road dressing is scattering a part of accumulated heat to sky dome and various objects and it causes changes in temperature stresses prior to reaching tensile strength. In the case when we have a balance in stress of ultimate strength in road dressing material temperature cracks are liable to emerge and then a step-like withdrawal of pavement heat occurs. For example: decrease of air temperature by 10 °C leads to changes in temperature field at the road depth up to 0.45–0.50 m.

Analytical and experimental investigations represent fragments of continuing research activity directed on methodological, experimental pavement developments that ensure minimization in cracking formation in depth and pavement area.

Taking into account some research challenges pertaining to heat- and mass transfer processes that occur during a road construction a development of technology for production of multi-component road pavement on the basis of agglomerates (secondary resources, for example, recycling of existing road dressings) is considered as rather a relevant and priority target. While regenerating single- and multiple-used materials it is necessary to make an analysis of their properties on the basis of heat- and mass transfer processes and it can be done by regulation of their required physical and technical and chemical parameters for actual mixtures, their components. In this regard it is possible to forecast longevity, reliability, thermal and physical characteristics of the road dressing energy efficiency because they depend on correctness of physical and mathematical model, a target function while designing and operating the objects.

### **Impact of temperature on crack formation in road pavements**

Investigations in Canadian provinces Alberta, Manitoba and Kazakhstan (non-stop high-speed Astana-Shchutchinsk highway) have revealed that changes in temperature up to a critical value initiate first temperature cracks on the surface of road pavement and their number is increasing proportionally to the logarithm of number of the mentioned temperature changes and velocity of temperature cracking is inversely proportional to the number of critical temperature changes. Their propagation is non-uniform in road length; for example, D. R. Hiltunen and R. Roque have shown that there are areas of potential cracks in the top asphalt-concrete layer and cracking can propagate due to temperature stress and with a velocity which is conditioned by spatial non-uniformity of a material.

There is another scheme of low-temperature cracking that uses a mechanical model with averaged pavement characteristics and this model makes it possible to calculate development of a vertical crack. The probability model permits to estimate a total number of temperature cracks on the surface with due account of current averaged value of crack depth and its presupposed propagation along layer thickness. The model considers a number of cooling cycles and it is based on the Paris' law and in accordance with the law linear viscoelastic material properties and crack number depend on regression coefficients which are determined subsequent to the results of field calibration of models, probability of accepted correctness conditions, a crack depth, a road pavement thickness

$$N = \chi f (\lg h) \lg \delta, \quad (1)$$

where  $N$  – number of cracks;  $\chi$  – regression coefficient determined in accordance with the results of model field calibration;  $f$  – probability of the fact that the condition (1) is correct;  $h$  – crack depth, m;  $\delta$  – road pavement thickness, m.

Crack formation in various climatic regions is determined by stationary, non-stationary temperature fields which have been calculated with the help of the

following computer programs: “KASKAD” (CASCADE) set No.011, date of inclusion in Register Book of supporting computer programs – 01.11.2017; “GRADIENT” set No.012, date of inclusion in Register Book of supporting computer programs – 12.03.2018.

Temperature fields for single-layer and multi-layer roads are significant while analyzing heat- and mass transfer processes in road dressings. The paper contains calculations for temperature fields under boundary conditions of the 3<sup>rd</sup> class while using an analytical method, a net-point method. Multi-layer dressing is considered as a single-layer one while using equivalent thickness for multi-layer objects [4–6].

Temperature in the points of an auxiliary straight line which is located at distance of  $\Delta x/2$  in the moment of time  $k$  is calculated in accordance with the expression

$$t(n+1, k) = \frac{\left(1 - \frac{\Delta x \alpha}{2 \lambda}\right) t(n, k) + \Delta x \frac{\alpha}{\lambda} t_{\infty}}{1 + \frac{\Delta x \alpha}{2 \lambda}}. \quad (2)$$

Temperatures  $t(0, \tau)$  on concrete pavement surface

$$t(0, \tau) = \frac{\left(1 - \frac{\Delta x \alpha}{2 \lambda}\right) t(1, k) + \Delta x \frac{\alpha}{\lambda} t_{\infty}}{1 + \frac{\Delta x \alpha}{2 \lambda}}, \quad (3)$$

where  $\Delta x$  – grid pitch (inter-lattice-point distance), m;  $\lambda$  – equivalent coefficient of road pavement heat conductivity, W/(m·K);  $\alpha$  – coefficient of heat transfer at pavement surface, W/(m·K);  $t_{\infty}$  – temperature of boundary layer at road surface, °C.

Temperature fields have been calculated in accordance with the following thermal and physical characteristics of the pavement (tab. 1).

Table 1

**Thermal and physical characteristics of pavement layers**

Name of road dressing layer	Density $\rho$ , kg/m <sup>3</sup>	Heat conductivity coefficient $\lambda$ , W/(m·K)	Mass heat capacity at constant pressure $C_p$ , kJ/(kg·K)	Coefficient of temperature conductivity $a \cdot 10^6$ , m <sup>2</sup> /s
Cement concrete pavement	2400	1.51–1.86	0.84	0.84
Asphalt-concrete	2100	1.05	1.08	0.46
Sand concrete	1800–2500	0.70	710	0.46
Gravel aggregate concrete or crushed natural stone concrete	2400	1.51	840	0.75
Slag concrete	1120–1500	0.60–0.70	800	0.63
Cement-sand mortar	1800–2000	0.60–1.20	840	0.56
Flyash concrete	1000–1800	0.29–0.7	840	0.43
Sand for construction works (GOST 8736–77)	1600	0.35	840	0.26

Temperature fields at these boundary conditions have been calculated according to Biot (Bi) and Fourier Fo numbers from nomograms

$$\text{Bi} = \frac{\alpha x}{\lambda} \text{Fo} = \frac{\alpha \tau}{x^2}. \quad (4)$$

Calculations have shown that temperatures at pavement surface up to 15 °C with air temperature changes lead to changes of pavement temperature fields in depth up to 0.02 m by 7–8 °C.

### **Impact of technogenic wastes on heat- and mass transfer in road dressings**

Construction and road objects exert a significant impact on environmental situation, social and economic problems for any country. So it is necessary to have theoretical investigations, justification of the taken decisions for construction of road dressings including roadway platform and groundwork base which is due to solution of resource-saving matters, prevention of environmental pollution. Priority goals are ecological and material science that allow to ensure selection of technogenic wastes of construction process for production of more ecologically friendly, safe construction materials. It is necessary to consider the possible use of asphalt-concrete, concrete, reinforced concrete, brick, wooden rubble, plastering, various backfilling wastes not as building refuse creating problems but they must be accepted as easily used materials for repair and restoration construction works, these materials can be recycled, mechanically separated in fractions using various methods. The investigations demonstrate that while applying materials obtained with the help of the above-mentioned methods it is possible to make concrete with strength up to 70 % from brand nominal value. In order to meet a number of longevity requirements it is expediently to use standard materials and state-of-the-art technologies along with substandard materials and by-products of metallurgical production that allow to lower technical-and-economic indices while constructing automobile roads by 1.2–1.5-fold, and also fine sand with fineness modulus 0.6–0.8, finely powdered fractions of granulated slag with specific surface not less than 300 m<sup>2</sup>/kg and others.

### **Heat and mass physical characteristics**

An actual problem for various climatic regions is optimization, analysis, presentation of analytical, numerical, experimental methodologies for evaluation of heat and mass conductivity ratio, heat absorption of compositions (broken stone, concrete, fill material, cement synthesized solutions, their structures).

Analytical and experimental, engineering calculations of thermal resistance for conventional automobile road pavements give ground to consider them as semi-bounded bodies at cyclic fluctuation of free-air temperature, transitions from positive to negative values, with various heat transfer coefficients.

It is also necessary to take into account radiation heat transfer between sky dome, surfaces of construction roadside objects, afforestation, transport facilities and so on.

Densities of heat flows in the materials of road pavements depend on geometrical dimensions of road-bed (width), radiation characteristics (spectral, total emissivity), local average values of surface temperature and so on. Deformation characteristics, longevity, crack resistance of road, airdrome pavements are determined by indices of air temperature fluctuations, their attenuation in the road-bed, because an index of heat inertia depends on the products of heat conductivity thermal resistances and their coefficients of heat absorption. "A layer of violent temperature fluctuations" which is located at a specific distance from the road-bed surface plays a significant role for longevity of road dressings.

There are temperature fluctuations in the road, concrete and asphalt-concrete pavements and due to this reason stresses, deformations cause temperature cracks. Temperature deformations include free stressed deformations which are proportional to temperature gradients and which are stipulated by temperature stresses characterized by linear temperature expansion coefficients. The following physical and mechanical properties are changing in the course of time: strength, modules of elastic longitudinal deformations, shift, longitudinal deformation coefficients for all components. In such a case creeping leads to decrease in stresses initiated by forced deformations (temperature deformation, shrinking deformation, re-distribution of stresses). So temperature of road pavement materials depends on coordinates, time, heat and physical characteristics of a material.

While using variation algebraic, integral substitutions, stepwise approximations, integral transformations of numerical and other methods an analysis of thermo-technical calculations, mass transfer has shown that majority of road pavements have limited heat and mass resistance at relatively small external actions and radiation characteristics of surfaces.

Temperature fluctuations of the road dressings are of great importance and they are conditional on temperatures which are changing in accordance with seasonal, daily, time intervals. Thus the road dressings have a complicated non-stationary heat regime when temperature fields of the pavements, their gradients of temperatures, mass potentials depend on boundary conditions of 1–4 types. While having boundary condition of 3<sup>rd</sup> type total (dynamic and heat) heat-exchange coefficient in boundary layers is considered as the most important characteristic for heat and mass transfer.

### **Boundary air layers at road pavements**

Calculations of thickness for dynamic, heat boundary layers at various geometric dimensions of surface, roads, velocity, air temperature have been carried out in respect to various climatic conditions. Some results of these calculations are presented in fig. 1–4.

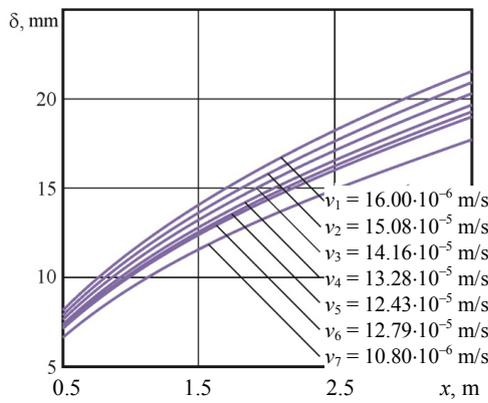


Fig. 1. Dependence of boundary layer thickness  $\delta$  on  $v = f(t_\infty)$ ,  $\text{m}^2/\text{s}$  (at  $\omega = 4 \text{ m/s}$ ), road pavement width ( $x$ )

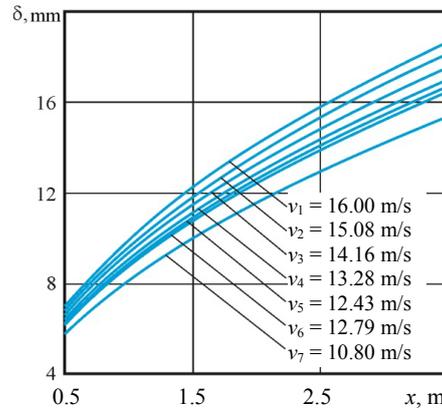


Fig. 2. Dependence of boundary layer thickness  $\delta$  on  $\omega$ ,  $\text{m/s}$ , road pavement width ( $x$ )

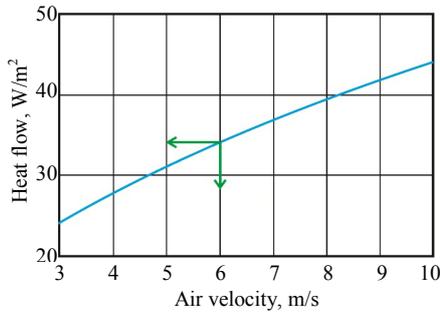


Fig. 3. Dependence of heat flow at road pavement on air motion velocity

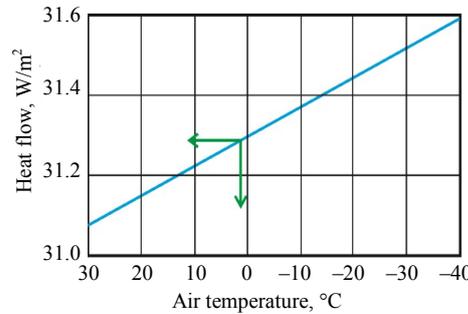


Fig. 4. Dependence of heat flow at road pavement on air temperature

### Methodologies for experimental investigations of road pavements

An analysis of structural characteristics for road pavements have been made with the help of systems including sources of high-speed electrons, X-ray spectrometers, single channel electronic impulse analyzers, an electronic scanning microscope and an optical microscope. Vacuum in optical systems and X-ray spectrometers has been created by an automatic system. An incandescent tungsten filament has served as a source of electrons and converging, stigmatophore, objective lenses ensuring qualitative presentation of the surface have been used as an electronic and optical system.

Stereo images of concrete pavement surfaces (fig. 5) show that dark areas correspond to elements with less atomic weight and lighter areas correspond to elements that have higher atomic weight.

Densities of diffusion, filtration flows at various climatic characteristics, densities of droplet moisture flows serve as a quantitative estimation of capillary processes in the road concrete pavements [7, 8].

A device (fig. 6) has been developed and patented for measuring capillary pressure. Methodologies for testing layers of road concrete or asphalt concrete

pavements for gas- and air-permeability has also been developed and these methodologies characterize material structure and physical and technical characteristics of separate components and pavement as a whole (fig. 7) [9].

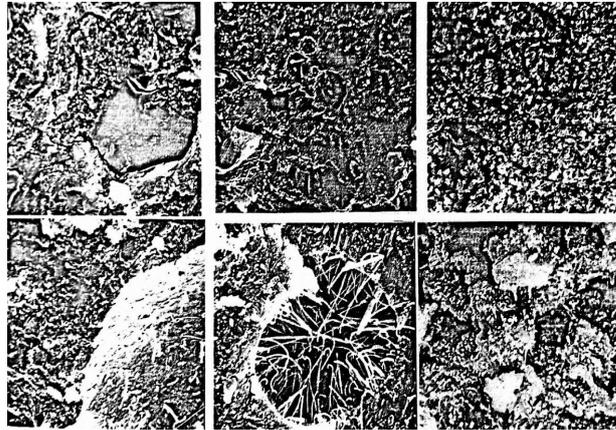


Fig. 5. Stereo images of fracture on concrete material surface (×500 magnification)

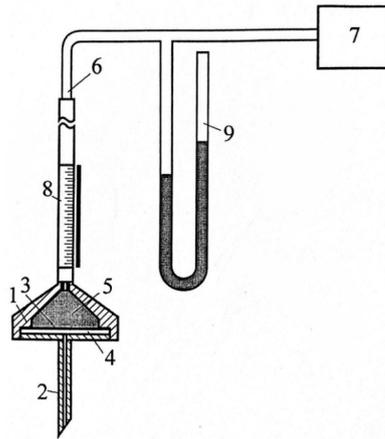


Fig. 6. Scheme of device for measuring capillary pressure: 1 – pressure-sensitive receiver; 2 – capillary needle; 3 – elastic diaphragm; 4, 5 – chambers; 6 – pipeline; 7 – pressure regulation unit; 8 – level meter; 9 – manometer

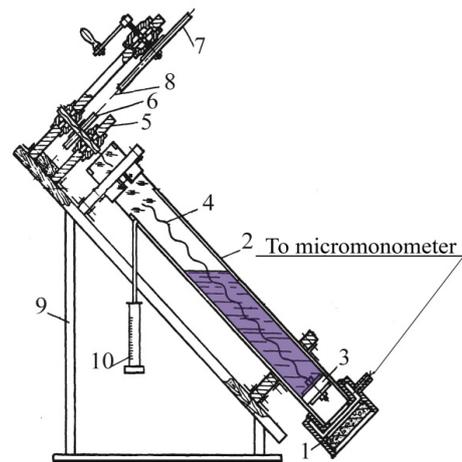


Fig. 7. Scheme of device for determination of air permeability in hard-grained materials: 1 – cassette; 2 – glass tube; 3 – piston; 4 – screw; 5 – nut; 6, 7 – sheaves; 8 – belt; 9 – holder; 10 – measuring vessel

Quality of permeability measurements has been reached due to application of a special device which was designed in the form of an inclined tube with a rubber hollow piston connected with a mechanism that ensures its translational motion with minimum friction (presence of glycerine solution). An air permeability coefficient is calculated according to volume of air passing through a tube cross-section within a specific time interval and pressure difference and such an approach has ensured the validity of investigation results [10, 11].

Final characteristics of longevity, heat-, physical and technical parameters of road pavements for every variant of road dressing depend on adequacy of a mathematical model, target function while making design.

### **Full-scale investigations of heat- and mass transfer in road dressings**

The larger the designed project the more probability that solutions will be taken on the basis of such principles as an intuition, a discretionary decision, an experience, common sense. Every variant of selection has its advantages, disadvantages so the most optimum alternative presupposes development, application of scientific method that permits to find solutions which make it possible to assess consequences, to exclude unacceptable variants, to recommend the most efficient proposals. A system approach which takes into account the complicated data of various physical nature is considered as the most appropriate one.

While using a system analysis it is possible to develop a mathematical model of heat and mass transfer in the road dressing and the model is to be developed on the basis of heat-power interaction that includes accounting of partial and general temperature, velocity, pressure, radiation flows, heat and mass accumulating characteristics of materials for constructive layers of road dressings; heat and energy balance of a road object, heat and mass transfer characteristics while being in operation in various periods of time.

Complex investigations have been carried out in various climatic conditions while using multi-functional devices "Testo 435" and a set of resistance temperature devices KTCII-H. Convective, radiation flows have been determined with the help of noncontact infrared radiation pyrometers AR852B. Thermo-visors SATHOTFIND (Series L), Company NEC "Ttacer TN 7700" have been used for obtaining thermo-visional measurements of temperature fields on road surfaces in case of solar radiation absence and presence. (The investigations have been made in the Republic of Belarus while constructing Minsk Automobile Ring Road which fully meets all International standards).

### **CONCLUSIONS**

1. At theoretical justification of a method of crack-resistance calculation at capillary shrinkage of early age concrete with use of approaches of fracture mechanics by the generalized criterion the main assumptions are formulated.

2. The developed model is the hierarchical system, suitable for the description of processes of destruction (destruction) of early age concrete at any levels of consideration of its structure. Having entered the corresponding characteristics for materials of filler and cement and sand solution, it is possible to receive deformative, strength characteristics, parameters of the concrete cracks in case of change of its humidity and temperature (at shrinkage).

3. Being based on the considered regularities of concrete destruction process, it is offered to divide all defects of structure, both initial, and developed as a result of power and not power influences, into 5 main types. The amount of pores and cracks of the first four types depends on concrete porosity, and type V – and

on the volume content of grains of small or coarse aggregate. To each type of damages, there corresponds the stress intensity factor, extent of influence and which value on the general crack resistance of material depend on quantity of this type of pores and cracks in concrete volume.

4. The new evidence-based algorithm of crack-resistance calculation at shrinkage of early age concrete by the generalized criterion, which contains the sequence of operations of calculation as for selection of structure, taking into account the factors, influencing capillary pressure and according to characteristics of properties of concrete components, its technological parameters, and for definition of concrete residual resource on its structure and properties and also on the samples, which are selected from structures at early age is offered.

#### REFERENCES

1. Lalla J. R. F., Mwasha A. (2014) Investigating the Compressive Strengths of Guanapo Recycled Aggregate Concrete as Compared to that of its Waste Material. *West Ind. J. of Engineering*, 36 (2), 12–19.
2. Cheng-Chih Fan, Ran Huang, Howard Hwang, Sao-Jeng Chao (2015) The Effects of Different Fine Recycled Concrete Aggregates on the Properties of Mortar. *Materials*, 8 (5), 2658–2672. <https://doi.org/10.3390/ma8052658>.
3. Khroustalev B. M., Nesenchuk A. P., Timoshpolsky V. I., Akeliev V. D., Sednin V. A., Kopko V. M., Nerezko A. V. (2007) *Heat- and Mass Transfer. Part 1*. Minsk, Belarusian National Technical University. 606 (in Russian).
4. Pshembaev M. K., Kovalev Ya. N., Akeliev V. D. (2015) Estimation of the Concrete Pavement Temperature Fields and their Gradients. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Educational Institutions and Power Engineering Associations*, (4), 54–63 (in Russian).
5. Teltaev B. B. (2015) Regular Features in Self-Organization of Low-Temperature Cracking in Asphalt-Concrete Road Pavement. *Doklady Natsional'noi Akademii Nauk Respubliki Kazakhstan = Reports of National Academy of Sciences of the Republic of Kazakhstan*, (4), 40–65 (in Russian).
6. Amarasiri A., Grenfell J. (2015) Numerical Modelling of Thermal Cracking of Pavements. *International Journal of Pavement Research and Technology*, 8 (2), 85–93.
7. Soldatkin M. T., Akel'ev V. D., Astapova L. V. (1973) *Device for Testing Construction Material on Air Permeability*. Patent USSR No 393682 (in Russian).
8. Baranov S. P., Soldatkin M. T., Akel'ev V. D., Ufimtseva T. A. (1976) *Device for Measuring Intra-Capillary Pressure in Porous Bodies*. Patent USSR No 516921 (in Russian).
9. Smol'skii R. I., Akel'ev V. D., Batrachenko V. S. (1980) *Unit for Testing Construction Materials on Water Permeability*. Patent USSR No 763712 (in Russian).
10. Akel'ev V. D., Gurova G. E. (1981) *Device for Determination of Air Permeability in Enclosing Structures*. Patent USSR No 845098 (in Russian).
11. Soldatkin M. T., Stakhovskaya L. E., Akel'ev V. D. (1982) *Device for Measuring Partial Pressure of Water Vapor*. Patent USSR No 922554 (in Russian).

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-527-538>

УДК 533.601

## Аэродинамика и устойчивость потока в относительно длинных циклонных камерах

Э. Н. Сабуров<sup>1)</sup>, Д. А. Онохин<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>Северный (Арктический) федеральный университет имени М. В. Ломоносова  
(Архангельск, Российская Федерация)

© Белорусский национальный технический университет, 2018  
Belarusian National Technical University, 2018

**Реферат.** В статье приводятся и анализируются результаты экспериментального исследования аэродинамики потока в рабочем объеме циклонных камер большой относительной длины, значительно превышающей длину камер в ранее выполненных исследованиях. Подвод воздуха в закручиватель камеры осуществляли тангенциально с диаметрально противоположных сторон двумя входными каналами. Вывод воздуха из рабочего объема камеры производили с противоположного торца камеры через круглое осесимметричное отверстие. Значения площади входных каналов и диаметра выходного отверстия варьировали сменными вкладышами и пережимами. Опыты выполнены методом лазерной доплеровской анемометрии. В результате установлены новые особенности формирования потока в рабочем объеме относительно длинных циклонных камер. Определены основные характерные величины потока рабочего объема. В частности, установлено определяющее влияние характеристик ядра потока на его структуру в относительно длинных циклонных камерах. Подобраны расчетные соотношения для определения этих величин в зависимости от геометрических характеристик исследуемой камеры. Определена граница пристенной области течения, в которой создаются благоприятные условия для проявления неустойчивости потока. Проведено численное моделирование течения в программном комплексе ANSYS Fluent. По его результатам представлено сравнение показателей численного моделирования, расчетных зависимостей и экспериментальных данных. Сопоставление результатов показало вполне удовлетворительное совпадение. Полученные в процессе исследований данные и расчетные соотношения могут быть использованы в инженерной практике и представляют интерес с точки зрения дальнейшего изучения аэродинамики в сильно закрученном потоке циклонных устройств для совершенствования методик их теплового и аэродинамического расчетов.

**Ключевые слова:** циклонная камера, устойчивость потока, ядро потока, численное моделирование, ANSYS Fluent

**Для цитирования:** Сабуров, Э. Н. Аэродинамика и устойчивость потока в относительно длинных циклонных камерах / Э. Н. Сабуров, Д. А. Онохин // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 6. С. 527–538. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-527-538>

---

### Адрес для переписки

Сабуров Эдуард Николаевич  
Северный (Арктический) федеральный университет  
имени М. В. Ломоносова  
Набережная Северной Двины, 17,  
163002, г. Архангельск, Российская Федерация  
Тел.: +7 8182 21-61-71  
saburov@narfu.ru

### Address for correspondence

Saburov Eduard N.  
Northern (Arctic) Federal University  
named after M. V. Lomonosov  
17, Embankment of the Northern Dvina  
163002, Arkhangelsk, Russian Federation  
Tel.: +7 8182 21-61-71  
saburov@narfu.ru

---

## Aerodynamics and Stability of the Flow in Relatively Long Cyclone Chambers

E. N. Saburov<sup>1)</sup>, D. A. Onokhin<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>Northern (Arctic) Federal University named after M. V. Lomonosov (Arkhangelsk, Russian Federation)

**Abstract.** The article presents and analyzes the results of an experimental study of the aerodynamics of the flow in the working volume of cyclone chambers of a large relative length, significantly exceeding the length of the chambers that were used in the previous studies. Air supply to the chamber swirler was carried out tangentially from diametrically opposite sides by two inlet channels. The air discharge from the working volume of the chamber was made from the opposite end of the chamber through a round axisymmetric hole. The values of the area of the inlet channels and the diameter of the outlet were varied with replaceable incrustations and clamps. The experiments were performed with the use of laser Doppler anemometry. As a result, previously unknown features of flow formation in the working volume of relatively long cyclone chambers have been determined. The main characteristic values of the working volume flow have determined as well. In particular, the determining influence of the flow core characteristics on its structure in relatively long cyclone chambers has been discovered. The calculated ratios have been chosen to determine these values depending on the geometrical characteristics of the chamber under study. The boundary of the near-wall flow region, in which favorable conditions for the flow instability are created, is determined. Numerical simulation of the flow in the ANSYS Fluent software has been performed. Based on its results, a comparison of the results of numerical simulation, calculated dependencies and experimental data is presented. A comparison of the results demonstrated a completely satisfactory coincidence. Data obtained in the process of research and calculated ratios can be used in engineering practice and are of an interest from the point of view of further study of aerodynamics in a highly swirled flow of cyclone devices in order of to improving the methods of their thermal and aerodynamic calculations.

**Keywords:** cyclone chamber, flow stability, flow core, numerical simulation, ANSYS Fluent

**For citation:** Saburov E. N., Onokhin D. A. (2018) Aerodynamics and Stability of the Flow in Relatively Long Cyclone Chambers. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (6), 527–538. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-527-538> (in Russian)

### Введение

Одной из важнейших задач модернизации и развития промышленной теплоэнергетики является повышение производительности и энергоэффективности оборудования. Для ее решения успешное применение нашли закрученные высокотурбулентные потоки теплоносителей, в том числе и создаваемые в циклонных камерах. Циклонные камеры используются во многих отраслях промышленности в качестве устройств тепловой обработки материалов, циклонных топок и печей [1, 2], рекуператоров, воздухоподогревателей и сепараторов [3]. Они обладают простой и универсальной конструкцией, которая позволяет добиться высокой степени интенсивности тепло- и массообменных, сепарационных и других процессов. Преимущества циклонных устройств и особенности их работы определяются, прежде всего, их аэродинамикой. Большинство исследований по аэродинамике и конвективному теплообмену в циклонных камерах выполнено на их моделях с малой относительной длиной  $\bar{L}_k = L_k / D_k$  ( $L_k$ ,  $D_k$  – длина

и диаметр рабочего объема камеры). Именно такие устройства первоначально получили широкое распространение в промышленности [1, 4]. Расширение промышленного использования и повышение производительности вызвали необходимость увеличения длины их рабочего объема и проведения соответствующих исследований для разработки рекомендаций по их расчету и конструированию [5]. Особую важность в связи с этим приобретают теоретические и экспериментальные исследования структуры закрученных течений [6].

Первые систематические исследования аэродинамики моделей циклонных камер с относительной длиной в широком диапазоне изменения  $\bar{L}_k = 1,0\text{--}11,5$  показали, что аэродинамика длинных циклонных камер имеет некоторые особенности [7].

### Методика исследования

Исследование аэродинамики выполнено на экспериментальном стенде, схема которого представлена на рис. 1. Рабочий объем циклонной камеры представлял собой прозрачную трубу из оргстекла с внутренним диаметром  $D_k = 2R_k = 172$  мм, состыкованную с закручивателем потока. Относительная длина камеры  $\bar{L}_k = 13$ . Подвод воздуха в закручиватель камеры осуществляли тангенциально с диаметрально противоположных сторон двумя входными каналами (шлицами), имеющими размеры поперечного сечения  $24 \times 84$  мм. Оси шлицев находились в одной поперечной плоскости на расстоянии  $0,5D_k$  от глухого торца закручивателя. Безразмерную площадь поперечного сечения входных каналов  $\bar{f}_{вх} = 4f_{вх} / \pi D_k^2$  изменяли специально спроектированными вкладышами в диапазоне  $0,02\text{--}0,21$ . Вывод газов осуществляли с противоположного от закручивателя торца камеры через расположенное в нем выходное отверстие, ресивер и вентиляционный канал. Относительный диаметр выходного отверстия камеры  $\bar{d}_{вых} = d_{вых} / D_k$  варьировали сменными диафрагмами в пределах  $0,2\text{--}1,0$ . Воздух в камеру подавали воздуходувкой с номинальной производительностью  $1,6$  м<sup>3</sup>/с и располагаемым напором  $16$  кПа. Изменение расхода воздуха производили варьированием числа оборотов воздуходувки с помощью частотного преобразователя.

Исследование аэродинамики циклонной камеры проводили в стационарных условиях при постоянном расходе воздуха. Определение избыточного статического давления в подводящем воздуховоде, во входных каналах и на боковой поверхности камеры производили через дренажные отверстия  $U$ -образными водяными дифманометрами и микроманометрами.

Поля скоростей в рабочем объеме камеры исследовали методом лазерной доплеровской анемометрии при помощи пятилучевого лазерного доплеровского анемометра (ЛДА), методика измерения которого основана на доплеровском эффекте смещения частоты излучения, отраженного от движущихся в потоке частиц [8].

С целью визуализации потока и проведения ЛДА-измерений в поток вводили микроскопические частицы диаметром около 1 мкм. Источником частиц служил генератор тумана Safex Fog Generator 2001 фирмы Dantec, в котором использовалась специальная жидкость Safex Fog Fluid Standard – полистирол на основе этиленгликоля. Оценка размера частиц тумана в [9, 10] показала их малую инерционность, что практически не оказывает влияния на точность измерения скоростей. Концентрацию частиц подбирали экспериментально до получения устойчивых доплеровских всплесков на осциллооскопе системного монитора в программе BSA Flow. Количество измерений скорости в каждой точке в среднем равнялось 2000 частиц. Статистическая обработка результатов измерений в программе BSA Flow позволяла рассчитать значения осредненной скорости потока в точке измерения.

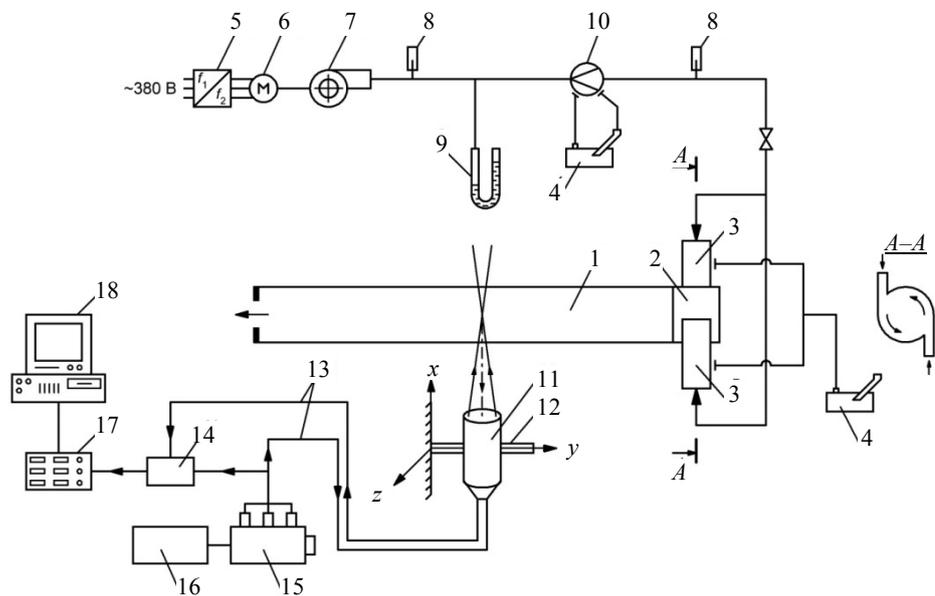


Рис. 1. Схема экспериментального стенда для исследования аэродинамики циклонной камеры с использованием лазерного доплеровского анемометра: 1 – рабочий объем циклонной камеры; 2 – закручиватель; 3 – входной канал (шлици); 4 – микроманометр; 5 – частотный преобразователь; 6 – приводной электродвигатель; 7 – воздуходувка; 8 – термометр; 9 – U-образный манометр; 10 – измерительная диафрагма; 11 – оптический зонд; 12 – траверса; 13 – оптоволоконный световод; 14 – фотоприемник (фотомультиплексер); 15 – оптический коммутатор; 16 – лазер; 17 – процессор BSA; 18 – компьютер

Fig. 1. Block diagram of the experimental stand for research of aerodynamics with the use of the LDA-method: 1 – working volume of cyclone chamber; 2 – swirler; 3 – entrance channels (slots); 4 – micromanometer; 5 – frequency converter; 6 – drive electric motor; 7 – blower; 8 – thermometers; 9 – U-shaped manometer; 10 – measuring diaphragm; 11 – optical probe; 12 – traverse; 13 – optical fibers; 14 – photodetector (photo multiplier); 15 – optical commutator; 16 – laser; 17 – BSA processor; 18 – computer

В опытах использовали трехкомпонентную систему ЛДА с дифференциальной оптической схемой [9], что позволяло измерять все три компоненты вектора полной скорости потока. Источником лазерного излучения

являлся газовый аргоновый лазер Coherent Innova 70с с длиной волны  $\lambda = 514,5$  нм. Лазерный луч разделялся в оптическом коммутаторе серии 60X FiberFlow фирмы Dantec на пять лучей, которые подавались по оптоволоконным световодам в оптический зонд. Измерительный объем находился на пересечении лазерных лучей и имел форму эллипсоида. Перемещение в пространстве оптического зонда осуществлялось при помощи измерительной траверсы.

Отраженное движущимися частицами излучение улавливалось оптическим зондом и передавалось на фотоприемник – фотомультиплексер, в котором преобразовывалось в электрический сигнал. Полученный электрический сигнал усиливался и передавался далее на сигнальный процессор BSA P80, регистрировавший доплеровские всплески, производивший сравнение частот излучения и окончательную обработку данных. Далее конечные данные передавались на персональный компьютер для натурального представления, осуществляемого в программе BSA Flow. Программное обеспечение BSA Flow также позволяло управлять перемещением оптического зонда по траверсе, устанавливать и изменять настройки измерений.

### Результаты исследования

Результаты исследования позволяют прежде всего отметить, что основная (наибольшая) компонента скорости потока в относительно длинных циклонных камерах – тангенциальная  $w_\phi$ . По величине тангенциальная компонента  $w_\phi$ , как и в относительно коротких камерах, является наибольшей. Осевая  $w_z$  и радиальная  $w_r$  составляющие и по величине, и по распределению практически близки. Однако распределения безразмерной тангенциальной составляющей скорости  $\bar{w}_\phi = w_\phi / V_{\text{вх}}$  по относительному радиусу  $\bar{r} = r / R_k$  в длинных камерах, в отличие от коротких, существенно меняется вдоль рабочего объема (рис. 2).

В начальных сечениях в месте ввода воздуха в рабочий объем через шлицы распределение  $\bar{w}_\phi(\bar{r})$  является результатом взаимодействия выходящих из шлицев струй с криволинейной стенкой рабочего объема и уже вращающимися в камере газами. При перемещении сформировавшегося закрученного потока по направлению к выходному отверстию камеры он перестраивается до распределения в области выходного отверстия, близкого к профилю  $\bar{w}_\phi(\bar{r})$  относительно коротких циклонно-вихревых камер (с максимумом  $\bar{w}_\phi$ , квазипотенциальной и квазитвердыми зонами).

Постепенный процесс перестройки распределения  $\bar{w}_\phi(\bar{r})$  происходит таким образом, что все распределения  $\bar{w}_\phi(\bar{r})$  пересекаются в одной точке с безразмерной радиальной координатой  $\bar{r}_я = r_я / R_k$  (рис. 2а). Значение  $\bar{r}_я$  – постоянная величина для данной геометрии циклонной камеры, в общем случае зависящая от ее геометрических характеристик. Безразмерный ра-

диус  $\bar{r}_я$  является радиусом условной круглой цилиндрической поверхности в приосевой зоне потока – радиальной границей его своеобразного ядра. Безразмерная тангенциальная скорость на границе ядра потока  $\bar{w}_{\phi я} = w_{\phi я} / V_{вх}$ .

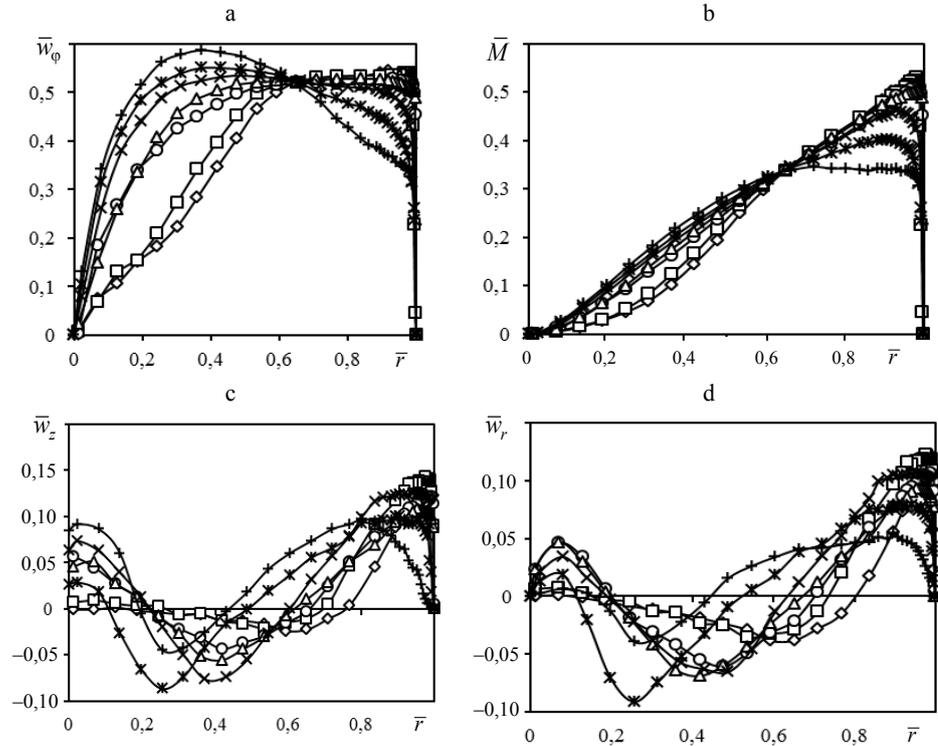


Рис. 2. Распределение тангенциальной (а) компоненты скорости, момента количества движения (б), осевой (с) и радиальной (д) составляющих скорости в циклонной камере с характеристиками  $\bar{L}_к = 13$ ;  $\bar{f}_{вх} = 0,04$ ;  $\bar{d}_{вых} = 0,59$  в сечениях:

$\diamond - \bar{z} = 1,5$ ;  $\square - 2,0$ ;  $\circ - 4,0$ ;  $\Delta - 6,0$ ;  $\times - 8,0$ ;  $\text{ж} - 10,0$ ;  $+$   $- 12,5$

Fig. 2. Distributions of the tangential (a) component of velocity, angular momentum (b), axial (c) and radial (d) components of velocity in the cyclone chamber with the following characteristics:

$\bar{L}_{ch} = 13$ ;  $\bar{f}_{in} = 0.04$ ;  $\bar{d}_{out} = 0.59$  in the sections:

$\diamond - \bar{z} = 1.5$ ;  $\square - 2.0$ ;  $\circ - 4.0$ ;  $\Delta - 6.0$ ;  $\times - 8.0$ ;  $\text{ж} - 10.0$ ;  $+$   $- 12.5$

Обе зоны перестройки разделяются сечением с координатой  $\bar{z}_я = z_я / D_к$ . В этом сечении величина тангенциальной составляющей скорости  $\bar{w}_{\phi с}$  является постоянной на радиусах  $\bar{r}_я \leq \bar{r} \leq \bar{r}_{Mm}$ , где  $\bar{r}_{Mm} = r_{Mm} / R_к$  – радиус положения максимального значения момента тангенциальной составляющей скорости  $\bar{M}_m = \bar{w}_{\phi Mm} \bar{r}_{Mm}$  (рис. 2б);  $\bar{w}_{\phi Mm}$  – соответствует максимуму момента тангенциальной скорости. Координата  $\bar{z}_я$  в безразмерном виде определяет переходное сечение перестройки потока, находящегося под влиянием условий ввода (условий входа газа в камеру), в поток, находящийся под влиянием выходных условий (условий истечения газа из каме-

ры), и является (так же как и  $\bar{r}_я$ ) величиной постоянной для данной геометрии камеры. Итак, продольное сечение  $\bar{z}_я$  разделяет рабочий объем камеры на две зоны, с точки зрения влияния на распределение  $\bar{w}_\varphi(\bar{r})$ : входную и выходную.

Несмотря на сложный процесс перестройки скоростного поля, в рабочем объеме циклонной камеры по характеру изменения компоненты скорости потока  $\bar{w}_\varphi$  в радиальном направлении можно выделить осесимметричное ядро потока. В зоне влияния условий выхода ядро потока состоит из квазитвердой и квазипотенциальной частей, соединенных небольшим переходным участком, на котором показатель  $\bar{w}_\varphi$  имеет максимальное значение  $\bar{w}_{\varphi m} = w_{\varphi m} / V_{вх}$ , а положение радиуса определяется радиусом  $\bar{r}_{\varphi m} = r_{\varphi m} / R_k$ . В зоне влияния входных условий распределение  $\bar{w}_\varphi(\bar{r})$  носит ниспадающий, возможно, струйный характер.

Величины  $\bar{r}_я$ ,  $\bar{w}_{\varphi я}$ ,  $\bar{z}_я$ ,  $\bar{w}_{\varphi C}$ , характеризующие ядро циклонного потока, как показывает анализ, являются удобными и физически обоснованными, определяющими основные скоростные характеристики потока. Их значения могут быть определены по следующим формулам:

$$\bar{r}_я = 0,96\bar{L}_k^{-0,24} \bar{f}_{вх}^{0,03} (1 - 10\bar{\Delta}_k); \quad (1)$$

$$\bar{w}_{\varphi я} = 6,23\bar{L}_k^{-0,24} \bar{f}_{вх}^{0,76} \bar{d}_{вых}^{-0,18} k_\Delta; \quad (2)$$

$$\bar{z}_я = 0,3358\bar{L}_k - 20,988\bar{f}_{вх} + 4,54\bar{d}_{вых} + 0,372; \quad (3)$$

$$\bar{w}_{\varphi C} = 4,46\bar{f}_{вх} - 0,025\bar{L}_k + 0,515, \quad (4)$$

где  $\bar{\Delta}_k = \Delta_k / D_k$  – относительная высота выступов бугорков шероховатости;  $k_\Delta = 1 - 1,688\bar{\Delta}_k^{0,28} \bar{L}_k^{0,2}$  – поправочный коэффициент на влияние шероховатости рабочего объема камеры, введенный исходя из анализа опытов [4].

Радиус ядра – внутренняя граница периферийной области течения. Ее внешней границей является цилиндрическая поверхность с радиусом  $\bar{r}_{\varphi Mm} = r_{\varphi Mm} / R_k$ , где  $r_{\varphi Mm}$  – радиус положения максимального значения момента тангенциальной составляющей скорости. Снаружи эта зона ограничена боковой поверхностью рабочего объема.

Одновременно с экспериментом для сравнения было выполнено численное моделирование аэродинамики циклонной камеры с характеристиками  $\bar{L}_k = 12,75$ ;  $\bar{f}_{вх} = 0,04$ ;  $\bar{d}_{вых} = 0,43$ . Численное решение задачи проводили в трехмерной постановке с использованием программного комплекса ANSYS Fluent 15.0. Течение описывалось уравнениями Рейнольдса, неразрывности и энергии. Замыкание уравнений было выполнено с исполь-

зованием двухпараметрической модели турбулентности SST (Shear Stress Transport)  $k-\omega$  с поправкой на кривизну линий тока (curve correction) и стандартных пристеночных функций [11]. Дискретизация дифференциальных уравнений проводилась с использованием второго порядка точности. Сеточная модель построена блочным методом и представляла собой структурированную гексаэдрическую сетку размером 1 млн ячеек. Для пристеночного пограничного слоя (включая вязкий подслой) было обеспечено сеточное разрешение  $y^+ \approx 1$ .

Векторное поле (рис. 3а), траектории движения потока (рис. 3б) и контур полной скорости потока (рис. 3с) в продольном сечении камеры представлены на рис. 3. Численное исследование подтверждает, что в центральной осевой части камеры находится быстровращающееся ядро потока, а на периферии – пристеночное течение. Продвигаясь к выходному отверстию, поток между ядром и пристеночным течением, срываясь, закручивается, образуя крупномасштабные вихревые зоны. Данные зоны наблюдаются по всей длине рабочего объема камеры. На первой трети длины камеры наблюдаются симметричные относительно оси крупные тороподобные вихри, являющиеся результатом взаимодействия входных струй, периферийных прямого и обратного, осевого обратного и приторцевых потоков у глухого торца. Искривление вихрей и последующее выстраивание их по потоку приводят к формированию структур наподобие вихрей Тейлора–Гертлера, постепенно занимающих все пространство между ядром потока и периферийным током. При этом количество вихрей повышается в направлении выходного сечения. Центральная приосевая часть приторцевой области сравнительно малопроточна. Во входной части рабочего объема формируется выходной вихрь, распространяющийся у боковой поверхности к выходному торцу. По мере распространения периферийного выходного вихря его энергия затухает. При  $\bar{z} > 10,0$  заметно растет его радиальная протяженность, и на последней трети длины рабочего объема возникают благоприятные условия для проявления неустойчивости потока. Данное обстоятельство выражается в отрыве потока от стенок и перемещении его в приосевую зону, либо в закольцовывании и появлении мелких вихрей. Ядро потока теряет осесимметричность. На рис. 3 показано, что в среднем сечении камеры  $\bar{z}_я \approx 6,0$  происходит перестройка потока, выражающаяся в появлении вблизи оси камеры цепочки мелких вихрей.

С точки зрения исследования конвективного теплообмена на боковой поверхности рабочего объема длинных циклонных камер большое значение имеет пристенная область периферийной зоны течения. Граница пристенной зоны может быть определена из условия устойчивости равновесия вращающейся жидкости (условие Релея). Если пренебречь влиянием вторичных (осевых) течений, условие устойчивости можно записать в виде [12]:

$$\frac{d\rho(w_\varphi r)^2}{dr} = 0, \quad (5)$$

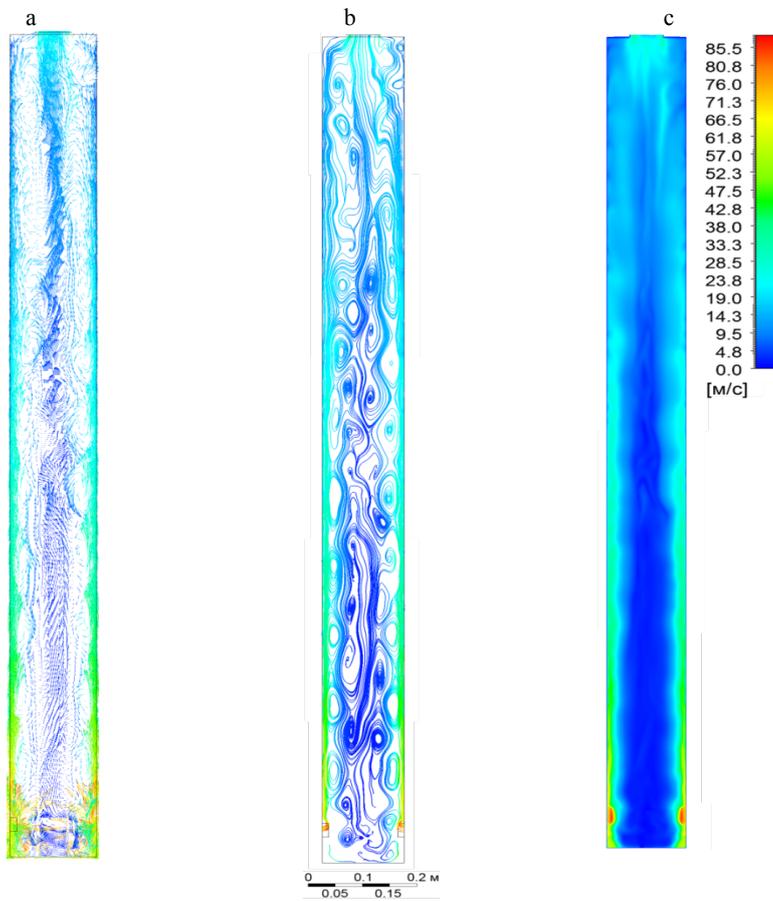


Рис. 3. Векторное поле (а), линии тока (б) и распределение полной скорости (с) в продольном сечении циклонной камеры с характеристиками

$$\bar{L}_k = 12,75; \bar{f}_{вх} = 0,04; \bar{d}_{вых} = 0,43$$

Fig. 3. The vector field (a), the lines of flow (b), and the distribution of the total velocity (c) in the longitudinal section of the cyclone chamber with the following characteristics:

$$\bar{L}_{ch} = 12.75; \bar{f}_{in} = 0.04; \bar{d}_{out} = 0.43$$

или

$$\frac{1}{(w_\phi r)^2} \cdot \frac{d(w_\phi r)^2}{dr} + \frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\rho}{dr} = 0. \quad (6)$$

Для потока, близкого к изотермическому, условие устойчивости можно упростить, приняв  $d\rho/dr = 0$ , тогда

$$\frac{d(w_\phi r)}{dr} = 0. \quad (7)$$

Уравнение (7) определяет положение максимума момента скорости. Полученные в опытах максимальные значения момента тангенциальной

составляющей скорости  $\bar{M}_m$  и радиусы, на которых они наблюдаются  $\bar{r}_{Mm}$ , приведены на рис. 4. Представленные результаты позволяют отметить, что при  $\bar{r} > \bar{r}_{Mm}$  имеются благоприятные условия появления неустойчивости течения, возникновения вторичных течений.

Из рис. 4 видно, что положение максимума момента, определяющее границу устойчивости течения, и его величина в значительной степени зависят от продольной координаты  $\bar{z}$ . Выявлено также сильное влияние величины площади входа потока в камеру на зависимости  $\bar{r}_{Mm}$ ,  $\bar{M}_m$ .

Опытные данные, полученных авторами в исследуемых диапазонах геометрических и режимных характеристик циклонных камер, вполне удовлетворительно можно описать следующими зависимостями:

$$\bar{w}_{\phi Mm} = 3,94 \bar{f}_{\text{вх}}^{0,63} \bar{z}^{-0,38}; \tag{8}$$

$$\bar{r}_{\phi Mm} = 0,93 \bar{f}_{\text{вх}}^{-0,015} \bar{d}_{\text{вых}}^{0,009} \bar{z}^{-0,005}; \tag{9}$$

$$\bar{M}_m = 4,107 \bar{f}_{\text{вх}}^{0,656} \bar{z}^{-0,394}. \tag{10}$$

Сравнение полученных в данной статье результатов с результатами аналогичных опытов [13], выполненных при помощи трехканального цилиндрического измерительного зонда, показало хорошее совпадение, что позволило расширить диапазон применимости полученных формул.

Таким образом, уравнения (8)–(10) могут быть использованы для расчетов в диапазонах величин:  $\bar{L}_k = 1,00\text{--}17,25$ ;  $\bar{f}_{\text{вх}} = 0,02\text{--}0,21$ ;  $\bar{d}_{\text{вых}} = 0,2\text{--}1,0$ .

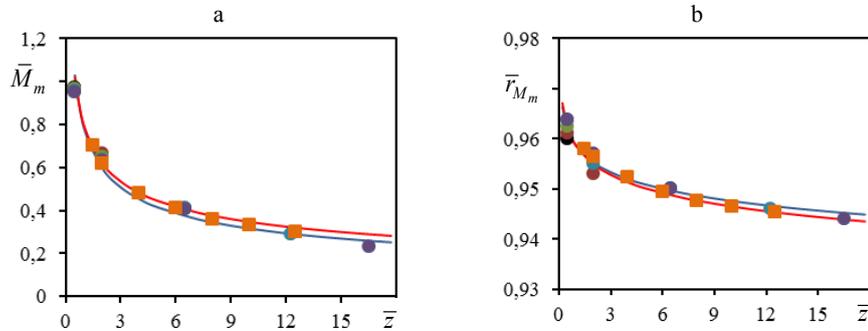


Рис. 4. Значения максимумов момента тангенциальной скорости  $\bar{M}_m$  (а) и радиусов, на которых они наблюдаются  $\bar{r}_{Mm}$  (б), в циклонных камерах большой относительной длины с характеристиками  $\bar{f}_{\text{вх}} = 0,08$ ;  $\bar{d}_{\text{вых}} = 0,43$ . Обозначения: ■ –  $\bar{L}_k = 13,00$ ; — — формулы (9), (10); — — результаты численного моделирования. Опыты [13]: ● –  $\bar{L}_k = 1,00$ ; ● – 2,75; ● – 7,25; ● – 12,75; ● – 17,25

Fig. 4. The values of the maximums of the moments  $\bar{M}_m$  of the tangential velocity (а) and the radiuses  $\bar{r}_{Mm}$  on which they are observed (b), in cyclone chambers of large relative length with the following characteristics  $\bar{f}_{in} = 0.08$ ;  $\bar{d}_{out} = 0.43$ . Notations: ■ –  $\bar{L}_{ch} = 13.00$ ; — — formulas (9), (10); — — results of numerical simulation. Experiments [13]: ● –  $\bar{L}_{ch} = 1.00$ ; ● – 2.75; ● – 7.25; ● – 12.75; ● – 17.25

Проведенный анализ показал, что  $\bar{r}_{Mm}$ ,  $\bar{M}_m$  и  $\bar{w}_{\varphi Mm}$  являются интегральными характеристиками аэродинамики относительно длинных циклонных камер. Выполненная работа позволила получить новые данные, установить границу устойчивости течения, значение характерной тангенциальной скорости  $\bar{w}_{\varphi Mm}$ , определяющей особенности течения в камере, определить границу устойчивости течения на вогнутой поверхности рабочего объема  $\bar{r}_{Mm}$  и расширить диапазон применимости основных расчетных формул.

### ВЫВОДЫ

1. Величины  $\bar{r}_я$ ,  $\bar{w}_{\varphi я}$ ,  $\bar{z}_я$ ,  $\bar{w}_{\varphi C}$ , характеризующие ядро циклонного потока, определяют основные скоростные характеристики потока.

2. Основными интегральными характеристиками, определяющими условия устойчивого течения и интенсивность теплоотдачи, являются радиус максимума момента тангенциальной скорости  $\bar{r}_{Mm}$  и тангенциальная скорость потока на этом радиусе  $\bar{w}_{\varphi Mm}$ .

3. При помощи численного моделирования обнаружены проявления неустойчивого течения – в местах срыва потока образуются закрученные вихри.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Калишевский, Л. Л. Циклонные топки / Л. Л. Калишевский, Б. Д. Кацнельсон, Г. Ф. Кнорре; под общ. ред. Г. Ф. Кнорре, М. А. Наджарова. М.: Госэнергоиздат, 1958. 216 с.
2. Пуговкин, А. У. Рециркуляционные пламенные печи в машиностроении / А. У. Пуговкин. Л.: Машиностроение, 1987. 158 с.
3. Сидельковский, Л. Н. Циклонные энерготехнологические установки / Л. Н. Сидельковский, А. П. Шурыгин. М.: Госэнергоиздат, 1962. 80 с.
4. Сабуров, Э. Н. Циклонные нагревательные устройства с интенсифицированным конвективным теплообменом / Э. Н. Сабуров. Архангельск: Сев.-Зап. кн. изд-во, 1995. 341 с.
5. Кутателадзе, С. С. Аэродинамика и тепломассообмен в ограниченных вихревых потоках / С. С. Кутателадзе, Э. П. Волчков, В. И. Терехов. Новосибирск: Изд-во ИТФ СО АН СССР, 1987. 282 с.
6. Сабуров, Э. Н. Циклонные устройства в деревообрабатывающем и целлюлозно-бумажном производстве / Э. Н. Сабуров, С. В. Карпов / под ред. Э. Н. Сабурова. М.: Экология, 1993. 368 с.
7. Сабуров, Э. Н. О влиянии относительной длины циклонно-вихревых нагревательных камер на аэродинамику греющего потока / Э. Н. Сабуров // Кузнечно-штамповочное производство. 1968. № 3. С. 35–38.
8. Doppler Ch. Abhandlungen / Ch. Doppler. Leipzig: Verlag von W. Engelmann. 1907. 195 p.
9. Ринкевичус, Б. С. Лазерная диагностика потоков / Б. С. Ринкевичус; под ред. В. А. Фабриканта. М.: Изд-во МЭИ, 1990. 288 с.
10. Buchhave, P. The Measurement of Turbulence with the Lazer – Doppler Anemometer / P. Buchhave, W. K. George, J. L. Lumley // Ann. Rev. Fluid Mech. 1979. Vol. 11. P. 443–503. <https://doi.org/10.1146/annurev.fl.11.010179.002303>.

11. Осташев, С. И. Моделирование тепловых и аэродинамических процессов циклонных секционных нагревательных устройств / С. И. Осташев, Э. Н. Сабуров; под ред. Э. Н. Сабурова. Архангельск: Сев. (Арктич.) фед. ун-т, 2011. 195 с.
12. Щукин, В. К. Теплообмен и гидродинамика внутренних потоков в полях массовых сил / В. К. Щукин. 2-е изд. перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1980. 240 с.
13. Онохин, Д. А. О некоторых особенностях структуры потока в относительно длинной циклонной камере / Д. А. Онохин, Э. Н. Сабуров // Вестник Череповецкого гос. ун-та. 2018. Т. 83, № 2. С. 25–30. <https://doi.org/10.23859/1994-0637-2018-1-83-3>.

Поступила 22.06.2018 Подписана в печать 30.08.2018 Опубликована онлайн 28.11.2018

#### REFERENCES

1. Kalishevskii L. L., Katsnel'son B. D., Knorre G. F., Nadzharov M. A. (ed.) (1958) *Cyclone Furnaces*. Moscow, Gosenergoizdat Publ., 216 (in Russian).
2. Pugovkin A. U. (1987) *Recirculation Flame Furnaces in Mechanical Engineering*. Leningrad, Mashinostroenie Publ. 158 (in Russian).
3. Sidel'kovskii L. N., Shurygin A. P. (1962) *Cyclone Power Technology Plants*. Moscow, Gosenergoizdat Publ., 80 (in Russian).
4. Saburov E. N. (1995) *Cyclone Heating Devices with Intensified Convective Heat Exchange*. Arkhangelsk, North-West Book Publ. 341 (in Russian).
5. Kutateladze S. S., Volchkov E. P., Terekhov V. I. (1987) *Aerodynamics and Heat and Mass Transfer in Limited Vortex Flows*. Novosibirsk, Institute of Thermophysics of the Siberian Office of Academy of Sciences of the USSR. 282 (in Russian).
6. Saburov E. N., Karpov S. V. (1993) *Cyclone Devices in Woodworking and Pulp-and-Paper Production*. Moscow, Ekologiya Publ. 368 (in Russian).
7. Saburov E. N. (1968) On the Influence of the Relative Length of Cyclone-Vortex Heating Chambers on the Aerodynamics of the Heating Flow. *Kuznechno-Shtampovochnoe Proizvodstvo* [Forging and Stamping Production], (3), 35–38 (in Russian).
8. Doppler Ch. (1907) *Abhandlungen*. Leipzig, Verlag von W. Engelmann. 195 (in German).
9. Rinkevichus B. S., Fabrikant V. A. (ed.) (1990) *Laser Flow Diagnostics*. Moscow, MPEI Publ., 1990. 288 (in Russian).
10. Buchhave P., George W. K., Lumley J. L. (1979) The Measurement of Turbulence with the Lazer – Doppler Anemometer. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 11, 443–503. <https://doi.org/10.1146/annurev.fl.11.010179.002303>.
11. Ostashev S. I., Saburov E. N. (2011) *Modeling of Thermal and Aerodynamic Processes of Cyclone Sectional Heating Devices*. Arkhangelsk, Northern (Arctic) Federal University. 195 (in Russian).
12. Shchukin V. K. (1980) *Heat Exchange and Hydrodynamics of Internal Flows in the Fields of Mass Forces*; 2<sup>nd</sup> ed. Moscow, Mashinostroenie Publ. 240 (in Russian).
13. Onokhin D. A., Saburov E. N. (2018) On Some Peculiarities of the Structure of the Flow in the Relatively Long Cyclone Chamber. *Vestnik Cherepovetskogo Gosudarstvennogo Universiteta = Bulletin of the Cherepovets State University*, 2018, 2 (83), 25–30 (in Russian). <https://doi.org/10.23859/1994-0637-2018-1-83-3>.

Received: 22 June 2018 Accepted: 30 August 2018 Published online: 28 November 2018

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-539-551>

УДК 62.5

## **Параметрическая оптимизация системы автоматического управления мощностью энергоблоков 300 МВт в режиме переменного давления пара перед турбиной**

**Г. Т. Кулаков<sup>1)</sup>, А. Т. Кулаков<sup>1)</sup>, К. И. Артёменко<sup>1)</sup>**

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

© Белорусский национальный технический университет, 2018  
Belarusian National Technical University, 2018

**Реферат.** Статья посвящена вопросу параметрической оптимизации систем автоматического управления мощностью энергоблоков 300 МВт Лукомльской ГРЭС в режиме переменного давления перегретого пара перед турбиной. Последний раз модернизация систем автоматического управления мощностью энергоблоков на всех энергоблоках Лукомльской ГРЭС проводилась в 90-е гг. XX в. В данный момент эти системы уже не удовлетворяют всем требованиям нового стандарта, который регулирует нормы участия энергоблоков тепловых электростанций в нормированном первичном регулировании частоты и автоматическом вторичном регулировании частоты и перетоков активной мощности. Согласно данному стандарту, время достижения половинного значения необходимого изменения мощности должно составлять 10 с в пределах нормального и аварийного резервов; время достижения полного значения необходимого изменения мощности должно составлять 30 с в пределах нормального резерва и 2 мин – в пределах аварийного. Также завершается строительство Белорусской АЭС, первый энергоблок которой будет введен в эксплуатацию в 2019 г., второй – в 2020 г. После запуска АЭС энергоблоки Лукомльской ГРЭС будут вынуждены работать в широком диапазоне изменения нагрузок. Именно по этим причинам необходимо повысить эффективность работы энергоблоков, в частности и всей станции в целом. Этого можно добиться с помощью приведенной методики параметрической оптимизации типовой системы автоматического управления мощностью энергоблоков, позволяющей повысить качество регулирования мощности и давления пара перед турбиной. Результаты компьютерного моделирования переходных процессов в системе иллюстрируют описанную в данной статье методику и подтверждают ее правильность и несомненные преимущества перед другими методами оптимизации типовых систем автоматического управления мощностью энергоблоков.

**Ключевые слова:** автоматическое управление, электрическая мощность, режим переменного давления пара, параметрическая оптимизация системы

**Для цитирования:** Кулаков, Г. Т. Параметрическая оптимизация системы автоматического управления мощностью энергоблоков 300 МВт в режиме переменного давления пара перед турбиной / Г. Т. Кулаков, А. Т. Кулаков, К. И. Артёменко // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 6. С. 539–551. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-539-551>

---

### **Адрес для переписки**

Кулаков Геннадий Тихонович  
Белорусский национальный технический университет  
просп. Независимости, 65/2,  
220013, г. Минск, Республика Беларусь  
Тел.: +375 17 293-91-45  
[tes\\_bntu@tut.by](mailto:tes_bntu@tut.by)

### **Address for correspondence**

Kulakov Gennady T.  
Belarusian National Technical University  
65/2 Nezavisimosty Ave.,  
220013, Minsk, Republic of Belarus  
Tel.: +375 17 293-91-45  
[tes\\_bntu@tut.by](mailto:tes_bntu@tut.by)

---

## Parametric Optimization for Automatic Control System of Power Units of 300 MW for the Mode of Variable Pressure of Turbine Inlet Steam

G. T. Kulakov<sup>1)</sup>, A. T. Kulakov<sup>1)</sup>, K. I. Artsiomenka<sup>1)</sup>

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

**Abstract.** The article deals with the problem of parametric optimization of automatic control systems for power units of 300 MW of Lukoml'skaya GRES in the mode of variable pressure of turbine inlet superheated steam. The modernization of automatic power control systems of all power units of Lukoml'skaya GRES was carried out in the nineties of XX century for the last time. At the moment, these systems no longer meet all the requirements of the new standard, which regulates the participation rates of thermal power units in the normalized primary frequency control and in automatic secondary control of frequency and active power flows. According to this standard, the time to achieve the half value of the required power change should be 10 seconds within the normal and emergency reserves; the time to achieve the full value of the required power change should be 30 seconds within the normal reserve and 2 minutes within the emergency one. The construction of the Belarusian NPP is also being completed; its first unit will be put into operation in 2019, and the second one—in 2020. After the launch of the NPP, the Lukoml'skaya GRES power units will be necessitated to operate in a wide range of load changes. It is for these reasons that it is necessary to improve the efficiency of power units in particular and of the entire power plant in general. This can be achieved with the help of the outlined method of parametric optimization of a typical system of automatic control of power units, which allows improving the quality of control of turbine inlet steam power and pressure. The results of computer simulation of transient processes in the system illustrate the technique described in this article and confirm its correctness and undoubted advantages over other methods of optimization of typical systems of automatic control of power units.

**Keywords:** automatic control, electric power, steam variable pressure mode, system parametric optimization

**For citation:** Kulakov G. T., Kulakov A. T., Artsiomenka K. I. (2018) Parametric Optimization for Automatic Control System of Power Units of 300 MW for the Mode of Variable Pressure of Turbine Inlet Steam. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (6), 539–551. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-539-551> (in Russian)

### Введение

Автоматическому регулированию перетоков активной мощности и частоты энергосистемы посвящено немало публикаций [1–15], в том числе: системам автоматического управления мощностью энергоблоков (САУМБ) [1, 4, 7–11], алгоритмам работы систем автоматического регулирования перетоков мощности энергосистемы [2, 3], системам общестанционной части автоматического управления мощностью станции [5], способам управления энергоблоком в аварийных режимах энергосистемы [6], а также анализу динамических характеристик энергоблоков в широком диапазоне изменения их нагрузок [9, 11, 12].

Современные требования к качеству поддержания мощности и частоты энергосистемы существенно ужесточились: энергоблок должен за 10 с набрать 50 % от необходимого изменения мощности в пределах нормального и аварийного резервов; время полного набора требуемого изменения мощности должно составлять 30 с в пределах нормального резерва и 2 мин – в пределах аварийного [13]. Но повысить качество отработки изменения задания для энергоблока можно только, увеличив степень форсировки кот-

ла [12]. В свою очередь, это приводит к тому, что необходимо применять более сложные схемы управления с такими же сложными методиками настройки.

### Параметрическая оптимизация системы

Параметрической оптимизации типовой САУМБ в режиме постоянного давления пара посвящена работа [16]. В связи с этим актуальной становится задача параметрической оптимизации САУМБ в режиме переменного давления пара перед турбиной в диапазоне от 70 до 30 % номинальной мощности энергоблока.

Структурная схема моделирования переходных процессов типовой САУМБ с ведущим котельным регулятором и форсированием сигнала задания по мощности при переменном давлении пара перед турбиной приведена на рис. 1.

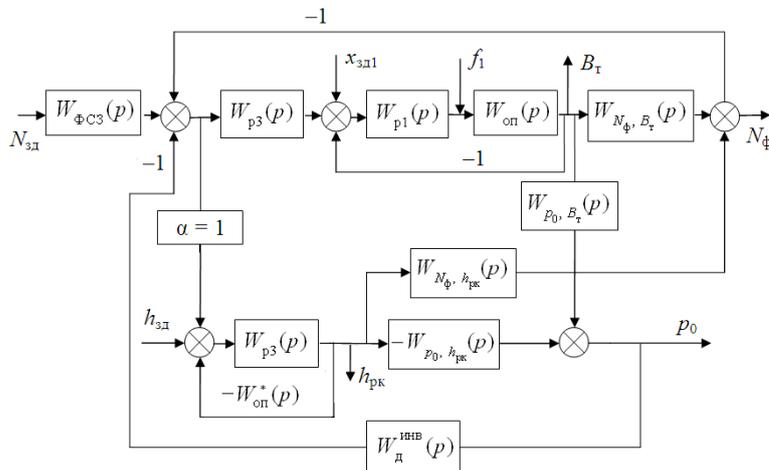


Рис. 1. Структурная схема моделирования переходных процессов типовой системы автоматического управления мощностью энергоблоков с форсированием сигнала задания по мощности

Fig. 1. Block diagram of simulation of transient processes of the typical automatic control system for power units' capacity with power signal forcing

На рис. 1 использованы следующие обозначения:  $N_{зд}$  – заданное значение мощности энергоблока;  $N_{\Phi}$  – фактическая электрическая мощность энергоблока;  $f_1$  – внутреннее возмущение;  $x_{зд1}$  – задание регулятору топлива;  $\alpha$  – доля ошибки регулирования по мощности с выхода измерительного блока котельного регулятора мощности (КРМ) на вход стабилизатора положения регулирующих клапанов турбины, т. е. турбинного регулятора мощности (ТРМ);  $B_{\tau}$  – изменение расхода топлива;  $p_0$  – давление перегретого пара перед турбиной;  $h_{зд}$ ,  $h_{рк}$  – соответственно заданное и текущее значения положения регулирующих клапанов турбины.

Исходные данные для расчета параметров динамической настройки типовой САУМБ при моделировании переходных процессов энергоблока 300 МВт Лукомльской ГРЭС приведены в [14].

Передаточная функция опережающего участка по расходу топлива (газа)

$$W_{\text{оп}}(p) = W_{B_T, h_{\text{по}}}(p) = \frac{K_{\text{оп}}}{(T_{\text{оп}}p + 1)(\sigma_{\text{оп}}p + 1)} = \frac{1,1}{(5p + 1)(0,5p + 1)}, \quad (1)$$

где  $K_{\text{оп}}$  – коэффициент передачи;  $T_{\text{оп}}$ ,  $\sigma_{\text{оп}}$  – соответственно большая и меньшая постоянные времени передаточной функции опережающего участка по расходу топлива (газа), с.

Передаточная функция, характеризующая инерционность датчика измерения давления ивиоля, соответствующего положению регулирующих клапанов турбины:

$$W_{\text{оп}}^*(p) = W_{\text{ивв}}(p) = \frac{K_5}{T_9p + 1} = \frac{1,2}{10p + 1}, \quad (2)$$

где  $K_5$  – коэффициент передачи;  $T_9$  – постоянная времени передаточной функции датчика измерения давления ивиоля, с.

Передаточная функция по электрической мощности при скачкообразном изменении расхода топлива  $B_T$

$$W_{N_{\Phi}, B_T}(p) = \frac{K_1 e^{-\tau_1 p}}{(T_1 p + 1)(\sigma_1 p + 1)} = \frac{3,5 e^{-25 p}}{(152 p + 1)(29 p + 1)}, \quad (3)$$

где  $K_1$  – коэффициент передачи;  $T_1$ ,  $\sigma_1$  – соответственно большая и меньшая постоянные времени передаточной функции по мощности при изменении расхода топлива, с;  $\tau_1$  – время запаздывания по каналу регулирующего воздействия, с.

Передаточная функция по давлению перегретого пара перед турбиной при скачкообразном изменении расхода топлива  $B_T$

$$W_{p_0, B_T}(p) = \frac{K_2 e^{-\tau_2 p}}{(T_2 p + 1)(\sigma_2 p + 1)} = \frac{3 e^{-16 p}}{(51 p + 1)(13 p + 1)}, \quad (4)$$

где  $K_2$  – коэффициент передачи;  $T_2$ ,  $\sigma_2$  – соответственно большая и меньшая постоянные времени передаточной функции по давлению пара перед турбиной при изменении расхода топлива, с;  $\tau_2$  – время запаздывания по каналу регулирующего воздействия, с.

Передаточная функция по электрической мощности при скачкообразном перемещении регулирующих клапанов турбины

$$W_{N_{\Phi}, h_{\text{рк}}}(p) = \frac{T_0 p (T_3 p + 1)}{(T_4 p + 1)(T_5 p + 1)} = \frac{509,4 p (7 p + 1)}{(504 p + 1)(144 p + 1)}, \quad (5)$$

где  $T_0$ ,  $T_3$ ,  $T_4$ ,  $T_5$  – постоянные времени передаточной функции по мощности при возмущении регулирующими клапанами турбины, с.

Передаточная функция по давлению перегретого пара перед турбиной при скачкообразном перемещении регулирующих клапанов турбины

$$W_{p_0, h_{\text{ПК}}}(p) = \frac{K_3(T_6 p + 1)}{T_7 p + 1} = \frac{-0,42 \cdot (14p + 1)}{270p + 1}, \quad (6)$$

где  $K_3$  – коэффициент передачи;  $T_6, T_7$  – постоянные времени передаточной функции по давлению перегретого пара перед турбиной при возмущении регулируемыми клапанами турбины, с.

Котельный регулятор мощности и регулятор топлива – это каскадная система автоматического управления, в которой корректирующий котельный ПИ- или ПИД-регулятор настраивают на оптимальную обработку задающего сигнала, а стабилизирующий ПИ-регулятор топлива – на оптимальную обработку внутреннего возмущения.

Регулятор топлива (передаточная функция  $W_{p1}$  на рис. 1) настраивается по передаточной функции опережающего участка (1) по методу частичной компенсации [15]. Для этого необходимо рассчитать относительное значение коэффициента передачи стабилизирующего регулятора  $K$

$$K = K_{p1} K_{\text{оп}} = 0,7395T \left(1 + \frac{1}{T}\right)^2 - 1 = 0,7395 \cdot 10 \left(1 + \frac{1}{10}\right)^2 - 1 = 7,948, \quad (7)$$

где  $T$  – относительная постоянная времени передаточной функции опережающего участка (1),

$$T = \frac{T_{\text{оп}}}{\sigma_{\text{оп}}} = \frac{5}{0,5} = 10; \quad (8)$$

$K_{p1}$  – коэффициент передачи стабилизирующего регулятора.

С учетом (7) и (8) находим абсолютное значение  $K_{p1}$

$$K_{p1} = \frac{K}{K_{\text{оп}}} = \frac{7,948}{1,1} = 7,23. \quad (9)$$

Относительное значение времени интегрирования стабилизирующего регулятора  $I$  рассчитываем с учетом (7) и (8) по формуле

$$I = \frac{T_{\text{ин1}}}{\sigma_{\text{оп}}} = \frac{6,3K}{T \left(1 + \frac{1}{T}\right)^3} = \frac{6,3 \cdot 7,948}{10 \cdot \left(1 + \frac{1}{10}\right)^3} = 3,8. \quad (10)$$

Затем определяем абсолютное значение времени интегрирования  $T_{\text{ин1}}$

$$T_{\text{ин1}} = I \sigma_{\text{оп}} = 3,8 \cdot 0,5 = 1,9 \text{ с}. \quad (11)$$

Котельный ПИ-регулятор мощности с передаточной функцией  $W_{p2}$  настраиваем по передаточной функции (3) при возмущении расходом топлива, используя метод полной компенсации (МПК) в частном виде [15].

Время интегрирования КРМ

$$T_{\text{и2}} = T_1 + \sigma_1 = 152 + 29 = 181 \text{ с.} \quad (12)$$

Коэффициент передачи рассчитываем следующим образом:

$$K_{\text{р2}} = \frac{T_1 + \sigma_1}{4\xi^2 K_1 \tau_1} = \frac{152 + 29}{4 \cdot 1^2 \cdot 3,5 \cdot 25} = 0,52, \quad (13)$$

где  $\xi$  – коэффициент демпфирования, равный единице, позволяющий устранить перерегулирование при отработке скачка задания.

Структура ТРМ с передаточной функцией  $W_{\text{р3}}$  формируется на основе передаточной функции оптимального регулятора при помощи передаточной функции датчика измерения давления ивиоля (2) при возмущении изменением положения регулирующих клапанов турбины [14]

$$W_{\text{р3}}(p) = W_{\text{ТРМ}}(p) = [W_{\text{оп}}^*(p)]^{-1} W_{\text{зд1}}^{\text{рc}(n=1)}(p), \quad (14)$$

где  $W_{\text{зд1}}^{\text{рc}(n=1)}(p)$  – заданная передаточная функция разомкнутой системы в виде идеального интегрирующего звена,

$$W_{\text{зд1}}^{\text{рc}(n=1)}(p) = \frac{1}{T_{\text{зд1}} p}; \quad (15)$$

$T_{\text{зд1}}$  – единственный расчетный параметр динамической настройки ТРМ, с.

Численное значение  $T_{\text{зд1}}$  рассчитываем с учетом ряда чисел правила «золотого сечения» по формуле [14]

$$T_{\text{зд1}} = 0,09T_9 = 0,09 \cdot 10 = 0,9 \text{ с.} \quad (16)$$

С учетом передаточных функций (2), (14) и (15) передаточная функция ТРМ примет вид ПИ-регулятора с одним параметром динамической настройки  $T_{\text{зд1}}$

$$W_{\text{ТРМ}}(p) = \frac{T_9 p + 1}{K_5 T_{\text{зд1}} p} = \frac{10 p + 1}{1,2 \cdot 0,9 p} = \frac{10 p + 1}{1,08 p}. \quad (17)$$

Расчет параметров динамической настройки дифференциатора инвариантности осуществляем с помощью передаточных функций (5) и (6) из условия

$$W_{\text{д}}^{\text{инв}}(p) = \frac{K_{\text{д}}^{\text{н}} T_{\text{д}}^{\text{н}} p}{T_{\text{д}}^{\text{н}} p + 1} = \frac{W_4(p)}{W_3(p)} = \frac{T_0 p (T_3 p + 1) (T_7 p + 1)}{(T_4 p + 1) (T_5 p + 1) K_3 (T_6 p + 1)}. \quad (18)$$

Отсюда численное значение времени дифференцирования рассчитываем по формуле

$$T_d^H = T_4 + T_5 + T_6 - T_7 - T_3 = 504 + 144 + 14 - 270 - 7 = 385 \text{ с.} \quad (19)$$

Коэффициент передачи  $K_d^H$  принимаем равным единице.

Передающую функцию формирователя сигнала задания (ФСЗ) представляем в виде звена быстрого реагирования

$$W_{\text{ФСЗ}}(p) = 1 + W_d^{\text{ЗД}}(p) = 1 + \frac{K_d^{\text{ЗД}} T_d^{\text{ЗД}} p}{T_d^{\text{ЗД}} p + 1} = \frac{(1 + K_d^{\text{ЗД}}) T_d^{\text{ЗД}} p + 1}{T_d^{\text{ЗД}} p + 1} = \frac{T_1^{\text{ЗД}} p + 1}{T_d^{\text{ЗД}} p + 1}, \quad (20)$$

где  $W_d^{\text{ЗД}}(p)$  – передаточная функция дифференциатора ФСЗ.

Постоянную времени передаточной функции (20) с учетом передаточной функции (5) рассчитываем по формуле

$$T_d^{\text{ЗД}} = 3,09(T_4 + T_5) = 3,09 \cdot (504 + 144) = 2002,3 \text{ с.} \quad (21)$$

Численное значение постоянной времени числителя передаточной функции ФСЗ (20) определяем также с учетом ряда чисел правила «золотого сечения», приняв за целое три:

$$T_1^{\text{ЗД}} = 3,382(T_4 + T_5) = 3,382 \cdot (504 + 144) = 2192 \text{ с.} \quad (22)$$

Графики переходных процессов САУМБ, построенные с помощью пакета Simulink MatLab для трех вариантов оптимизации параметров динамической настройки систем при отработке скачка задания по мощности, приведены на рис. 2–5.

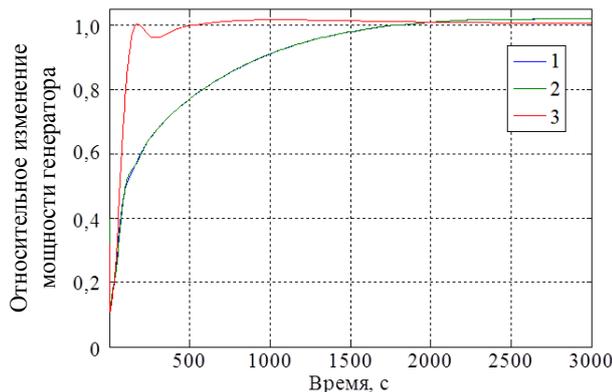


Рис. 2. Фактическая мощность при отработке скачка задания  
 Fig. 2. Available power in the process of response to input step

На рис. 2–5 кривые 1 соответствуют схеме САУМБ на рис. 1 (вариант I), оптимизированной по описанной выше методике.

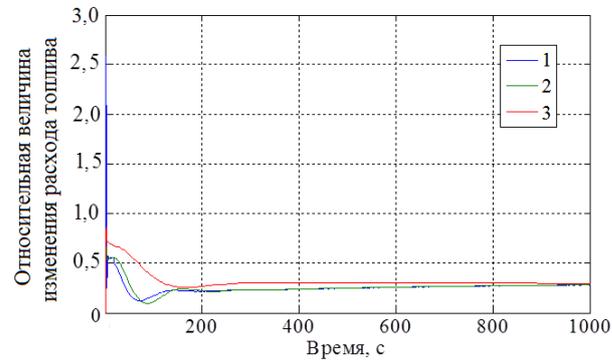


Рис. 3. Расход топлива при отработке скачка задания

Fig. 3. Flow of fuel in the process of response to input step

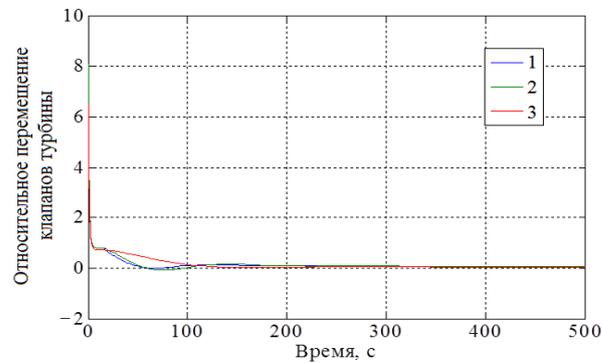


Рис. 4. Перемещение регулирующих клапанов турбины при отработке скачка задания

Fig. 4. Turbine regulation valve motion in the process of response to input step

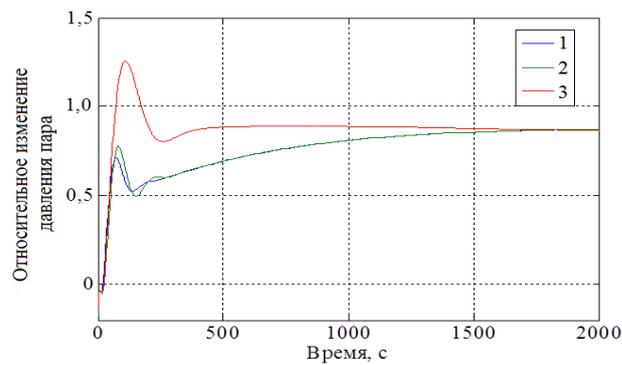


Рис. 5. Давление перегретого пара перед турбиной при отработке скачка задания

Fig. 5. Pressure of over-heated turbine inlet steam in the process of response to input step

Кривые 2 соответствуют варианту II и отличаются тем, что КРМ представляет собой ПИД-регулятор, настроенный по графоаналитическому методу полной компенсации в общем виде (МПК в ОВ-1) [14]. Передаточная функция котельного регулятора мощности с учетом (3) выглядит следующим образом:

$$W_{p2}(p) = W_{\text{КРМ}}(p) = \frac{K_{p2}(T_{и2}p+1)\left(\frac{\tau_1}{4}p+1\right)}{T_{и2}p(T_6p+1)}, \quad (23)$$

где  $T_6$  – балластная постоянная времени, с.

Балластная постоянная времени принимается в 10 раз меньше времени дифференцирования, равного  $\tau_1/4$ . Время интегрирования и коэффициент передачи рассчитывают аналогично варианту I по формулам (12) и (13).

Кривые 3 соответствуют варианту III и отличаются от варианта I тем, что, во-первых, КРМ представляет собой реальный ПИД-регулятор, структура которого определена на базе передаточной функции оптимального регулятора [14]. С учетом (3) и (12) передаточная функция регулятора имеет вид

$$W_{p2}(p) = W_{\text{КРМ}}(p) = \left[ W_{N_{\Phi}, B_T}^*(p) \right]^{-1} W_{\text{зл2}}^{\text{pc}(n=2)}(p) = \frac{(T_{и2}p+1)(\tau_1p+1)}{K_1 2T_{\text{зл2}}p\left(\frac{T_{\text{зл2}}}{2}p+1\right)}, \quad (24)$$

где  $T_{\text{зл2}}$  – заданная постоянная времени, определяемая с помощью чисел ряда «золотого сечения» следующим образом:

$$T_{\text{зл2}} = 1,618\tau_1 = 1,618 \cdot 25 = 40,45 \text{ с}; \quad (25)$$

$W_{\text{зл2}}^{\text{pc}(n=2)}(p)$  – заданная передаточная функция разомкнутой системы в виде реального интегрирующего звена,

$$W_{\text{зл2}}^{\text{pc}(n=2)}(p) = \frac{1}{2T_{\text{зл2}}p\left(\frac{T_{\text{зл2}}}{2}p+1\right)}. \quad (26)$$

Также вариант III отличается от I тем, что дифференциатор инвариантности отключен от входа КРМ. В этом варианте время регулирования по мощности при отработке скачка задания уменьшилось более чем в 10 раз по сравнению с вариантами I и II.

Графики переходных процессов САУМБ при внутреннем возмущении изображены на рис. 6–9.

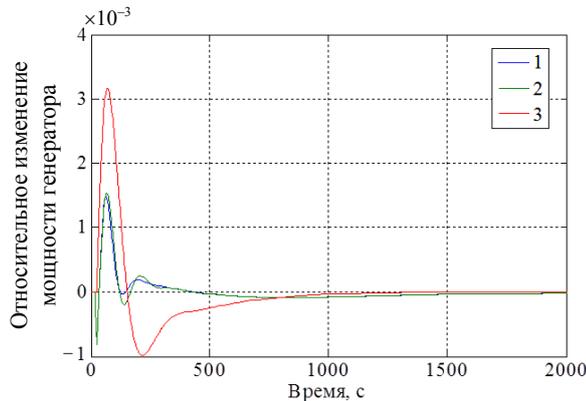


Рис. 6. Фактическая мощность при внутреннем возмущении

Fig. 6. Available power in the process of response to internal disturbance

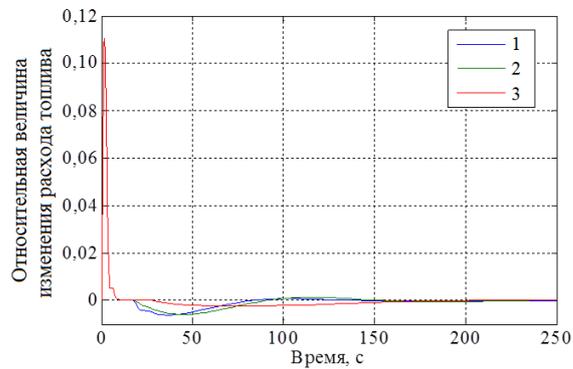


Рис. 7. Расход топлива при внутреннем возмущении

Fig. 7. Flow of fuel in the process of response to internal disturbance

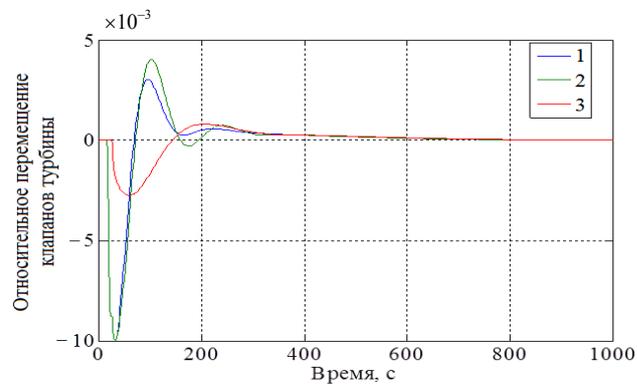


Рис. 8. Перемещение регулирующих клапанов турбины при внутреннем возмущении

Fig. 8. Turbine regulation valve motion in the process of response to internal disturbance

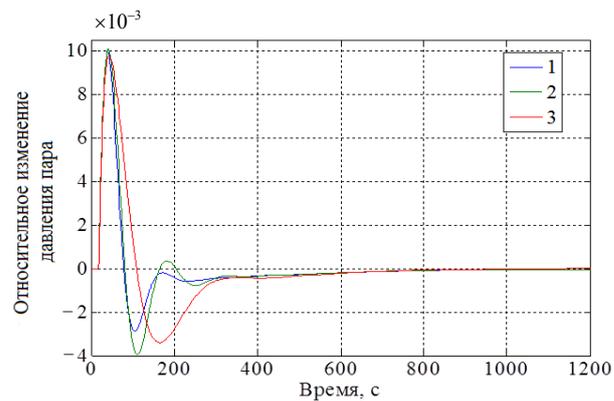


Рис. 9. Давление перегретого пара перед турбиной при внутреннем возмущении

Fig. 9. Pressure of over-heated turbine inlet steam in the process of response to internal disturbance

Прямые показатели качества переходных САУМБ процессов при обработке скачка задания  $N_{зд}$  и внутреннего возмущения  $f_1$  сведены в табл. 1.

Из анализа сравниваемых вариантов САУМБ следует, что лучшие показатели качества при обработке скачка задания и внутреннего возмущения

обеспечивает вариант III системы, который не подает на вход КРМ сигнал по давлению перегретого пара перед турбиной (кроме относительного расхода топлива и относительного прироста давления при скачке  $N_{зд}$ ). Также в данном варианте больше изменение мощности при внутреннем возмущении  $f_1$ , но это не критично, поскольку в этом случае речь идет о слишком маленьких значениях мощности энергоблока.

Таблица 1

**Прямые показатели качества переходных процессов сравниваемых вариантов систем автоматического управления мощностью энергоблоков**

**Direct values of performance of transient processes of automatic control systems for power units' capacity**

Вариант	Вид возмущения	$t_p, c$	$\Delta B_T^{\mu}$	$\Delta h_{рк}^{\mu}$	$\Delta p_0^{\mu}$	$\Delta N_{ф,м}^{f_1}$
I	$N_{зд}$	1800	8,910	+6,50	0,812	–
	$f_1$	2200	0,111	–0,01	+0,00992	0,00148
II	$N_{зд}$	1800	2,280	+8,10	0,885	–
	$f_1$	2200	0,111	–0,00275	+0,01005	0,00153
III	$N_{зд}$	165	2,980	+6,50	1,457	–
	$f_1$	1400	0,111	–0,01	+0,00976	0,00316

Обозначения:  $t_p$  – полное время регулирования;  $\Delta B_T^{\mu}$  – относительное максимальное изменение расхода топлива;  $\Delta h_{рк}^{\mu}$  – то же положения регулирующих клапанов турбины;  $\Delta p_0^{\mu}$  – максимальное отклонение давления перегретого пара перед турбиной;  $\Delta N_{ф,м}^{f_1}$  – то же фактической мощности при внутреннем возмущении.

**ВЫВОДЫ**

1. Предложена система автоматического управления мощностью энергоблоков (вариант III), отличающаяся от типовой тем, что котельный регулятор мощности представляет собой реальный ПИД-регулятор. Второе отличие заключается в том, что отключен дифференциатор инвариантности, т. е. сигнал по скорости изменения давления перегретого пара перед турбиной не подается на вход котельного регулятора мощности в режиме переменного давления пара перед турбиной.

2. Результаты моделирования переходных процессов предлагаемой системы автоматического управления мощностью энергоблоков по сравнению с такими же типовыми системами, установленными на Лукомльской ГРЭС, показали улучшение качества управления в некоторых аспектах: при отработке скачка задания  $N_{зд}$  полное время регулирования  $t_p$  составляет 165 с против 660 с у типовой системы, однако при этом максимальное относительное изменение расхода топлива у типовой системы автоматического управления мощностью энергоблоков меньше в два раза [14]. Кроме того, в предлагаемом варианте системы максимальное отклонение положения регулирующих клапанов сократилось на 35 %, но при этом у таких систем максимальное изменение давления перегретого пара перед турбиной примерно одинаковое [14].

3. При отработке внутреннего возмущения  $f_1$  время регулирования  $t_p$  у варианта III сократилось в 1,57 раза по сравнению с двумя первыми вариантами при примерно одинаковых других показателях качества.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Система регулирования энергоблока: а. с. 657179 СССР: МПК F 01 K 13/02 / Г. Т. Кулаков, М. Н. Терешко, В. И. Литвинец и др.; дата публ. 15.04.1979.
2. Способ автоматического регулирования перетоков активной мощности и частоты энергообъединения: а. с. 864427 СССР: МПК H 02 J 3/06 / Ю. М. Терезов, Г. Т. Кулаков, В. В. Гуренко; дата публ. 15.09.1981.
3. Устройство для автоматического регулирования перетока мощности между двумя частями энергосистемы: а. с. 864426 СССР: МПК H 02 J 3/06 / Ю. М. Терезов, Г. Т. Кулаков, Л. М. Плахов, В. И. Литвинец; дата публ. 15.09.1981.
4. Система автоматического регулирования мощностью энергоблока: а. с. 877091 СССР: МПК F 01 K 13/02 / Г. Т. Кулаков, А. А. Москаленко, И. Ю. Костив, Н. В. Молотков; дата публ. 30.10.1981.
5. Система группового автоматического управления мощностью энергоблоков тепловой электростанции: а. с. 1053221 СССР: МПК H 02 J 3/46 / Г. Т. Кулаков, А. А. Москаленко, А. Д. Качан и др.; дата публ. 07.11.1983.
6. Способ управления энергоблоком в аварийных режимах энергосистемы: а. с. 881356 СССР: МПК F 01 K 13/02 / Г. Т. Кулаков, И. Ю. Костив; дата публ. 15.11.1981.
7. Система автоматического регулирования частоты и мощности блочных ТЭС с прямоточными котлами / Н. И. Давыдов [и др.] // Теплоэнергетика. 1979. № 8. С. 2–6.
8. Система автоматического управления энергоблоком сверхкритических параметров / В. И. Литвинец [и др.] // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений. 1980. № 8. С. 40–45.
9. Кулаков, Г. Т. Экспериментальное определение и анализ динамических свойств энергоблоков мощностью 300 МВт / Г. Т. Кулаков // Энергомашиностроение. 1984. № 1. С. 9–11.
10. Система автоматического регулирования мощностью энергоблока паровой котел – турбина: пат. 2315871 Рос. Федерация: МПК F 01 K 13/02 / Н. И. Давыдов; заявитель и патентообладатель Москва, ВТИ; № 2006121529/06; заявл. 20.06.2006; опубл. 27.01.2008. Бюл. № 3. 7 с.
11. Зорченко, Н. В. Исследование влияния формирующих сигналов в системе автоматического управления мощностью энергоблока на его приемистость / Н. В. Зорченко, Н. И. Давыдов, А. А. Григоренко // Теплоэнергетика. 2006. № 10. С. 42–48.
12. Разработка и внедрение САРЧМ крупных энергоблоков / В. А. Биленко [и др.] // Теплоэнергетика, 2008. № 10. С. 14–26.
13. Нормы участия энергоблоков тепловых электростанций в нормированном первичном регулировании частоты и автоматическом вторичном регулировании частоты и перетоков активной мощности: СТО 59012820.27.100.002–2013. Введ. 25.04.2013. М.: ОАО «СО ЕЭС», 2013. 36 с.
14. Теория автоматического управления теплоэнергетическими процессами / Г. Т. Кулаков [и др.]; под общ. ред. Г. Т. Кулакова. Минск: Вышэйш. шк., 2017. 238 с.
15. Кулаков, Г. Т. Инженерные экспресс-методы расчета промышленных систем / Г. Т. Кулаков. Минск: Вышэйш. шк., 1984. 192 с.
16. Кулаков, Г. Т. Параметрическая оптимизация системы автоматического управления мощностью энергоблоков 300 МВт в режиме постоянного давления пара перед турбиной / Г. Т. Кулаков, А. Т. Кулаков, К. И. Артёмов // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61, № 5. С. 451–462. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-5-451-462>.

REFERENCES

1. Kulakov G. T., Tereshko M. N., Litvinets V. I., Volnyanko M. G., Pirogov V. G., Kurilin L. A., Manuilov V. K. (1979) *Power Unit Regulating System*. USSR Author's Certificate No 657179 (in Russian).
2. Terezov Yu. M., Kulakov G. T., Gurenko V. V. (1981) *Method for Automatic Control of Active Power Flows and Frequency of Power Pool System*. USSR Author's Certificate No 864427 (in Russian).
3. Terezov Yu. M., Kulakov G. T., Plakhov L. M., Litvinets V. I. (1981) *Device for Automatic Power Flow Control between Two Parts of Power Pool System*. USSR Author's Certificate No 864426 (in Russian).
4. Kulakov G. T., Moskalenko A. A., Kostiv I. Yu., Molotkov N. V. (1981) *Power Unit Automatic Regulating System of Capacity*. USSR Author's Certificate No 877091 (in Russian).
5. Kulakov G. T., Moskalenko A. A., Kachan A. D. (1983) *Thermal Power Unit Group Automatic Regulating System of Capacity*. USSR Author's Certificate No 1053221 (in Russian).
6. Kulakov G. T., Kostiv I. Yu. (1981) *Power Unit Control Method for Emergency Running of Power System*. USSR Author's Certificate No 881356 (in Russian).
7. Davydov N. I., Malamed A. D., Trakhtenberg M. D., Fotin L. P. (1979) The System of Automatic Regulation of Frequency and Power of Block-Type Thermal Power Plants with Straight-Through Boilers. *Teplotenergetika = Thermal Engineering*, (8), 2–6 (in Russian).
8. Litvinets V. I., Kulakov G. T., Molev V. V., Red'ko I. I., Polishchuk S. I. (1980) Automatic Control System of Power Unit with Supercritical Parameters. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii*. [Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions.], (8), 40–45 (in Russian).
9. Kulakov G. T. (1984) Experimental Determination and Analysis of Dynamic Properties for 300 MW Power Units. *Energomashinostroenie* [Power Plant Engineering], (1), 9–11 (in Russian).
10. Davydov N. I. (2006) *System of Automatic Control of Power of Steam Boiler-Turbine Power Unit*. Russian Federation Patent No 2315871 (in Russian).
11. Zorchenko N. V., Davydov N. I., Grigorenko A. A. (2006). Investigating the Effect of Forcing Signals in a System for Automatically Controlling the Output of a Power Unit on its Pickup Capability. *Thermal Engineering*, 53 (10), 810–818. <https://doi.org/10.1134/s0040601506100107>.
12. Bilenko V. A., Melamed A. D., Mikushevich E. E., Nikol'skii D. Y., Rogachev R. L., Romanov N. A. (2008) Development and Application of Automatic Frequency and Power Control Systems for Large Power Units. *Thermal Engineering*, 55 (10), 824–837. <https://doi.org/10.1134/s0040601508100030>.
13. Company Standard 59012820.27.100.002–2013. *Participation Norm of Thermal Power Plants Power Generator Units in Standard Primary Frequency Control and Automatic Secondary Frequency Control and Active Power Flows Control*. Moscow, OAO "SO EES", 2013. 36 (in Russian).
14. Kulakov G. T., Kulakov A. T., Kravchenko V. V., Kuchorenko A. N., Artsiomenka K. I., Kovrigo Yu. M., Golinko I. M., Bagan T. G., Bunke A. S. (2017) *Automatic Control Theory for Heat and Power Processes*. Minsk, Vysheishaya Shkola Publ. 238 (in Russian).
15. Kulakov G. T. (1984) *Engineering Proximate Methods of Design Calculation for Industrial Regulating Systems*. Minsk, Vysheishaya Shkola Publ. 192 (in Russian).
16. Kulakov G. T., Kulakov A. T., Artsiomenka K. I. (2018) Parametric Optimization for Automatic Control System of 300 MW Power Units at a Constant Steam Pressure Upstream of the Turbine. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Educational Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (5), 451–462 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-5-451-462>.

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-552-563>

УДК 536.25

## **Экспериментальное исследование и обобщение данных по интенсифицированной конвективной теплоотдаче однорядных пучков ребристых труб в потоке воздуха**

**А. Б. Сухоцкий<sup>1)</sup>, Г. С. Маршалова<sup>1)</sup>**

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

© Белорусский национальный технический университет, 2018  
Belarusian National Technical University, 2018

**Реферат.** В статье представлены методика и результаты экспериментального исследования интенсифицированной теплоотдачи для однорядного пучка, состоящего из биметаллических труб со спирально накатными ребрами со следующими параметрами: наружный диаметр ребра  $d = 56$  мм, высота ребра  $h = 15$  мм, шаг ребра  $s = 2,5$  мм, средняя толщина ребра  $\Delta = 0,5$  мм, диаметр ребра у основания  $d_0 = 26$  мм, коэффициент оребрения  $\varphi = 21$ . Поперечный шаг труб  $S_1$  в однорядном пучке составляет 58, 61, 64 и 70 мм. Интенсификация теплоотдачи была организована в потоке нагретого воздуха над экспериментальным пучком с помощью двух типов вытяжных шахт – с регулируемой высотой и регулируемым проходным сечением. Цель работы – экспериментальное исследование и обобщение данных по теплоотдаче однорядных пучков, состоящих из биметаллических ребристых труб, при интенсифицированной (смешанной) конвекции воздуха, а также разработка инженерной методики расчета однорядных рециркуляционных воздухонагревателей. Результаты экспериментального исследования интенсифицированной конвективной теплоотдачи однорядного пучка, состоящего из биметаллических ребристых труб, в потоке нагретого воздуха представлены в виде зависимостей числа Нуссельта от чисел Грасгофа и Рейнольдса. При обобщении экспериментальных данных получено обобщенное критериальное уравнение для вычисления теплоотдачи однорядного пучка, состоящего из биметаллических ребристых труб, при различных поперечных шагах установки труб, площадях выходных отверстий и высоте вытяжной шахты. Разработана инженерная методика конструктивного расчета однорядного рециркуляционного воздухонагревателя.

**Ключевые слова:** воздушное отопление, рециркуляционный воздухонагреватель, свободная конвекция, смешанная конвекция, биметаллическая ребристая труба, однорядный пучок, интенсифицированная конвективная теплоотдача, конвективный коэффициент теплоотдачи, критериальное уравнение теплоотдачи

**Для цитирования:** 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>

---

### **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**

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

---

## Intensified Convection Heat Transfer of Single-Row Bunch of Finned Tubes in an Air Stream: Experimental Study and Generalization of the Obtained Data

A. B. Sukhotskii<sup>1)</sup>, G. S. Marshalova<sup>1)</sup>

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

**Abstract.** The article presents method and results of experimental study of the intensified heat transfer for the single-row bunch consisting of bimetallic pipes with spiral knurled ribs with the following parameters: outer diameter of a rib  $d = 56$  mm; rib height  $h = 15$  mm, rib pitch  $s = 2.5$  mm, average thickness of a rib  $\Delta = 0.5$  mm; diameter of a rib at the bottom  $d_0 = 26$  mm, coefficient of fins  $\varphi = 21$ . The pipes cross pitch  $S_1$  in a single-row bunch makes 58, 61, 64 and 70 mm. The intensification of a heat transfer has been arranged in a stream of heated air over an experimental bunch by means of two types of exhaust shaft i.e. the one with adjustable height and the one with the adjustable section through passage. The aim of the work was to perform an experimental study and to summarize the data of a heat transfer of the single-row bunches consisting of bimetallic finned tubes under the intensified (mixed) air convection and also to develop an engineering method of calculation of single-row recirculation air heaters. The results of experimental study of the intensified convective heat transfer of the single-row bunch consisting of bimetallic finned tubes in a stream of heated air are presented in the form of dependences of number of Nusselt on Grashof number and Reynolds number. As a result of generalization of experimental data, the generalized criteria equation for calculation of heat transfer of the single-row bunch consisting of bimetallic finned tubes when cross pitches of installation of tubes, the areas of exhaust outlets and heights of the exhaust shaft are various, has been obtained. The engineering technique for design calculation of the single-row recirculation air heater has also been developed.

**Keywords:** air heating, recirculation air heater, free convection, mixed convection, bimetallic finned tube, single-row bunch, intensified convective heat transfer, convective coefficient of a heat transfer, criteria equation of a heat transfer

**For citation:** 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. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (6) 552–563. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-552-563> (in Russian)

### Введение

В настоящее время перспективным энергосберегающим направлением является внедрение в зданиях и сооружениях систем воздушного отопления, которые позволяют обеспечить при помощи одного устройства и отопление, и вентиляцию, что в ряде случаев по сравнению с системами водяного отопления приводит к снижению строительных затрат, а также обеспечивает высокие санитарно-гигиенические условия воздушной среды помещения, меньшую металлоемкость и инерционность системы, более равномерное распределение температур в крупногабаритных помещениях [1].

Для нагрева вентиляционного воздуха в системах воздушного отопления применяют электрические и водяные калориферы [2], представляющие собой однорядные теплообменные пучки из оребренных биметаллических

труб. Для интенсификации теплообменных процессов в калориферах необходимо максимально использовать гравитационный потенциал нагретого воздуха путем установки над теплообменным пучком калорифера вытяжной шахты, как, например, в рециркуляционных воздухонагревателях, применяемых в местных системах воздушного отопления [3]. Рециркуляционные воздухонагреватели по тепловой мощности (5–25 кВт) занимают промежуточное место между отопительными приборами систем водяного отопления и отопительными агрегатами систем воздушного отопления со свободной конвекцией воздуха. Они состоят из встроеного в стену или приставного канала (вытяжной шахты) с расположенным у основания калорифером, выполненного преимущественно из ребристых труб с шахматной или коридорной компоновкой. Достоинствами рециркуляционных воздухонагревателей являются простота устройства в эксплуатации, надежность, количественное саморегулирование, возможность прокачки через калорифер высокотемпературной воды [3].

Подобные системы нагрева воздуха применяют в лесосушильных камерах с мягкими режимами сушки для твердолиственных ценных пород древесины [4, 5]. Также на современных атомных установках БН-600, БН-800 на быстрых нейтронах внедрены энергонезависимые системы аварийного расхолаживания реактора (САРХ) с натрий-воздушным теплообменником из оребренных труб с естественной циркуляцией воздуха за счет вытяжной трубы [6].

Известно немало экспериментальных исследований [7–20] теплоотдачи в условиях свободной конвекции воздуха в неограниченном пространстве. Однако в калориферах рециркуляционных воздухонагревателей организуется режим смешанной конвекции. Такой режим теплоотдачи возникает, когда свободное движение воздуха усиливается за счет дополнительных подъемных сил, создаваемых вытяжной шахтой. При этом вклад в теплоотдачу свободной и вынужденной конвекции сопоставим. Исследования теплоотдачи смешанной конвекцией при небольших числах Рейнольдса ( $Re < 1000$ ) в оребренных пучках практически отсутствуют. Известна лишь работа [21], в которой выполнено исследование и получены экспериментальные зависимости теплоотдачи оребренных однорядных пучков в диапазоне числа Грасгофа  $(11–550) \cdot 10^3$ , числа Рейнольдса 480–2500.

Цель работы – экспериментальное исследование и обобщение данных теплоотдачи оребренных однорядных пучков при смешанной конвекции воздуха, а также разработка инженерной методики расчета однорядных рециркуляционных воздухонагревателей.

### **Методика расчета однорядных рециркуляционных воздухонагревателей**

Изучался однорядный пучок, состоящий из шести горизонтально расположенных ребристых труб со спирально накатными алюминиевыми ребрами, с поперечными шагами  $S_1 = 58, 61, 64$  и  $70$  мм, которым соответст-

вует относительный шаг  $\sigma_1 = S_1 / d = 1,036; 1,089; 1,140$  и  $1,250$ . Трубы установлены между фанерными досками толщиной 4 мм, а их торцы для снижения тепловых потерь защищены фторопластовыми втулками. Геометрические размеры биметаллической оребренной трубы, мм: диаметр  $d = 56$ ; диаметр трубы по основанию  $d_0 = 26$ ; высота, шаг, средняя толщина ребра соответственно  $h = 15$ ,  $s = 2,5$ ,  $\Delta = 0,5$ ; длина оребренной части трубы  $l = 300$ . Коэффициент оребрения трубы  $\phi = 21$ . Конструкция трубы-калориметра и ее оснащение температурными датчиками подробно описаны в [22].

Для организации интенсифицированной конвективной теплоотдачи в потоке нагретого воздуха над экспериментальным пучком устанавливалось два типа вытяжных шахт – с регулируемой высотой и регулируемым проходным сечением.

Первым видом являлась шахта с прямоугольным основанием, переходящим через конфузур в цилиндрическую трубу диаметром 0,110 м, регулируемой высотой  $H = 0,52; 1,16; 1,48$  и  $2,10$  м. Для снижения тепловых потерь шахта снаружи покрыта слоем минерального волокна толщиной 0,02–0,03 м.

Шахта с регулируемым проходным сечением представляет собой параллелепипед из фанеры толщиной 0,004 м с прямоугольным основанием  $0,383 \times 0,313$  м, высотой 0,52 м. Снаружи для снижения теплотерь шахта покрыта слоем пенополиуретана толщиной 0,028 м и слоем минерального волокна толщиной 0,005 м. В выходном сечении шахты устанавливались крышки с круглым отверстием различного диаметра ( $d_{\text{отв}} = 0,105; 0,137; 0,160; 0,187$  и  $0,205$  м), которые изготавливали из фанеры толщиной 0,010–0,015 м и для снижения теплотерь покрывали слоем минерального волокна толщиной 0,004 м.

Теплоотдача изучалась методом полного моделирования. Применялся обогрев оребренных труб вставными теплоэлектронагревателями. Средняя труба в пучке являлась калориметром. Схема экспериментальной установки, аппаратное оформление ее измерительными приборами, методика исследования и порядок проведения опытов изложены в [23]. Во время проведения опытов температура поверхности трубы-калориметра у основания ребер (среднеарифметическая температура по показаниям термопар) изменялась в интервале  $t_{\text{ст}} = 30\text{--}165$  °С, температура окружающего воздуха в камере  $t_0 = 17\text{--}24$  °С, подводимая к калориметру электрическая мощность  $W = 10\text{--}250$  Вт.

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

$$\alpha_k = \frac{Q_k}{(t_{\text{ст}} - t_0)F}, \quad (1)$$

где  $Q_k$  – конвективный тепловой поток, Вт;  $F = l\pi d_0\phi$  – площадь теплоотдающей оребренной поверхности трубы, м<sup>2</sup>.

Тепловой поток  $Q_k$ , Вт, отведенный от трубы к воздуху конвекцией:

$$Q_k = W - Q_l - Q_n, \quad (2)$$

где  $W$  – электрическая мощность, подводимая к калориметру, Вт;  $Q_l$  – тепловой поток, отведенный излучением от трубы к воздуху, Вт [24];  $Q_n$  – тепловые потери через торцы труб и токоподводы, Вт [25].

Результаты эксперимента представляли в виде зависимости числа Нуссельта от чисел Грасгофа и Рейнольдса:

$$\text{Nu} = \frac{\alpha_k d_0}{\lambda}; \quad (3)$$

$$\text{Gr} = \frac{g \beta d_0^3 (t_{\text{ст}} - t_0)}{\nu^2}; \quad (4)$$

$$\text{Re} = \frac{w d_0}{\nu}, \quad (5)$$

где  $\lambda$ ,  $\nu$  – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К), и кинематической вязкости, м<sup>2</sup>/с;  $g$  – ускорение свободного падения, м/с<sup>2</sup>;  $\beta$  – коэффициент температурного расширения, К<sup>-1</sup>;  $w$  – скорость воздуха в сжатом сечении пучка, м/с.

Определяющей температурой для нахождения чисел Нуссельта, Грасгофа и Рейнольдса, а также теплофизических свойств воздуха является температура окружающего воздуха  $t_0$ , °С.

Скорость воздуха в пучке определяли косвенным образом из уравнения теплового баланса

$$Q = n(W - Q_n) = c \rho V (t_{\text{ш}} - t_0), \quad (6)$$

где  $Q = Q_k + Q_l$  – теплота, подведенная к потоку воздуха, проходящего через пучок, Вт;  $n = 6$  – число труб в пучке, шт.;  $c$  – средняя изобарная теплоемкость воздуха, Дж/(кг·К);  $\rho$  – плотность воздуха, кг/м<sup>3</sup>;  $V$  – объемный расход воздуха через пучок, м<sup>3</sup>/с;  $t_{\text{ш}}$  – средняя температура воздуха в шахте, °С.

Средняя изобарная теплоемкость  $c$  и плотность  $\rho$  определялись по средней температуре воздуха в пучке  $0,5(t_{\text{ш}} + t_0)$ .

Тогда скорость воздуха в пучке

$$w = \frac{n(W - Q_n)}{f_{\text{сж}} c \rho (t_{\text{ш}} - t_0)}, \quad (7)$$

где  $f_{\text{сж}}$  – площадь сжатого сечения пучка, м<sup>2</sup>

$$f_{\text{сж}} = \ln S_1 \left[ 1 - \left( \frac{1}{S_1} \right) d \right]. \quad (8)$$

Результаты экспериментального исследования интенсифицированной конвективной теплоотдачи в потоке нагретого воздуха представлены на рис. 1.

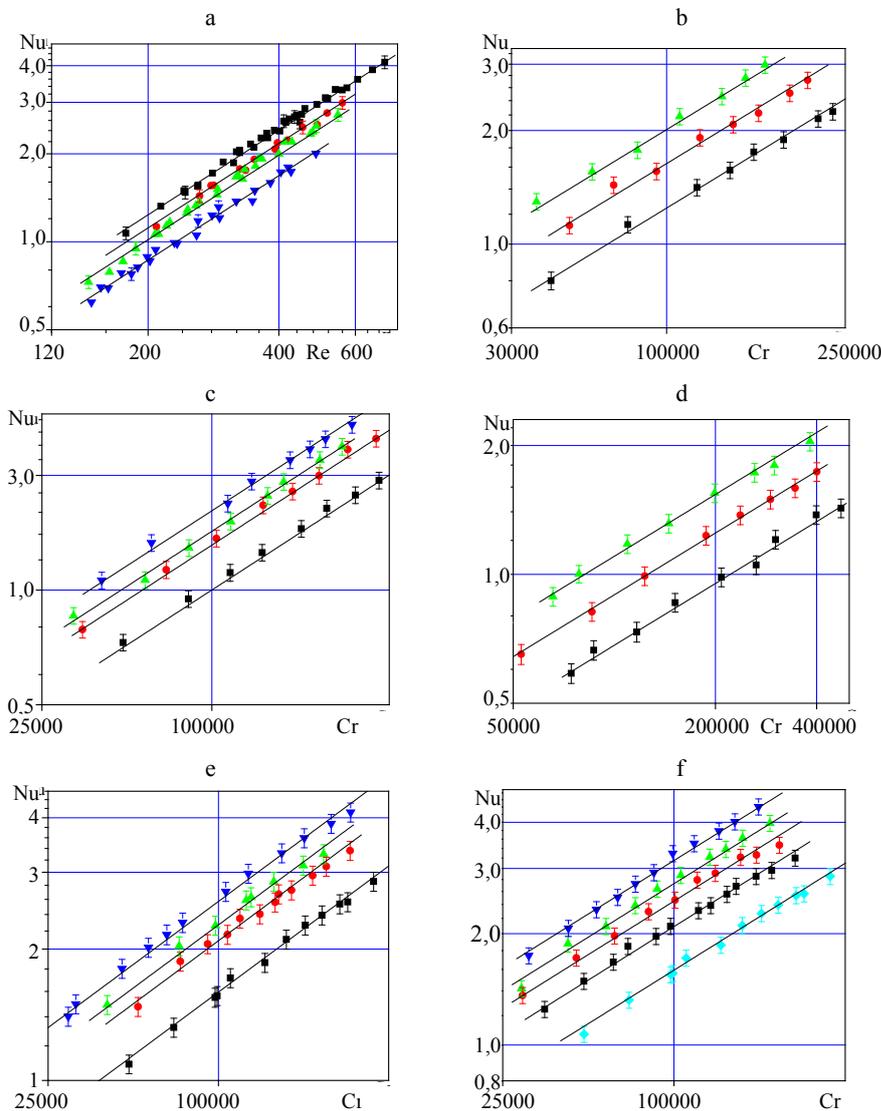


Рис. 1. Зависимость теплоотдачи однорядного горизонтального пучка от чисел Рейнольдса (а) и Грасгофа (при различных поперечных шагах установки труб (b–e) и площадях выходных отверстий вытяжной шахты (f)): а – ■ –  $\sigma_1 = 1,036$ ; ● – 1,089; ▲ – 1,14; ▼ – 1,25; б – при  $\sigma_1 = 1,089$ : ■ –  $H = 0,52$  м; ● – 1,16; ▲ – 2,12 м; в – при  $\sigma_1 = 1,14$ : ■ –  $H = 0,52$  м; ● – 1,16; ▲ – 1,48; ▼ – 2,12 м; д – при  $\sigma_1 = 1,25$ : ■ –  $H = 0,52$  м; ● – 1,16; ▲ – 2,12 м; е – при  $\sigma_1 = 1,036$ : ■ –  $H = 0,52$  м; ● – 1,16; ▲ – 1,48; ▼ – 2,12 м; ф – при  $\sigma_1 = 1,036$ : ◆ –  $d_{\text{ouv}} = 0,105$  м; ■ – 0,137; ● – 0,160; ▲ – 0,178; ▼ – 0,205 м

Fig. 1. Dependence of a heat transfer of a single-row horizontal bunch on Reynolds number (a) and on Grashof's number (when cross pitches of tubes installation are various (b–e) and when areas of exhaust outlets of the exhaust shaft are various (f)): а – ■ –  $\sigma_1 = 1,036$ ; ● – 1,089; ▲ – 1,14; ▼ – 1,25; б – when  $\sigma_1 = 1,089$ : ■ –  $H = 0,52$  m; ● – 1,16; ▲ – 2,12 m; в – when  $\sigma_1 = 1,14$ : ■ –  $H = 0,52$  m; ● – 1,16; ▲ – 1,48; ▼ – 2,12 m; д – when  $\sigma_1 = 1,25$ : ■ –  $H = 0,52$  m; ● – 1,16; ▲ – 2,12 m; е – when  $\sigma_1 = 1,036$ : ■ –  $H = 0,52$  m; ● – 1,16; ▲ – 1,48; ▼ – 2,12 m; ф – when  $\sigma_1 = 1,036$ : ◆ –  $d_{\text{ouv}} = 0,105$  m; ■ – 0,137; ● – 0,160; ▲ – 0,178; ▼ – 0,205 m

В процессе обработки экспериментальных данных установлено (рис. 1а), что зависимости  $Nu = f(Re)$  идентичны при различных параметрах вытяжной шахты, а определяются только параметрами теплообменного пучка. В результате обобщения экспериментальных данных по теплоотдаче однорядного горизонтального пучка при различных поперечных шагах установки труб получена формула

$$Nu = 0,00129 \cdot \left( \frac{d_0}{d_3} \right)^{0,9} Re^{0,96}. \quad (9)$$

Уравнение (9) действительно в интервале изменения  $Re = 100-720$ ,  $d_0/d_3 = 4,85-7,21$ .

Как видно, расчетные зависимости по (9), представленные на рис. 1а в виде прямых, хорошо согласуются с экспериментальными данными. Опытные данные отклоняются от расчетных менее чем на  $\pm 5\%$ . Однако уравнение (9) неудобно использовать для инженерных расчетов, так как число  $Re$  выражается через трудноопределимый параметр – скорость воздуха в сжатом сечении пучка  $w$ .

Поэтому в результате обобщения экспериментальных данных  $Nu = f(Gr)$  при различных поперечных шагах установки труб, площадях выходных отверстий и высоте вытяжной шахты получена формула

$$Nu = 0,000202 Gr^{0,48} A, \quad (10)$$

где  $A$  – коэффициент пропорциональности, зависящий от геометрических параметров рециркуляционной воздушной системы,

$$A = \left( \frac{d_0}{d_3} \right)^{1,28} \left( \frac{H + d_0}{d_3} \right)^{0,35} \left( \frac{f_{отв}}{f_{сж}} \right)^{0,51};$$

$H$  – высота вытяжной шахты, м;  $d_3$  – эквивалентный диаметр сжатого поперечного сечения пучка, м,

$$d_3 = \frac{2s}{2h + s} S_1 \chi; \quad (11)$$

$f_{отв}$  – площадь выходного отверстия вытяжной шахты,  $m^2$ ,

$$f_{отв} = \pi \frac{d_{отв}^2}{4};$$

$f_{сж}$  – площадь сжатого сечения пучка,  $m^2$ ;  $\chi$  – коэффициент загромождения оребренными трубами поперечного сечения пучка для прохода воздуха [26],

$$\chi = 1 - \frac{1}{S_1} \left( d_0 + 2 \frac{h\Delta}{s} \right).$$

Уравнение (10) действительно в интервале изменения  $Gr = 27000-475000$ ,  $d_0/d_s = 4,85-7,21$ ,  $(H + d_0)/d_s = 100-587$ ,  $f_{отв}/f_{сж} = 0,13-0,75$ .

Как видно, расчетные зависимости по (10), представленные на рис. 1б-f в виде прямых, хорошо согласуются с экспериментальными данными. Опытные данные отклоняются от расчетных менее чем на  $\pm 5\%$ .

Обобщенные данные по теплоотдаче в виде зависимости числа Грасгофа от  $Nu/A$  для однорядных оребренных пучков с относительными поперечными шагами  $\sigma_1 = 1,036; 1,089; 1,140$  и  $1,250$  для различных типов вытяжных шахт представлены на рис. 2.

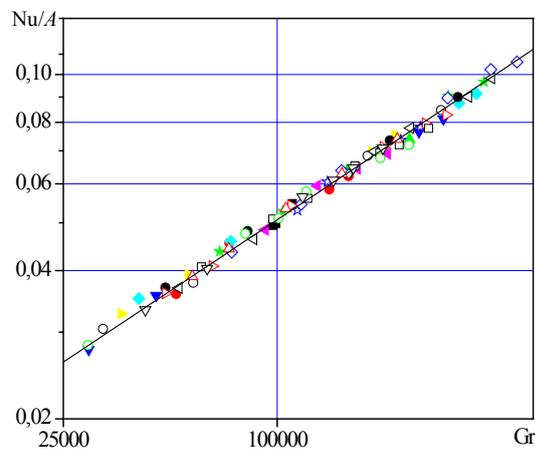


Рис. 2. Обобщенные данные по теплоотдаче однорядных оребренных пучков:  
 при  $\sigma_1 = 1,036$  и  $d_{отв} = 0,105$  м: ■ –  $H = 0,52$  м, ● – 1,16, ▲ – 1,48, ▼ – 2,12 м;  
 при  $\sigma_1 = 1,089$  и  $d_{отв} = 0,105$  м: ◆ –  $H = 0,52$  м, ◆ – 1,16, ◆ – 2,12 м;  
 при  $\sigma_1 = 1,14$  и  $d_{отв} = 0,105$  м: ● –  $H = 0,52$  м, ★ – 1,16, ○ – 1,48, ☆ – 2,12 м;  
 при  $\sigma_1 = 1,25$  и  $d_{отв} = 0,105$  м: ◇ –  $H = 0,52$  м, ◁ – 1,16, ▷ – 2,12 м;  
 при  $H = 0,52$  м и  $\sigma_1 = 1,036$ : □ –  $d_{отв} = 0,137$  м, ○ – 0,16, △ – 0,178, ▽ – 0,205 м

Fig. 2. The generalized data on a heat transfer of single-row finned bunches:  
 when  $\sigma_1 = 1,036$  and  $d_{отв} = 0,105$  m: ■ –  $H = 0,52$  m, ● – 1,16, ▲ – 1,48, ▼ – 2,12 m;  
 when  $\sigma_1 = 1,089$  and  $d_{отв} = 0,105$  m: ◆ –  $H = 0,52$ , ◆ – 1,16, ◆ – 2,12 m;  
 when  $\sigma_1 = 1,14$  and  $d_{отв} = 0,105$  m: ● –  $H = 0,52$  m, ★ – 1,16, ○ – 1,48, ☆ – 2,12 m;  
 when  $\sigma_1 = 1,25$  and  $d_{отв} = 0,105$  m: ◇ –  $H = 0,52$  m, ◁ – 1,16, ▷ – 2,12 m;  
 when  $H = 0,52$  m and  $\sigma_1 = 1,036$ : □ –  $d_{отв} = 0,137$  m, ○ – 0,16, △ – 0,178, ▽ – 0,205 m

На основе полученной зависимости (10) можно предложить следующую методику конструктивного расчета водяного рециркуляционного воздухоподогревателя в виде однорядного пучка из исследованных оребренных труб.

Исходные данные к расчету: тепловой поток  $Q$ , кВт; температура воздуха окружающей среды  $t_0$ , °C; температура теплоносителя на входе  $t_{11}$

и выходе  $t_{12}$  из воздухонагревателя, °С; высота  $H$ , м, и проходное сечение  $f_{\text{отв}}$ , м<sup>2</sup>, рециркуляционной шахты.

1. По (4) определяем число Грасгофа, где в качестве температуры стенки  $t_{\text{ст}}$  принимаем среднюю температуры теплоносителя:

$$t_{\text{ст}} = 0,5(t_{11} + t_{12}).$$

2. Задаемся поперечным шагом  $S_1 = (1,03-1,25)d$ , м, и рассчитываем по (8) эквивалентный диаметр пучка  $d_0$ , м.

3. По формуле (10) определяем число  $Nu$ , а затем коэффициент теплоотдачи от оребренной трубы к воздуху

$$\alpha_k = \frac{Nu\lambda}{d_0},$$

где  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности воздуха, Вт/(м·К), определенный по температуре  $t_0$ .

4. Находим теплообменную поверхность пучка

$$F_{\text{п}} = \frac{Q}{(t_{\text{ст}} - t_0) \cdot (\alpha_k + \alpha_{\text{л}})},$$

где  $\alpha_{\text{л}}$  – лучистый коэффициент теплоотдачи, Вт/(м<sup>2</sup>·К), который рассчитывается по [24], в первом приближении можно принять  $(0,15-0,20)\alpha_k$ .

5. Назначаем длину оребренной трубы  $l$ , м, определяем количество труб  $n$ , шт., в пучке и ширину пучка  $B$ , м:

$$n = F_{\text{п}} / (l\pi d_0\phi);$$

$$B = nS_1.$$

6. Если получить эффективную компоновку пучка затруднительно, то изменяем значение поперечного шага пучка  $S_1$  и повторяем расчет снова с п. 2.

### ВЫВОДЫ

1. Выполнен комплекс экспериментальных исследований теплоотдачи оребренного однорядного пучка при смешанной конвекции воздуха.

2. Получено обобщенное критериальное уравнение теплоотдачи оребренного однорядного пучка с установленной над ним вытяжной шахтой при различных поперечных шагах установки труб, площадях выходных отверстий и высоте вытяжной шахты.

3. Разработана инженерная методика конструктивного расчета однорядного рециркуляционного воздухонагревателя.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Теплотехника, отопление, вентиляция и кондиционирование воздуха / В. М. Гусев [и др.]; под общ. ред. В. М. Гусева. Л.: Стройиздат, 1981. 343 с.

2. Максимов, Г. А. Отопление и вентиляция / Г. А. Максимов. М.: Стройиздат, 1949. Ч. 2. 258 с.
3. Богословский, В. Н. Отопление / В. Н. Богословский, А. Н. Сканами; под. ред. В. Н. Богословского. М.: Стройиздат, 1991. 735 с.
4. Соколов, П. В. Проектирование сушильных и нагревательных установок для древесины / П. В. Соколов. М.: Лесная промышленность, 1965. 322 с.
5. Кунтыш, В. Б. Теплоотдача естественной конвекцией одиночного ряда вертикальных оребренных труб калориферов лесосушильных камер / В. Б. Кунтыш, А. В. Позднякова, В. И. Мелехов // Известия вузов. Лесной журнал. 2002. № 2. С. 116–119.
6. Зорин, В. М. Атомные электростанции / В. М. Зорин. М.: Издательский дом МЭИ, 2012. 627 с.
7. Tuğba, İnan Experimental and Numerical Investigation of Natural Convection in a Double Skin Facade / İnan Tuğba, Tahsin Başaran, Mehmet Akif Ezan // Applied Thermal Engineering. 2016. No 106. P. 1225–1235.
8. Moftakhari, Ardeshir. Natural Element Method Study of Combined Natural Convective and Radiative Heat Transfer in Irregular-Shaped Mediums with Radiative Properties / Ardeshir Moftakhari, Ardalan Moftakhari Chaei Ghazvin // International Journal of Thermal Sciences. 2017. Vol. 122. P. 141–161.
9. Effect of Domain Boundary Set on Natural Convection Heat Transfer Characteristics for Vertical Annular Finned Tube Heat Exchanger / Han-Taw Chen [et al.] // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2017. Vol. 109. P. 668–682.
10. Analysis of Nonlinear Heat Exchange Phenomena in Natural Convection Cooled Electronic Systems / Gilbert De Mey [et al.] // Microelectronics Reliability. 2016. Vol. 67. P. 15–20.
11. Yogesh, J. Natural Convection Flow Interaction Above a Heated Body / J. Yogesh // Letters in Heat and Mass Transfer. 1976. Vol. 3, No 5. P. 457–466.
12. Numerical and Experimental Study of Natural Convection Heat Transfer Characteristics for Vertical Annular Finned Tube Heat Exchanger / Han-Taw Chen [et al.] // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2017. Vol. 109. P. 378–392.
13. Yogesh, J. On the Introduction of Disturbances in a Natural Convection Flow / J. Yogesh // International Journal of Heat and Mass Transfer. 1976. Vol. 19. P. 1057–1063.
14. Senapati, J. R. Numerical Investigation of Natural Convection Heat Transfer from Vertical Cylinder with Annular Fins / J. R. Senapati, S. K. Dash, S. Roy // International Journal of Thermal Sciences. 2017. Vol. 111. P. 146–159.
15. Hüseyin, A. Investigation of Passive Residual Heat Removal System for VVERs: Effects of Finned Type Heat Exchanger Tubes / A. Hüseyin, N. S. Cemal // Applied Thermal Engineering. 2016. Vol. 108. P. 466–474.
16. Andrzejczyk, R. Thermodynamic and Geometrical Characteristics of Mixed Convection Heat Transfer in the Shell and Coil Tube Heat Exchanger with Baffles / R. Andrzejczyk, T. Muszynski // Applied Thermal Engineering. 2017. Vol. 121. P. 115–125.
17. Kuntysch, V. B. Experimental Investigation of Free-Convection Heat Exchange Between Multiple-Row Staggered Banks of Tubes with Spiral Fins / V. B. Kuntysch, A. V. Samorodov, A. N. Bessonnyi // Chemical and Petroleum Engineering. 2008. Vol. 44, No 3–4. P. 113–120.
18. Kuntysch, V. B. Engineering Method for Thermal Analysis of an Air Cooler in a Regime of Free-Convective Heat Exchange / V. B. Kuntysch, A. B. Sukhotskii, A. V. Samorodov // Chemical and Petroleum Engineering. 2014. Vol. 49. P. 773–779.
19. Джалурия, Й. Естественная конвекция: тепло- и массообмен / Й. Джалурия; пер. с англ. М.: Мир, 1983. 400 с.
20. Свободноконвективные течения, тепло- и массообмен: в 2 кн. / Б. Гебхарт [и др.]; пер. с англ. М.: Мир, 1991. Кн. 1. 678 с.
21. Кунтыш, В. Б. Экспериментальная установка и методика исследования теплоотдачи пучков из оребренных труб при смешанной конвекции воздуха / В. Б. Кунтыш, А. В. Самородов, А. И. Самылов // Охрана окружающей среды и рациональное использование природных ресурсов: сб. науч. тр. Архангельск, 1998. Вып. 4. С. 139–149.

22. Разработка стенда и исследование свободной конвекции одиночной оребренной трубы при различных углах наклона / А. Б. Сухоцкий [и др.] // Труды БГТУ. Сер. I: Лесное хозяйство, природопользование и переработка возобновляемых ресурсов. Минск: БГТУ, 2017. № I. С. 169–175.
23. Сидорик, Г. С. Экспериментальный стенд для исследования тепловых и аэродинамических процессов смешанно-конвективного теплообмена круглоорбитных труб и пучков / Г. С. Сидорик // Труды БГТУ. Сер. I: Лесное хозяйство, природопользование и переработка возобновляемых ресурсов. Минск: БГТУ, 2018. № I. С. 85–93.
24. Самородов, А. В. Совершенствование методики теплового расчета и проектирования аппаратов воздушного охлаждения с шахматными оребренными пучками / А. В. Самородов. Архангельск, 1999. 172 с.
25. Сухоцкий, А. Б. Интенсификация свободной конвекции в однорядном оребренном пучке в аппаратах воздушного охлаждения / А. Б. Сухоцкий, Г. С. Сидорик // Труды БГТУ. Сер. 2: Хим. технол., биотехн., геоэколог. Минск: БГТУ, 2017. № 1. С. 68–74.
26. Примеры расчетов нестандартизованных эффективных теплообменников / В. Б. Кунтыш [и др.]; под ред. В. Б. Кунтыша и А. Н. Бессонного. СПб.: Недра, 2000. 300 с.

Поступила 14.05.2018 Подписана в печать 18.07.2018 Опубликовано онлайн 28.11.2018

#### REFERENCES

1. Gusev V. M., Kovalev N. I., Popov V. P., Potroshkov V. A. (1981) *Heat Engineering, Heating, Ventilation and Air Conditioning*. Leningrad, Stroiizdat Publ., 343 (in Russian).
2. Maksimov G. A. (1949) *Heating and Ventilation. Part. 2*. Moscow, Stroiizdat Publ. 258 (in Russian).
3. Bogoslovskii V. N., Skanavi A. N. (1991) *Heating*. Moscow, Stroiizdat Publ. 735 (in Russian).
4. Sokolov P. V. (1965) *Design of Drying and Heating Installations for Wood*. Moscow, Lesnaya Promyshlennost' Publ. 322 (in Russian).
5. Kuntyshev V. B., Pozdnyakova A. V., Melekhov V. I. (2002) Heat Transfer by Natural Convection Single Series of Vertical Finned Tubes of Heaters of Wood Drying Cameras. *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii. Lesnoi Zhurnal* [Proceedings of Higher Educational Institutions. Forest Journal], (2), 116–121 (in Russian).
6. Zorin V. M. (2012) *Nuclear Power Plants*. Moscow, MPEI Publ. 627 (in Russian).
7. Tuğba İnan, Tahsin Başaran, Mehmet Akif Ezan (2016) Experimental and Numerical Investigation of Natural Convection in a Double Skin Façade. *Applied Thermal Engineering*, (106), 1225–1235. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.06.124>.
8. Ardeshir Moftakhari, Ardalan Moftakhari Chaei Ghazvin (2017) Natural Element Method Study of Combined Natural Convective and Radiative Heat Transfer in Irregular-Shaped Media with Radiative Properties. *International Journal of Thermal Sciences*, 122, 141–161. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2017.07.029>.
9. Han-Taw Chen, Yu-Jie Chiu, Hung-Chia Tseng, Jiang-Ren Chang (2017) Effect of Domain Boundary Set on Natural Convection Heat Transfer Characteristics for Vertical Annular Finned Tube Heat Exchanger. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 109, 668–682. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.02.043>.
10. Gilbert De Mey, Torzewicz T., Kawka P., Czerwoniec A., Janicki M., Napieralski A. (2016) Analysis of Nonlinear Heat Exchange Phenomena in Natural Convection Cooled Electronic Systems. *Microelectronics Reliability*, 67, 15–20. <https://doi.org/10.1016/j.microrel.2016.11.003>.
11. Yogesh J. (1976) Natural Convection Flow Interaction Above a Heated Body. *Letters in Heat and Mass Transfer*, 3 (5), 457–466. [https://doi.org/10.1016/0094-4548\(76\)90057-6](https://doi.org/10.1016/0094-4548(76)90057-6).
12. Han-Taw Chen, Yu-Jie Chiu, Chein-Shan Liu, Jiang-Ren Chang (2017) Numerical and Experimental Study of Natural Convection heat Transfer Characteristics for Vertical Annular Finned Tube Heat Exchanger. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 109, 378–392. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.01.122>.

13. Yogesh J. (1976) On the Introduction of Disturbances in a Natural Convection Flow. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 19, 1057–1063. [https://doi.org/10.1016/0017-9310\(76\)90189-7](https://doi.org/10.1016/0017-9310(76)90189-7).
14. Senapati J. R., Dash S. K., Roy S. (2017) Numerical Investigation of Natural Convection Heat Transfer from Vertical Cylinder with Annular Fins. *International Journal of Thermal Sciences*, 111, 146–159. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2016.08.019>.
15. Hüseyin A., Cemal N. S. (2016) Investigation of Passive Residual Heat Removal System for VVERs: Effects of Finned Type Heat Exchanger Tubes. *Applied Thermal Engineering*, 108, 466–474. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.07.128>.
16. Andrzejczyk R., Muszynski T. (2017) Thermodynamic and Geometrical Characteristics of Mixed Convection Heat Transfer in the Shell and Coil Tube Heat Exchanger with Baffles. *Applied Thermal Engineering*, 121, 115–125. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.04.053>.
17. Kuntyshev V. B., Samorodov A. V., Bessonnyi A. N. (2008) Experimental Investigation of Free-Convection Heat Exchange Between Multiple-Row Staggered Banks of Tubes with Spiral Fins. *Chemical and Petroleum Engineering*, 44 (3–4), 113–120. <https://doi.org/10.1007/s10556-008-9021-y>.
18. Kuntyshev V. B., Sukhotskii A. B., Samorodov A. V. (2014) Engineering Method for Thermal Analysis of an Air Cooler in a Regime of Free-Convection Heat Exchange. *Chemical and Petroleum Engineering*, 49 (11–12), 773–779. <https://doi.org/10.1007/s10556-014-9834-9>.
19. Jaluria Y. (1980) *Natural Convection: Heat and Mass Transfer*. NY, Pergamon Press.
20. Gebhart B., Jaluria Y., Mahajan R. L., Sammakia B. (1988) *Buoyancy-Induced Flows and Transport*. New York, Hemisphere Publishing Corp., 678.
21. Kuntyshev V. B., Samorodov A. V., Samylov A. I. (1998) Experimental Unit and Methods of Research of Heat Transfer of Bundles of Finned Tubes in 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 Works]*. Arkhangelsk, (4), 139–149 (in Russian).
22. Sukhotskii A. B., Farafontov V. N., Filatov S. O., Sidorik G. S. (2017) Development of the Stand and Investigation of Free Convection Finned Single Tubes at Different Inclination Angles. *Trudy BGTU. Ser. I. Lesnoe Khozyaistvo, Prirodopol'zovanie i Pererabotka Vozobnovlyaemykh Resursov = Proceedings of BSTU. Ser. I. Forestry, Environmental Management and Recycling Renewable Resources*. Minsk, Belarusian State Technological University, (I), 169–175 (in Russian).
23. Sidorik G. S. (2018) Experimental Stand for the Investigations of Thermal and Aerodynamic Processes of Mixed-Convection Heat Transfer of Round-Ribbed Tubes and Bundles. *Trudy BGTU. Ser. I. Lesnoe Khozyaistvo, Prirodopol'zovanie i Pererabotka Vozobnovlyaemykh Resursov = Proceedings of BSTU. Ser. I. Forestry, Environmental management and Recycling Renewable Resources*. Minsk, Belarusian State Technological University, (I), 85–93 (in Russian).
24. Samorodov A. V. (1999) *Improving the Methods of Thermal Calculation and Design of Air Coolers with Staggered Finned Bundles*. Arkhangelsk. 172 (in Russian).
25. Sukhotskii A. B., Sidorik G. S. (2017) Intensification of Free Convection in a Single-Row Finned Bundle in Air-Cooling Devices. *Trudy BGTU. Ser. 2. Khimicheskie Tekhnologii, Biotekhnologiya, Geoekologiya = Proceedings of BSTU. Ser. 2: Chemical Technologies. Biotechnology. Geoecology*. Minsk, Belarusian State Technological University, (1), 68–74 (in Russian).
26. Kuntyshev V. B., Bessonnyi A. N. (ed.) (2000) *Examples of Calculations of Non-Standardized Efficient Heat Exchangers*. St.-Petersburg, Nedra. 300 (in Russian).

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-564-578>

УДК 66.047

## Экспериментальные исследования тепловлагообмена в процессе конвективной сушки тонких влажных материалов

А. И. Ольшанский<sup>1)</sup>, С. В. Жерносек<sup>1)</sup>, А. М. Гусаров<sup>1)</sup>

<sup>1)</sup>Витебский государственный технологический университет (Витебск,  
Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2018  
Belarusian National Technical University, 2018

**Реферат.** Изложены новые способы обработки экспериментальных данных обобщенными комплексными переменными, характерными для процесса сушки. Представлены результаты исследования тепловлагообмена при конвективной сушке тонких плоских влажных капиллярно-пористых материалов. Даны экспериментальные уравнения для определения плотностей тепловых потоков, среднеинтегральных температур, длительности сушки, интенсивности испарения влаги во втором периоде сушки. Установлена связь плотностей тепловых потоков в первом и втором периодах с изменением температуры во втором периоде. Найдена зависимость для вычисления температуры в периоде падающей скорости сушки с учетом теплоты на нагревание влажного тела. Показаны уравнения для определения температуры во втором периоде по температурному коэффициенту сушки, скорости нагрева влажного материала и темпу нагрева влажного тела. Дано уравнение для определения длительности сушки по значению темпа убыли влагосодержания материала. Установлено выражение для вычисления интенсивности испарения влаги в первом и втором периодах сушки в зависимости от отношения влагосодержаний в первом периоде и текущего во втором. Определены условия регулярного режима по тепло- и влагообмену для второго периода сушки. Рассмотрены возможность определения темпа нагрева влажного тела по скорости нагрева с использованием графического дифференцирования кривой зависимости температуры от времени во втором периоде сушки, вопросы использования при исследовании процесса сушки методов теории регулярного режима нагрева влажных тел. Приведены формулы для определения темпа нагрева тела и темпа убыли влагосодержания. Представлена проверка точности обработки опытных данных и достоверности полученных экспериментальных уравнений для всех исследуемых материалов. В результате исследований определены основные кинетические характеристики, необходимые для расчета тепловлагообмена в процессе сушки.

**Ключевые слова:** среднеинтегральная температура, температура мокрого термометра, влагосодержание, коэффициент сушки, темп нагрева влажного тела, темп убыли влагосодержания, скорость сушки, критерий Био, число Ребиндера

**Для цитирования:** Ольшанский, А. И. Экспериментальные исследования тепловлагообмена в процессе конвективной сушки тонких влажных материалов / А. И. Ольшанский, С. В. Жерносек, А. М. Гусаров // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 6. С. 564–578. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-564-578>

---

### Адрес для переписки

Ольшанский Анатолий Иосифович  
Витебский государственный  
технологический университет  
Московский проезд, 72,  
210035, г. Витебск, Республика Беларусь  
Тел.: +375 212 47-68-05  
tiomp@vstu.by

### Address for correspondence

Ol'shanskii Anatoliy I.  
Vitebsk State  
Technological University  
72 Moscow passage  
210035, Vitebsk, Republic of Belarus  
Tel.: +375 212 47-68-05  
tiomp@vstu.by

---

## Experimental Studies of Heat and Moisture Exchange in the Process of Convective Drying of Thin Wet Materials

A. I. Ol'shanskii<sup>1)</sup>, S. V. Zhernosek<sup>1)</sup>, A. M. Gusarov<sup>1)</sup>

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

**Abstract.** New ways of experimental data processing by generalized complex variables that are characteristic of the drying process are presented. The authors presented the results of a study of heat and moisture exchange in the convective drying of thin flat moist capillary-porous materials. As a result of the processing of the experimental data, equations were obtained for determining the densities of heat fluxes, average integral temperatures, drying time and moisture evaporation rate in the second drying period. The relationship between the densities of heat fluxes in the first and second periods and the temperature change in the second period is revealed. The dependence for calculating the temperature of the material in the period of the falling drying rate taking into account the heat that is expended to heat the wet body is presented. The equations for determining the temperature in the second period by the temperature coefficient of drying, the rate of heating of the wet material and the rate of heating of the wet body are presented as well. An equation for determining the drying time by the value of the rate of loss of moisture content of the material is given. A mathematical expression for calculating the intensity of moisture evaporation in the first and second drying periods depending on the ratio of moisture content in the first period and the current in the second moisture content one is set. The conditions of a regular regime for heat and moisture exchange for a second drying period are adduced. The authors consider the possibility of determining the rate of heating of wet material by the heating rate using the graphical differentiation of the temperature function, which is described by the curve, as a function of time in the second drying period. The problems of using the methods of the theory of the regular regime for heating wet bodies during the investigation of the drying process are considered. The formulas for determining the rate of heating of the body and the rate of loss of moisture content are given. The accuracy of the experimental data processing and the reliability of the experimental equations obtained for all the materials under study are verified. As a result of the research, all the basic kinetic characteristics necessary for the calculation of heat and moisture exchange in the drying process have been determined.

**Keywords:** average integrated temperature, temperature a moistened thermometer, moisture content, drying ratio, rate of heating the wet body, rate of decrease in moisture content, Bi criterion, Rebinder number

**For citation:** Ol'shanskii A. I., Zhernosek S. V., Gusarov A. M. (2018) Experimental Studies of Heat and Moisture Exchange in the Process of Convective Drying of Thin Wet Materials. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (6) 564–578. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-564-578> (in Russian)

### Введение

Интенсивность тепловлагообмена при сушке существенно зависит от режимных параметров теплоносителя: температуры среды, скорости движения и относительной влажности. Эти характеристики влияют на длительность сушки и технологические свойства высушиваемого материала.

Температура теплоносителя – важнейший параметр, отвечающий за качество готового продукта. Однако интенсификация сушки за счет увеличения температуры теплоносителя, особенно для термочувствительных материалов, не всегда возможна, поскольку во влажном теле могут возникать значительные градиенты влагосодержания и температуры, приводящие к разрушению структуры материала.

Основное условие рациональной сушки – такой режим, который должен создавать благоприятные условия для испарения влаги при высоких технологических свойствах обрабатываемого материала и минимальной длительности сушки. Выбор рационального режима сушки конкретного материала связан с исследованием кинетики сушки, изучением наиболее общих закономерностей протекания процесса. Эффективными являются такие приближенные методы расчета кинетики сушки, которые основаны на обработке опытных данных наиболее устойчивыми обобщенными комплексными переменными, характерными для процесса сушки конкретного материала.

### Постановка задачи

Для технологии сушки практическое значение имеет контроль температуры в процессе и время ее воздействия на влажный материал. При конвективной сушке тонких материалов тепломассообменные критерии Био малы и в реальных условиях сушки имеют приближенно одинаковые численные значения [1]. Главным фактором здесь является внешний теплообмен поверхности материала с окружающей средой, и скорость сушки слабо зависит от внутреннего массопереноса [1–3]. Существенно интенсифицировать внешний тепломассоперенос можно за счет активизации гидродинамического режима сушки [3, 4].

### Эксперимент

Для исследования были подготовлены образцы из типичных капиллярно-пористых материалов: пористой керамики толщиной  $\delta = 5$  мм, плотностью  $\rho_0 = 1860$  кг/м<sup>3</sup>, пористостью 28 %; листового асбеста толщиной  $\delta = 6$  мм, плотностью  $\rho_0 = 770$  кг/м<sup>3</sup>; шерстяного строительного войлока толщиной  $\delta = 8$  мм, плотностью  $\rho_0 = 200$  кг/м<sup>3</sup>. Все образцы, подготовленные к эксперименту, предварительно выдерживались в эксикаторе для выравнивания влагосодержания по объему.

Кривые сушки  $\bar{u} = f(\tau)$  и температурные кривые  $t = f(\tau)$  для процессов сушки представлены на рис. 1. Видно, что весь процесс сушки условно можно разделить на три участка: прогрева материала, постоянной скорости сушки (первый период) и падающей скорости (второй период). В стадии прогрева подводимая теплота расходуется на прогрев материала от начальной температуры до температуры мокрого термометра  $t_{\text{м.т.}}$ , приближенно принимаемой равной температуре поверхности материала  $t_{\text{п}}$  в первом периоде. При сушке тонких материалов стадия прогрева обычно очень непродолжительна, и изменением влагосодержания в этой стадии можно пренебречь [4]. Скорость сушки возрастает от нуля до скорости сушки в первом периоде  $N$ . Для большинства тонких капиллярно-пористых материалов, когда лимитирующую роль играет внешний теплообмен, наблюдаются и период постоянной скорости сушки, и период постоянной температуры, протекающие до значения критического влагосодержания  $\bar{u}_{\text{кр}}$  (рис. 1) [2, 4, 5]. С уменьшением влагосодержания мате-

риала  $\bar{u} < \bar{u}_{кр}$  начинается период убывающей скорости сушки с непрерывным увеличением температуры материала до температуры среды  $t_c$  при времени сушки  $\tau \rightarrow \infty$ . В периоде падающей скорости сушки наступает регулярный режим по тепло- и влагообмену, и отсчет времени сушки удобно производить от нуля, а температуры от  $t_{м.т}$  [1, 2].

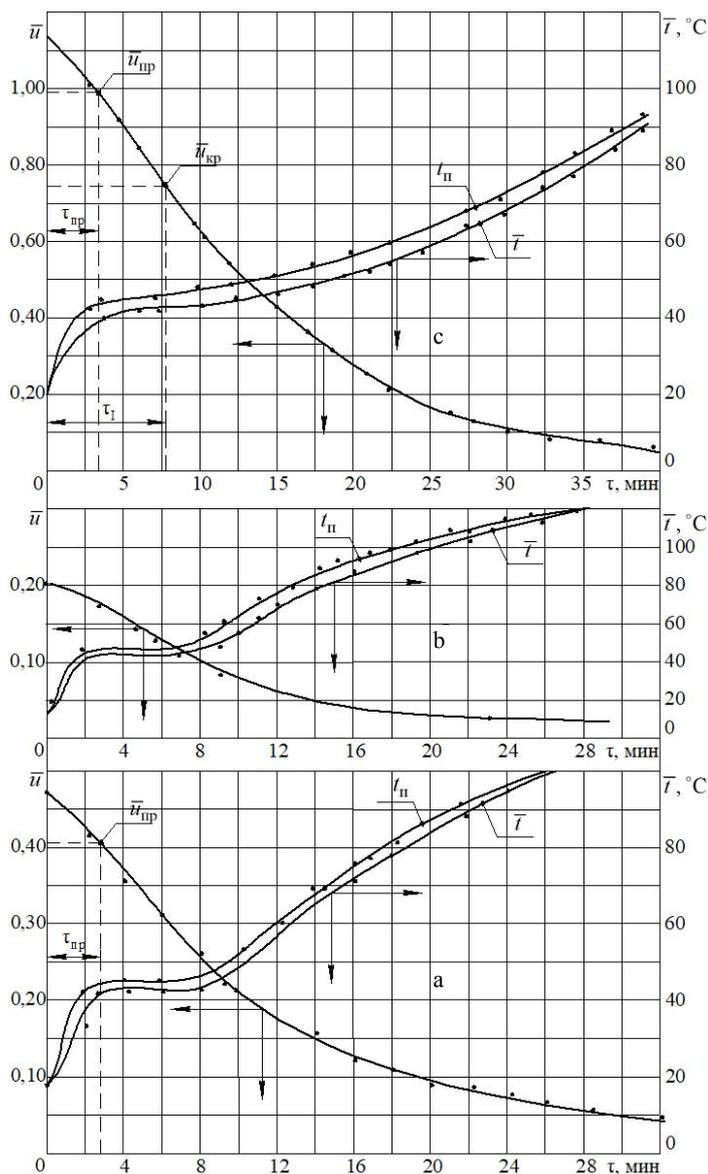


Рис. 1. Кривые сушки  $\bar{u} = f(\tau)$  и температурные кривые  $t = f(\tau)$  для процессов сушки листового асбеста (а), пористой керамики (б) и шерстяного войлока (с) при режимах сушки: а –  $t_c = 120\text{ }^\circ\text{C}$ ;  $v = 3\text{ м/с}$ ; б –  $120\text{ }^\circ\text{C}$ ;  $5\text{ м/с}$ ; с –  $120\text{ }^\circ\text{C}$ ;  $3\text{ м/с}$

Fig. 1. Curves of drying  $\bar{u} = f(\tau)$  and temperature curves  $t = f(\tau)$  for drying processes of sheet asbestos (a), porous ceramics (b) and wool felt (c) under the following drying conditions: а –  $t_c = 120\text{ }^\circ\text{C}$ ;  $v = 3\text{ м/с}$ ; б –  $120\text{ }^\circ\text{C}$ ;  $5\text{ м/с}$ ; с –  $120\text{ }^\circ\text{C}$ ;  $3\text{ м/с}$

**Обработка эксперимента. Вывод уравнений**

Основное уравнение кинетики сушки [2–5]

$$\frac{q_{II}}{q_I} = N^* (1 + Rb), \quad (1)$$

где  $q_I$ ,  $q_{II}$  – плотность теплового потока в первом и втором периодах сушки;  $Rb$  – число Ребиндера;  $N^*$  – относительная скорость сушки,

$$N^* = \frac{1}{N} \left| \frac{d\bar{u}}{d\tau} \right|, \quad (2)$$

$N$  – скорость сушки в первом периоде.

Скорость сушки  $\left| \frac{d\bar{u}}{d\tau} \right| = K(\bar{u} - u_p)$ , где коэффициент сушки  $K$  [2–4]

$$K = \frac{N}{\bar{u}_{кр} - u_p}, \quad (3)$$

где  $\bar{u}_{кр}$ ,  $u_p$  – критическое и равновесное влагосодержание материала.

На основании (1)–(3) можно записать

$$\frac{q_{II}}{q_I} \approx \left( \frac{\bar{u}}{\bar{u}_{кр}} \right) (1 + Rb). \quad (4)$$

При температурах сушильного агента выше 90 °С равновесное влагосодержание  $u_p = 0$  [2, 5].

Для многих капиллярно-пористых влажных материалов зависимость числа Ребиндера от влагосодержания выражается эмпирической формулой [2–5]

$$Rb = \frac{c_{вл} b}{r} = A \exp(-m(\bar{u} - u_p)), \quad (5)$$

где  $b = d\bar{t} / d\bar{u}$  – температурный коэффициент сушки;  $r$  – удельная теплота парообразования;  $c_{вл}$  – удельная теплоемкость влажного материала, определяемая по соотношению [3]

$$c_{вл} = \frac{c_0 + c_ж \bar{u}}{1 + \bar{u}},$$

$c_0$ ,  $c_ж$  – удельная теплоемкость сухого тела и жидкости.

Постоянные  $A$  и  $m$  в уравнении (5) определяются экспериментально и зависят от вида влажного материала. Значения  $A$  и  $m$  для пористой керамики, листового асбеста и шерстяного войлока равны 0,5; постоянная  $m$  – соответственно 20; 15 и 6 [6, 7].

Число Rb позволяет проводить расчет теплообмена по данным влагообмена, не прибегая к определению коэффициента теплообмена по критериальным уравнениям [2–5].

Установлено, что коэффициент теплообмена  $\bar{\alpha}$  во втором периоде уменьшается по эмпирической зависимости [2–5]

$$\frac{\bar{\alpha}}{\alpha_{кр}} = \left( \frac{\bar{u}}{\bar{u}_{кр}} \right)^n \quad (6)$$

Коэффициент  $n$  не зависит от режима сушки и определяется только видом влажного материала. Постоянная  $n$  по экспериментальным данным [6, 7] при сушке рассматриваемых материалов равна 0,5.

Отношение плотностей тепловых потоков для процесса сушки с учетом (6)

$$\frac{q_{II}}{q_I} = \frac{\bar{\alpha}(t_c - \bar{t})}{\alpha_{кр}(t_c - t_{м.т.})} = \left( \frac{\bar{u}}{\bar{u}_{кр}} \right)^n \frac{\Delta t_{II}}{\Delta t_I}, \quad (7)$$

где  $\Delta t_I, \Delta t_{II}$  – разность температур в первом и втором периодах сушки.

Из равенства уравнений (4) и (7) получим

$$\frac{\Delta t_{II}}{\Delta t_I} \approx \left( \frac{\bar{u}}{\bar{u}_{кр}} \right)^{n_0} (1 + Rb), \quad (8)$$

где  $n_0 = 1 - n$ .

Величина критического влагосодержания  $\bar{u}_{кр}$  для многих материалов при изменении режима сушки меняется незначительно, и этим изменением можно пренебречь [2, 5].

Обработка опытных данных по сушке пористой керамики, листового асбеста и войлока в интервале изменения режимов сушки  $t_c = 90^\circ\text{C}$  и  $t_c = 120^\circ\text{C}$ , скорости воздуха  $v = 3$  м/с и  $v = 5$  м/с для зависимости (8) представлена на рис. 2а.

Изображенные на рис. 2а кривые представляют экспоненциальные зависимости, приближенно аппроксимируемые для данных материалов уравнением

$$\frac{\Delta t_{II}}{\Delta t_I} \approx A_0 \exp \left[ 3,35 \left( \frac{\bar{u}}{\bar{u}_{кр}} \right)^{0,5} (1 + Rb) \right], \quad (9)$$

где  $A_0$  – линейная функция критического влагосодержания, определяемая приближенно выражением

$$A_0 = 0,036 + 0,061 \bar{u}_{кр}.$$

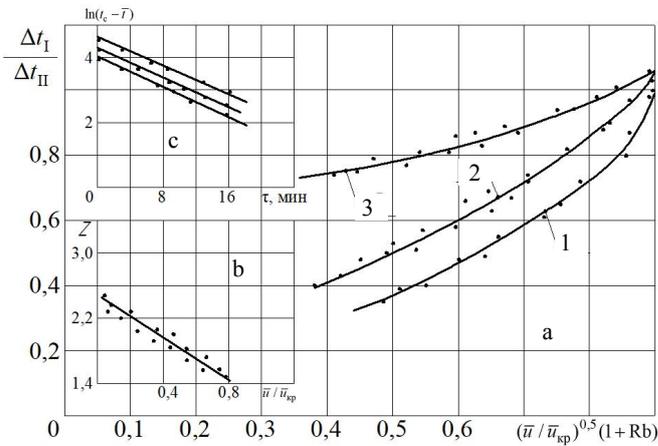


Рис. 2. Зависимости: отношения  $\Delta t_{II} / \Delta t_I$  от комплекса  $(\bar{u} / \bar{u}_{кр})^{0.5} (1 + Rb)$  для процессов сушки керамики (1), асбеста (2), войлока (3) в интервале режимов сушки  $t_c = 90$  и  $120$  °С, и скорости воздуха  $v = 3$  и  $5$  м/с (а);  $\ln(t_c - \bar{t}) = f(\tau)$  для сушки пористой керамики (б) при режимах: 1 –  $90$  °С; 2 –  $120$ ; 3 –  $150$  °С;  $v = 5$  м/с;  $Z = f(\bar{u} / u_{кр})$  в процессах сушки керамики и войлока (с) при режимах сушки  $t_c = 90$ – $120$  °С; скорость воздуха  $v = 3$ – $5$  м/с

Fig. 2. Dependencies: Relationships  $\Delta t_{II} / \Delta t_I$  on the complex  $(\bar{u} / \bar{u}_{кр})^{0.5} (1 + Rb)$  for drying processes of ceramics (1), asbestos (2), felt (3) in the interval of drying regimes  $t_c$  of  $90$  and  $120$  °С and air velocity  $v$  of  $3$  and  $5$  m/s (a);  $\ln(t_c - \bar{t}) = f(\tau)$  – for drying porous ceramics (b) under the conditions of: 1 –  $90$  °С; 2 –  $120$ ; 3 –  $150$  °С;  $v = 5$  m/s;  $Z = f(\bar{u} / u_{кр})$  – in the processes of drying ceramics and felt (c) under drying conditions of  $t_c = 90$ – $120$  °С; air velocity  $v = 3$ – $5$  m/s

Среднеинтегральная температура материала с учетом теплоты на нагрев влажного тела в периоде падающей скорости сушки определяется решением уравнения (8)

$$\bar{t} = t_c - (t_c - t_{м.т}) \Phi, \quad (10)$$

$$\text{где } \Phi = A_0 \exp \left[ 3,35 \left( \frac{\bar{u}}{\bar{u}_{кр}} \right)^{0,5} \cdot (1 + Rb) \right].$$

Среднеинтегральная температура материала во втором периоде определяется из эксперимента на основе температурного коэффициента сушки  $b = d\bar{t} / d\bar{u}$ , который находится графическим дифференцированием температурной кривой  $t = f(\bar{u})$  [2].

В периоде постоянной скорости сушки температурный коэффициент  $b = 0$ . Зависимость  $b = f(\bar{u})$  для ряда влажных материалов, как и (5), выражается эмпирическим уравнением [2, 6, 7]

$$b = \frac{d\bar{t}}{d\bar{u}} = D_0 \exp(-m_0(\bar{u} - u_p)). \quad (11)$$

Постоянная  $m_0$  определяется видом влажного материала, а коэффициент  $D_0$  является функцией температуры теплоносителя.

Для средней температуры можно записать [5]

$$\bar{t}(\bar{u}) = t_c - \int_{u_p}^{\bar{u}} b(\bar{u}) d(\bar{u}), \quad \bar{u} < \bar{u}_{кр}. \quad (12)$$

Подставляя в (12) формулу (11) и интегрируя в заданных пределах, получим уравнение температурной кривой

$$\bar{t}(\bar{u}) = t_c - \frac{D_0}{m_0} [1 - \exp(-m_0(\bar{u} - u_p))], \quad (13)$$

где  $m_0$  – постоянная, для керамики  $m_0 = 16$ ; для асбеста  $m_0 = 14$ ; для войлока  $m_0 = 8,5$  [6, 7].

Результаты обработки опытных данных для зависимости  $\lg b = f(\bar{u})$  (а) и коэффициента  $D_0 = f(t_c)$  (б) при сушке керамики (1), асбеста (2) и войлока (3) представлены на рис. 3. Зависимость  $D_0 = f(t_c)$  приближенно выражается как

$$D_0 = \frac{t_c}{0,084 + 0,15\bar{u}_{кр}}. \quad (14)$$

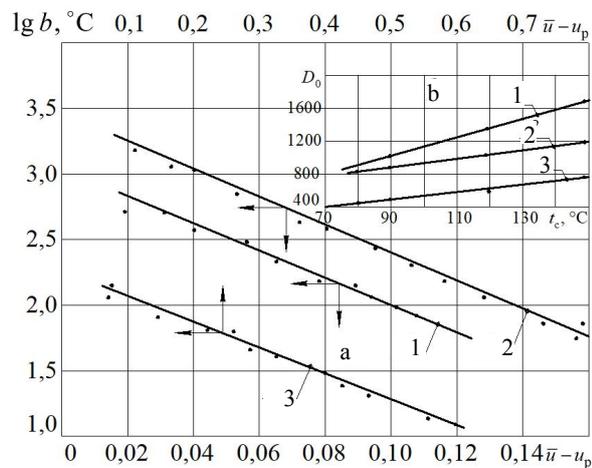


Рис. 3. Зависимость температурного коэффициента сушки  $\lg b = f(\bar{u})$  (а) и постоянных  $D_0 = f(t_c)$  (б) для процесса сушки пористой керамики (1), листового асбеста (2) и шерстяного войлока (3) при режимах, указанных на рис. 2а

Fig. 3. Dependence of temperature coefficient of drying  $\lg b = f(\bar{u})$  (а) and constant values  $D_0 = f(t_c)$  (б) for the drying process of porous ceramics (1), sheet asbestos (2) and wool felt (3) under the conditions indicated in fig. 2а

Подставляя (14) в (13), окончательно получим

$$\bar{t} = t_c - \frac{t_c}{m_0(0,084 + 0,15\bar{u}_{кр})} [1 - \exp(-m_0(\bar{u} - u_p))]. \quad (15)$$

Во втором периоде сушки наступает регулярный режим [1, 2], и для второго периода можно записать для среднеинтегральной температуры соотношение [1, 8]

$$\frac{1}{t_c - \bar{t}} \frac{d\bar{t}}{d\tau} = m_t = \text{const}, \quad (16)$$

где  $m_t$  – темп нагрева влажного тела.

Если обозначить скорость нагрева тела во втором периоде через  $b' = d\bar{t} / d\tau$ , то (16) примет вид

$$b' = m_t(t_c - \bar{t}). \quad (17)$$

Коэффициент  $b'$  является функцией температуры, влагосодержания и времени сушки и определяется графическим дифференцированием температурной кривой  $t = f(\tau)$ . Впервые такой метод был использован А. В. Лыковым [9].

Темп нагрева тела определяется экспериментальным измерением температур в любой точке тела для двух последовательных моментов времени регулярного режима [1, 8, 10]

$$b' = m_t = \frac{\ln \frac{t_c - \bar{t}_1}{t_c - \bar{t}_2}}{\tau_2 - \tau_1}. \quad (18)$$

На рис. 2b дана зависимость  $\ln(t_c - \bar{t}) = f(\tau)$  для процесса сушки пористой керамики при разных режимах сушки. Видно, что для регулярного режима такая температурная функция описывается уравнением прямой в логарифмических координатах [1, 8, 10]. Значения  $b'$  для устранения ошибок, возникающих при графическом дифференцировании кривой  $t = f(\tau)$ , определялись также по (16).

Результаты обработки эксперимента для зависимости  $b' = f(\bar{u} / \bar{u}_{кр})$  приведены на рис. 4. Видно, что для данных материалов образуются экспоненциальные кривые, которые приближенно аппроксимируются уравнением

$$b' = \frac{d\bar{t}}{d\tau} \approx S \exp\left(Z \frac{\bar{u}}{\bar{u}_{кр}}\right). \quad (19)$$

Постоянная  $S$  является линейной функцией температуры теплоносителя  $t_c$  и определяется уравнением

$$S \approx 2,2 \cdot 10^{-4} t_c. \quad (20)$$

После простых преобразований на основании (17), (19) и (20) для среднеинтегральной температуры получим

$$\bar{t} = t_c - \frac{2,2 \cdot 10^{-4} t_c}{m_t} \exp\left(Z \frac{\bar{u}}{\bar{u}_{кр}}\right), \quad \bar{u} < \bar{u}_{кр}. \quad (21)$$

Рис. 4. Зависимости: температурного коэффициента сушки  $b' = f(\bar{u} / \bar{u}_{кр})$  (а) в процессах сушки пористой керамики (I), листового асбеста (II) и шерстяного войлока (III) при режимах:  $t_c = 90$  и  $120$  °C; скорость воздуха  $v = 3$  и  $5$  м/с;  $\ln(W_0 - W) = f(\tau)$  (b) для процесса сушки листового асбеста (I) и пористой керамики (II). Режимы сушки: I – 1 –  $t_c = 90$  °C;  $v = 5$  м/с; 2 – 120; 3; 3 – 120; 5; 4 – 120; 10; 5 – 150 °C; 5 м/с; II – 1 – 90; 5; 2 – 120; 3; 3 – 120 °C; 5 м/с

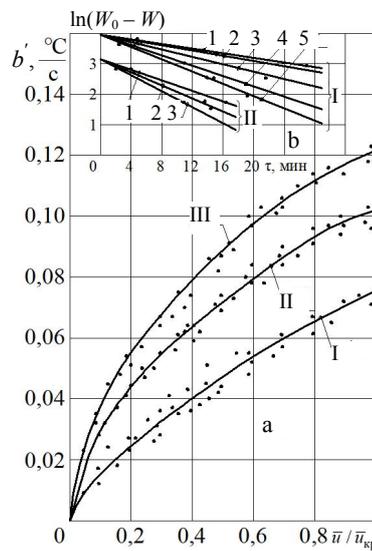


Fig. 4. Dependencies: temperature coefficient of drying  $b' = f(\bar{u} / \bar{u}_{кр})$  (a) in the drying processes of porous ceramics (I), sheet asbestos (II) and wool felt (III) under the following conditions:  $t_c = 90$  and  $120$  °C; air velocity  $v = 3$  and  $5$  m/s;  $\ln(W_0 - W) = f(\tau)$  (b) for the drying process of sheet asbestos (I) and porous ceramics (II). Drying conditions: I – 1 –  $t_c = 90$  °C;  $v = 5$  m/s; 2 – 120; 3; 3 – 120; 5; 4 – 120; 10; 5 – 150 °C; 5 m/s; II – 1 – 90; 5; 2 – 120; 3; 3 – 120 °C; 5 m/s

Величина  $Z$  является линейной функцией отношения влагосодержаний и для пористой керамики, и для листового асбеста в указанном интервале изменения параметров сушки. В результате обработки экспериментальных данных получена зависимость (рис. 2с)

$$Z = \frac{1}{0,59\bar{u} / \bar{u}_{кр} + 0,23}.$$

Шерстяной войлок по своим теплофизическим и структурно-механическим свойствам значительно отличается от керамики и асбеста: плотность и теплопроводность в несколько раз ниже, а удельная теплоемкость в два раза выше, и величина  $Z$  для сушки войлока

$$Z = 0,375\bar{u} / \bar{u}_{кр} - 0,05.$$

Если построить графики зависимости между скоростью нагрева  $b'$  и температурой влажного материала  $\bar{t}$  по двум произвольным значениям температуры, то такие графики представляют собой прямые, продолжение которых будет отсекает на осях координат отрезки, равные по оси абсцисс температуре среды  $t_c$ , а по оси ординат – величине  $m_t c$  [9]. Графики для процессов сушки листового асбеста (а) и пористой керамики (b) приведены на рис. 5.

Отрезки, отсекаемые по осям координат:  $OB = t_c$ ,  $OA = m_t c$  (рис. 5). Тангенс угла наклона таких прямых [9]

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{\bar{\alpha}}{c_{вл} \rho_0 R_V} = m_t.$$

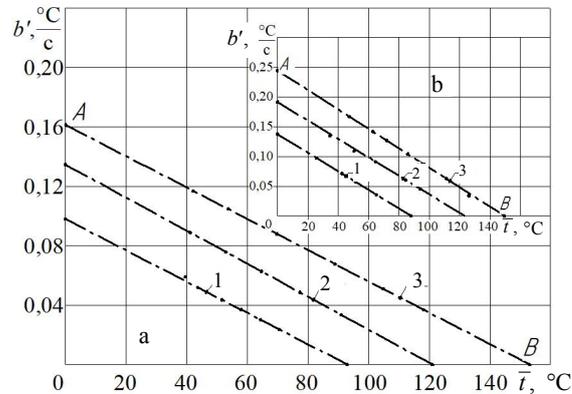


Рис. 5. Зависимость скорости нагрева  $b' = f(t_c)$  для процессов сушки листового асбеста (а) и пористой керамики (б). Режимы сушки: 1 –  $t_c = 90$  °C;  $v = 3$  м/с; 2 – 120; 5; 3 – 150 °C; 10 м/с

Fig. 5. Dependence of heating rate  $b' = f(t_c)$  for drying processes of sheet asbestos (a) and porous ceramics (b). Drying conditions: 1 –  $t_c = 90$  °C;  $v = 3$  m/s; 2 – 120; 5; 3 – 150 °C; 10 m/s

Следовательно, зависимость  $b' = f(\bar{t})$  по одному режиму сушки позволяет по двум значениям температуры  $\bar{t}$  определить темп нагрева влажного материала для разных режимов.

Из решения уравнений тепло- и массопереноса при малых значениях тепломассообменных критериев Био для тонких материалов, когда градиенты температуры по сечению незначительны, а термическим переносом вещества можно пренебречь, следует, что для относительной температуры и относительного влагосодержания можно воспользоваться формулами [1, 10]:

$$\bar{\Theta} = \frac{t_c - \bar{t}}{t_c - t_{м.т}} = \exp(-\text{Bi} \text{Fo}) = \exp(-m_t \tau_{II}); \quad (22)$$

$$\bar{U} = \frac{\bar{u} - u_p}{u_0 - u_p} = \exp(-\text{Bi}_m \text{Fo}_m) = \exp(-m_u \tau), \quad (23)$$

где  $m_t$ ,  $m_u$  – темп нагрева влажного тела и темп убыли влагосодержания.

При экспериментальной обработке ряда тонких материалов (пористая керамика, листовый асбест, шерстяной войлок, технический картон, пластины глины,  $\delta \approx 10$ –12 мм) получена приближенная эмпирическая зависимость для темпа нагрева  $m_t$  [10]

$$m_t = 0,115 \exp(-0,02 W_{кр}). \quad (24)$$

Темп убыли влагосодержания  $m_u$  является сложной функцией режима сушки, начального влагосодержания и скорости сушки в первом периоде. Анализ результатов обработки опытных данных для указанных материалов позволил установить приближенную зависимость [7, 10, 11]

$$m_u = 0,087N \exp(-0,02W_0). \quad (25)$$

На рис. 4б даны зависимости  $\lg(W_0 - W) = f(\tau)$  без учета кратковременной стадии прогрева материала. Видно, что такие зависимости начинаются от  $W_0$  и образуют систему прямых, направление которых определяется режимом сушки [7, 10, 11].

Из (22) и (23) вычисляются среднеинтегральная температура  $\bar{t}$  и длительность сушки [7, 10]:

$$\bar{t} = t_c - \frac{t_c - t_{м.т}}{\exp(m_t \tau_{II})}; \quad (26)$$

$$\tau = -\frac{1}{m_u} \ln \frac{W}{W_0} \text{ при } W_p = 0. \quad (27)$$

Время сушки во втором периоде

$$\tau_{II} = -\frac{1}{m_u} \ln \frac{W}{W_{кр}} \text{ при } W_p = 0. \quad (28)$$

Формулу (22) можно упростить, если воспользоваться равенством

$$\bar{\Theta} = \frac{t_c - \bar{t}}{t_c - t_{м.т}} = \exp(-m_t \tau_{II}) = \left( \frac{\bar{u}}{\bar{u}_{кр}} \right)^\beta, \quad (29)$$

где  $\beta$  – показатель степени, определяется зависимостью

$$\beta = -\frac{m_t \tau_{II}}{\ln(\bar{u} / \bar{u}_{кр})}.$$

Тогда среднеинтегральная температура находится из выражения

$$\bar{t} = t_c - (t_c - t_{м.т}) \left( \frac{\bar{u}}{\bar{u}_{кр}} \right)^\beta. \quad (30)$$

Регуляризация процесса сушки во втором периоде происходит по тепловым потокам [1, 8], и можно записать

$$q_{II} = q_I \exp(-m_t \tau_{II}) = r \rho_0 R_V N \exp(-m_t \tau_{II}). \quad (31)$$

Интенсивность испарения влаги из материала в периоде постоянной скорости сушки определяется из уравнения баланса теплоты, когда вся теплота, подведенная к телу, идет только на испарение влаги [1, 3, 4]

$$j_I = \frac{q_I}{r} = \frac{r \rho_0 R_V N}{r} = \rho_0 R_V N. \quad (32)$$

Интенсивность испарения влаги во втором периоде, учитывая только теплоту на испарение влаги из материала, определяется уравнением

$$j_{II} = \frac{q_{II}}{r} = \rho_0 R_V \left| \frac{d\bar{u}}{d\tau} \right|. \quad (33)$$

На основании (4) при  $Rb = 0$  и  $u_p = 0$  получим

$$j_{II} = \rho_0 R_V N \frac{\bar{u}}{\bar{u}_{кр}} \approx j_I \left( \frac{\bar{u}}{\bar{u}_{кр}} \right). \quad (34)$$

Результаты расчетов основных параметров кинетики сушки для материалов и сопоставление с экспериментами приведены в табл. 1, 2.

Таблица 1

**Расчетные значения длительности сушки, плотностей тепловых потоков, интенсивности испарения влаги и сопоставление с экспериментом по формулам (27), (28), (4), (31) и (34) для сушки пористой керамики, асбеста и войлока**  
**Computation of the calculated values of drying time, heat flux densities, moisture evaporation intensity and comparison with the experiment fulfilled in accordance with formulas (27), (28), (4), (31) and (34) for drying porous ceramics, asbestos and felt**

Пористая керамика: $\rho_0 = 1860 \text{ кг/м}^3$ ; $\delta = 5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ .								
Режим сушки: $t_c = 120 \text{ }^\circ\text{C}$ ; $v = 3 \text{ м/с}$ ; $\bar{u}_0 = 0,2$ ; $\bar{u}_{кр} = 0,1$ ; $N = 2,55 \cdot 10^{-4} \text{ с}^{-1}$ ;								
$q_I = 5030 \text{ Вт/м}^2$ ; $m_u = 0,089 \text{ мин}^{-1}$ ; $m_t = 0,094 \text{ мин}^{-1}$ ; $j_I = 2,08 \cdot 10^{-3} \text{ кг/(м}^2 \cdot \text{с)}$								
$\bar{u}$	$\tau$ , мин (экс)	$\tau$ , мин (27)	$\tau_{II}$ , мин	$\tau_{II}$ , мин (28)	$q_{II}$ , Вт/м <sup>2</sup> (4)	$q_{II}$ , Вт/м <sup>2</sup> (31)	$j_{II}$ , кг/(м <sup>2</sup> ·с), $\times 10^{-3}$ (34)	1 + Rb
0,08	10,2	10,35	2,8	2,52	4286	3930	1,66	1,09
0,06	13,8	13,60	5,6	5,7	3280	2986	1,25	1,12
0,04	18,5	18,20	9,7	10,35	2214	1935	0,83	1,20
0,02	26,6	26,10	17,6	18,20	1248	1130	0,42	1,34
Листовой асбест: $\rho_0 = 770 \text{ кг/м}^3$ ; $\delta = 5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ .								
Режим сушки: $t_c = 120 \text{ }^\circ\text{C}$ ; $v = 5 \text{ м/с}$ ; $\bar{u}_0 = 0,46$ ; $\bar{u}_{кр} = 0,2$ ; $N = 2,4 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$ ;								
$q_I = 5300 \text{ Вт/м}^2$ ; $m_u = 0,098 \text{ мин}^{-1}$ ; $m_t = 0,077 \text{ мин}^{-1}$ ; $j_I = 2,19 \cdot 10^{-3} \text{ кг/(м}^2 \cdot \text{с)}$								
0,16	10,2	10,7	1,25	1,85	4400	4580	1,75	1,045
0,14	11,8	12,1	2,42	3,10	3932	4140	1,53	1,065
0,12	13,2	13,7	3,82	4,60	3435	3520	1,32	1,096
0,10	14,7	15,3	5,80	6,45	2915	3200	1,09	1,110
0,08	16,9	17,8	7,70	8,30	2376	2600	0,87	1,120
0,06	19,5	20,7	9,95	10,70	1828	2236	0,66	1,125
0,04	23,8	24,6	12,20	14,50	1325	1570	0,44	1,280
0,02	31,6	31,9	20,85	22,10	710	960	0,22	1,320
Шерстяной войлок: $\rho_0 = 200 \text{ кг/м}^3$ ; $\delta = 8 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ .								
Режим сушки: $t_c = 120 \text{ }^\circ\text{C}$ ; $v = 3 \text{ м/с}$ ; $\bar{u}_0 = 1,14$ ; $\bar{u}_{кр} = 0,75$ ; $N = 8,6 \cdot 10^{-4} \text{ с}^{-1}$ ;								
$q_I = 3680 \text{ Вт/м}^2$ ; $m_u = 0,075 \text{ мин}^{-1}$ ; $m_t = 0,0256 \text{ мин}^{-1}$ ; $j_I = 1,51 \cdot 10^{-3} \text{ кг/(м}^2 \cdot \text{с)}$								
0,6	9,0	8,50	2,7	2,9	2985	3245	1,20	1,014
0,5	11,2	10,95	5,2	5,4	2514	2770	1,00	1,025
0,4	14,2	13,93	7,8	8,3	2051	2280	0,80	1,046
0,3	17,2	17,70	10,6	11,9	1593	–	0,60	1,083
0,2	22,4	23,10	14,7	15,8	1130	–	0,40	1,152
0,1	28,5	–	19,5	–	628	–	0,12	1,270

Таблица 2

**Сравнение расчетных значений среднееинтегральных температур с экспериментальными по формулам (10), (15), (21), (26) и (30) для процессов сушки пористой керамики, листового асбеста и шерстяного войлока**  
**Comparison of the calculated values of the average integrated temperatures with the experimental ones using the formulas (10), (15), (21), (26) and (30) for the drying processes of porous ceramics, sheet asbestos and wool felt**

Пористая керамика: $\rho_0 = 1860 \text{ кг/м}^3$ ; $\delta = 5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ Режим сушки: $t_c = 120 \text{ }^\circ\text{C}$ ; $v = 3 \text{ м/с}$ ; $\bar{u}_0 = 0,2$ ; $\bar{u}_{кр} = 0,1$ ; $N = 2,55 \cdot 10^{-4} \text{ с}^{-1}$ ; $q_1 = 5030 \text{ Вт/м}^2$ ; $m_u = 0,089 \text{ мин}^{-1}$ ; $m_t = 0,094 \text{ мин}^{-1}$ ; $j_1 = 2,08 \cdot 10^{-3} \text{ кг/(м}^2 \cdot \text{с)}$								
$\bar{u}$	$\tau_{II}$ , мин (экс)	$\bar{t}$ , $^\circ\text{C}$ (экс)	$\bar{t}$ , $^\circ\text{C}$ (10)	$\bar{t}$ , $^\circ\text{C}$ (15)	$\bar{t}$ , $^\circ\text{C}$ (21)	$\bar{t}$ , $^\circ\text{C}$ (26)	$\bar{t}$ , $^\circ\text{C}$ (30)	1 + Rb
0,08	2,8	64	64,7	60,5	64,0	64,6	62,7	1,09
0,06	4,6	72	70,7	73,2	74,5	72,6	74,2	1,12
0,04	8,7	82	79,5	80,4	85,5	85,6	86,5	1,20
0,02	15,6	96	93,0	92,6	98,0	98,0	99,0	1,34
Листовой асбест: $\rho_0 = 770 \text{ кг/м}^3$ ; $\delta = 6 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ Режим сушки: $t_c = 120 \text{ }^\circ\text{C}$ ; $v = 5 \text{ м/с}$ ; $\bar{u}_0 = 0,46$ ; $\bar{u}_{кр} = 0,2$ ; $N = 2,4 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$ ; $q_1 = 5300 \text{ Вт/м}^2$ ; $m_u = 0,098 \text{ мин}^{-1}$ ; $m_t = 0,077 \text{ мин}^{-1}$ ; $j_1 = 2,19 \cdot 10^{-3} \text{ кг/(м}^2 \cdot \text{с)}$								
0,16	1,25	51	52,6	52,6	54,2	49,5	49,5	1,045
0,14	2,42	53	55,4	55,0	52,5	54,6	54,6	1,065
0,12	3,82	58	58,5	58,8	59,0	60,5	60,5	1,096
0,10	5,80	62	62,5	62,4	58,5	64,8	65,8	1,121
0,08	7,70	68	65,6	69,2	64,5	72,5	67,4	1,152
0,06	9,25	72	69,5	73,8	74,5	76,5	76,5	1,210
0,04	12,20	82	83,0	83,0	83,5	85,5	84,5	1,260
0,02	20,80	92	94,0	94,0	95,0	99,0	96,0	1,320
Шерстяной войлок: $\rho_0 = 200 \text{ кг/м}^3$ ; $\delta = 8 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ Режим сушки: $t_c = 120 \text{ }^\circ\text{C}$ ; $v = 3 \text{ м/с}$ ; $\bar{u}_0 = 1,14$ ; $\bar{u}_{кр} = 0,75$ ; $N = 8,6 \cdot 10^{-4} \text{ с}^{-1}$ ; $q_1 = 3680 \text{ Вт/м}^2$ ; $m_u = 0,075 \text{ мин}^{-1}$ ; $m_t = 0,0256 \text{ мин}^{-1}$ ; $j_1 = 1,51 \cdot 10^{-3} \text{ кг/(м}^2 \cdot \text{с)}$								
0,6	2,7	45	44,8	46,0	45,0	43,5	43,6	1,014
0,5	5,2	48	47,5	46,3	49,0	47,4	47,2	1,025
0,4	7,8	52	52,5	50,6	52,5	52,0	52,3	1,046
0,3	10,6	56	55,4	54,6	55,0	56,5	56,5	1,083
0,2	14,7	60	60,5	60,5	58,2	61,5	62,5	1,152
0,1	19,5	65	67,5	—	64,0	67,5	66,8	1,270

Из таблиц видно, что с уменьшением влагосодержания погрешность несовпадения значений увеличивается. Кривые сушки и температурные кривые во втором периоде, как правило, описываются двумя сопряженными экспонентами [2, 4, 5], и аппроксимировать эти сложные кривые одной функцией практически невозможно.

### ВЫВОД

Полученные обработкой эксперимента комплексными обобщенными переменными уравнения позволяют расчет теплообмена в процессах сушки проводить по данным влагообмена без определения коэффициентов теплообмена. Применение уравнений требует только знания критического влагосодержания, скорости сушки и температуры материала в первом

периоде. Наряду с другими приближенными экспериментальными методами расчета кинетики сушки полученные уравнения могут использоваться для расчета сушки тонких плоских материалов при значениях теплообменного критерия Био, меньше единицы, и малых градиентах температуры по сечению влажного тела.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Лыков, А. В. Теория тепло- и массопереноса / А. В. Лыков, Ю. Михайлов. Л.: Госэнергоиздат, 1963. 536 с.
2. Лыков, А. В. Теория сушки / А. В. Лыков. М.: Энергия, 1968. 472 с.
3. Акулич, П. В. Расчеты сушильных и теплообменных установок / П. В. Акулич. Минск: Белорусская наука, 2010. 443 с.
4. Сажин, Б. С. Основы техники сушки / Б. С. Сажин. М.: Химия, 1984. 320 с.
5. Красников, В. В. Кондуктивная сушка / В. В. Красников. М.: Энергия, 1973. 288 с.
6. Лыков, А. В. Кинетика теплообмена в процессе сушки влажных материалов / А. В. Лыков, П. С. Куц, А. И. Ольшанский // ИФЖ. 1972. Т. 23, № 3. С. 401–406.
7. Ольшанский, А. И. Кинетика теплообмена и экспериментальные методы расчета температуры материала в процессе сушки / А. И. Ольшанский // ИФЖ. 2013. Т. 86, № 3. С. 584–594.
8. Лыков, А. В. Теория теплопроводности / А. В. Лыков. М.: Высш. шк., 1967. 600 с.
9. Лыков, А. В. Тепло- и массообмен в процессах сушки / А. В. Лыков. М.; Л.: Госэнергоиздат, 1956. 488 с.
10. Ольшанский, А. И. Регулярный тепловой режим нагревания влажных плоских капиллярно-пористых материалов в процессе сушки / А. И. Ольшанский // ИФЖ. 2014. Т. 87, № 6. С. 1308–1318.
11. Ольшанский, А. И. Исследование процесса сушки текстильных и обувных влажных материалов методом регулярного режима / А. И. Ольшанский, С. В. Жерносек // Вестник Витебского государственного технологического университета. 2015. № 28. С. 95–102.

Поступила 26.06.2018 Подписана в печать 30.08.2018 Опубликована онлайн 28.11.2018

## REFERENCES

1. Lykov A. V., Mikhailov Y. (1963) *Theory of Heat- and Mass Transfer*. Leningrad, Gosenergoizdat Publ. 536 (in Russian).
2. Lykov A. V. (1968) *Drying Theory*. Moscow, Energiya Publ. 472 (in Russian).
3. Akulich P. V. (2010) *Calculations of Drying and Heat Exchange Devices*. Minsk, Belaruskaya Navuka Publ. 443 (in Russian).
4. Sazhin B. S. (1984) *Fundamentals of Drying Technique*. Moscow, Khimiya Publ. 320 (in Russian).
5. Krasnikov V. V. (1973) *Conductive Drying*. Moscow, Energiya Publ. 288 (in Russian).
6. Lykov A. V., Kuts P. S., Ol'shanskii A. I. (1972) Kinetics of Heat Transfer During the Desiccation of Moist Materials. *Journal of Engineering Physics*, 23 (3), 1082–1086. <https://doi.org/10.1007/bf00832214>.
7. Ol'shanskii A. I. (2013) Heat Transfer Kinetics and Experimental Methods for Calculating the Material Temperature in the Drying Process. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 86 (3), 622–633. <https://doi.org/10.1007/s10891-013-0876-1>.
8. Lykov A. V. (1967) *Theory of Heat Conductivity*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 600 (in Russian).
9. Lykov A. V. (1956) *Heat and Mass Transfer in Drying Processes*. Moscow – Leningrad, Gosenergoizdat Publ. 488 (in Russian).
10. Ol'shanskii A. I. (2014) Regular Heat Regime of Heating of Moist Capillary-Porous Materials in the Process of their Drying. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 87 (6), 1362–1373. <https://doi.org/10.1007/s10891-014-1139-5>.
11. Ol'shanskii A. I., Zhernosek S. V. (2015) Study of Drying Textile and Footwear Moist Materials by the Regular Regime Method. *Vestnik Vitebskogo Gosudarstvennogo Tekhnologicheskogo Universiteta = Vestnik of Vitebsk State Technological University*, 28, 95–102 (in Russian).

Received: 26 June 2018

Accepted: 30 August 2018

Published online: 28 November 2018

**ПЕРЕЧЕНЬ СТАТЕЙ,  
ОПУБЛИКОВАННЫХ В ЖУРНАЛЕ «ЭНЕРГЕТИКА»  
в 2018 г.**

**I. ТЕМАТИЧЕСКИЙ УКАЗАТЕЛЬ**

**ОБЩАЯ ЭНЕРГЕТИКА**

- Esman A. K., Kuleshov V. K., Potachits V. A., Zykov G. L.** Simulation of Tandem Thin-Film Solar Cell on the Basis of  $\text{CuInSe}_2$  ..... 5  
(**Есман А. К., Кулешов В. К., Потачиц В. А., Зыков Г. Л.** Моделирование тандемного тонкопленочного солнечного элемента на основе  $\text{CuInSe}_2$ ) ..... 5
- Фархадзаде Э. М., Мурадалиев А. З., Фарзалиев Ю. З., Рафиева Т. К., Абдуллаева С. А.** Минимизация риска ошибочного решения при оценке значимости статистических связей технико-экономических показателей объектов электро-энергетических систем ..... 3

**ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА**

**ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ЭЛЕКТРОТЕХНИКА**

- Алексеев Ю. Г., Королёв А. Ю., Нисс В. С., Паршутто А. Э., Сорока Е. В., Будницкий А. С.** Источник питания для исследования импульсных электрохимических процессов ..... 3
- Гринчик Н. Н., Доброго К. В., Чумаченко М. А.** Об измерении электрического сопротивления жидких электролитов аккумуляторных батарей ..... 6
- Пантелеев С. В., Малашин А. Н., Каркоцкий Д. В., Суходолов Ю. В.** Синтез алгоритма векторной широтно-импульсной модуляции в девятифазном активном выпрямителе напряжения ..... 4
- Шейников А. А., Суходолов Ю. В.** Использование динамических свойств спектров последовательностей радиоимпульсов для обеспечения высокой чувствительности тестового контроля обмоток асинхронных двигателей ..... 1

**ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СИСТЕМЫ И ИХ АВТОМАТИЗАЦИЯ**

**а) Электроэнергетические системы**

- Анищенко В. А., Писарук Т. В.** Контроль достоверности измерений в энергосистемах по первым приращениям и на основе экстраполирующих фильтров ..... 5
- Короткевич М. А., Прокофьева Н. А.** Проектирование больших переходов воздушных линий электропередачи ..... 5

**б) Автоматизация и релейная защита**

- Ломан М. С., Каченя В. С.** Определение повреждения токовых цепей дифференциальной токовой защиты ..... 2
- Романюк Ф. А., Булойчик Е. В., Шевалдин М. А.** Определение зоны повреждения по уровню токов короткого замыкания ..... 5
- Романюк Ф. А., Булойчик Е. В., Гурьянчик О. А., Каченя В. С.** Повышение достоверности определения зоны короткого замыкания на линиях 6–35 кВ ..... 1

<b>Румянцев Ю. В., Романюк Ф. А., Румянцев В. Ю., Новаш И. В.</b> Цифровой измерительный орган тока для функционирования в условиях глубокого насыщения трансформатора тока . . . . .	6
---	---

## ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СТАНЦИИ И СЕТИ

### а) Электрическая часть электростанций и подстанций

<b>Бладыко Ю. В.</b> Механический расчет гибких токопроводов при замене сосредоточенных сил распределенной нагрузкой . . . . .	2
<b>Бладыко Ю. В.</b> Механический расчет гибких токопроводов при замене сосредоточенной нагрузки распределенной нагрузкой с учетом конструктивных элементов . . . . .	3

### б) Электрические сети и линии электропередачи

<b>Жежеленко И. В.</b> Основные направления повышения эффективности производства, передачи и распределения электрической энергии . . . . .	1
<b>Фурсанов М. И., Золотой А. А.</b> Об управлении режимами городских электрических сетей в условиях SMART GRID. . . . .	1
<b>Фурсанов М. И., Золотой А. А.</b> О выборе оптимальных точек размыкания в городских электрических сетях в условиях SMART GRID. . . . .	3
<b>Сергей И. И., Бладыко Ю. В.</b> Механический расчет гибких проводов воздушных линий с заградительными шарами . . . . .	4
<b>Фурсанов М. И., Золотой А. А., Макаревич В. В.</b> Расчет технологического расхода (потерь) электроэнергии в современных распределительных электрических сетях 0,38–10 кВ . . . . .	5

### в) Электроснабжение городов, промышленных предприятий и сельского хозяйства

<b>Анненков А. Н., Сизиков С. В., Шиянов А. И.</b> Асинхронный двигатель с перфорированным полым ротором . . . . .	2
<b>Менжинский А. Б., Малашин А. Н., Суходолов Ю. В.</b> Разработка и анализ математических моделей генераторов линейного и возвратно-поступательного типов с электромагнитным возбуждением . . . . .	2
<b>Шейников А. А., Суходолов Ю. В., Зеленко В. В.</b> Учет инструментальных погрешностей при контроле обмоток электрических машин с использованием квазипериодических тестовых сигналов . . . . .	3
<b>Анищенко В. А., Гороховик И. В.</b> Влияние перегрузочной способности маслонаполненных трансформаторов на пропускную способность электрической сети . . . . .	4
<b>Радкевич В. Н., Сталович В. В., Алехнович Д. С.</b> Определение индуктивных сопротивлений одножильных кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена напряжением до 1 кВ . . . . .	4
<b>Фираго Б. И., Александровский С. В.</b> Энергетические показатели синхронного частотно-регулируемого электропривода . . . . .	4
<b>Марончук И. И., Широков И. Б., Вельченко А. А., Мирончук В. И.</b> Система интеллектуального светодиодного освещения . . . . .	5
<b>Фираго Б. И., Александровский С. В.</b> Допустимый по условиям нагрева момент синхронного частотно-регулируемого двигателя с постоянными магнитами . . . . .	6

## ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

### а) Теоретические основы теплотехники

<b>Овсянник А. В., Макеева Е. Н.</b> Определение параметров теплообмена при парообразовании смесевых хладагентов на высокотеплопроводных порошковых спеченных капиллярно-пористых покрытиях . . . . .	1
---	---

<b>Хрусталеv Б. М., Сизов В. Д.</b> Определение сопротивления теплопередаче ограждающих конструкций . . . . .	1
<b>Сухоцкий А. Б., Маршалова Г. С.</b> Экспериментальное исследование и обобщение интенсифицированной конвективной теплоотдачи однорядных пучков ребристых труб в потоке воздуха . . . . .	6

**б) Тепловые электростанции. Теплоснабжение**

<b>Иокова И. Л., Тарасевич Е. Н.</b> Исследование возможности применения вихревого теплогенератора в системах теплоснабжения жилых, промышленных и общественных зданий . . . . .	2
<b>Пантелей Н. В.</b> Оценка состояния и анализ повреждаемости трубопроводов тепловых сетей . . . . .	2
<b>Кулаков Г. Т., Кулаков А. Т., Артёменко К. И.</b> Параметрическая оптимизация системы автоматического управления мощностью энергоблоков 300 МВт в режиме постоянного давления пара перед турбиной . . . . .	5
<b>Кулаков Г. Т., Кулаков А. Т., Артёменко К. И.</b> Параметрическая оптимизация системы автоматического управления мощностью энергоблоков 300 МВт в режиме переменного давления пара перед турбиной . . . . .	6

**в) Котельные установки и водоподготовка**

<b>Джунусова Л. Р., Абильдинова С. К., Алиярова М. Б., Чичерин С. В., Джунусов Т. Ж.</b> Способы улучшения обработки воды и повышения энергетических характеристик теплового насоса типа «вода – воздух» . . . . .	4
<b>Каныгин А. В.</b> Водотрубно-дымогарный котел: числовое компьютерное моделирование и эксперимент . . . . .	3

**г) Промышленная теплоэнергетика**

<b>Лазарев В. С., Юрик И. В.</b> Некоторые «экзотические» источники, выявленные в ходе отбора сериальных изданий, в помощь исследованиям по энергобезопасности и энергосбережению, энергоэффективным технологиям и технике: рекомендуемое дополнение к «кругу чтения» специалиста-энергетика . . . . .	2
<b>Осипов С. Н., Захаренко А. В., Данилевский С. А.</b> Некоторые особенности энергопотребления в современных жилых зданиях . . . . .	2
<b>Осипов С. Н., Захаренко А. В.</b> Энергоэффективные малогабаритные теплообменники из пористых теплопроводных материалов . . . . .	4

**д) Тепло- и массообмен**

<b>Дмитриев С. М., Доронков Д. В., Легчанов М. А., Сорокин В. Д., Хробостов А. Е.</b> Закономерности формирования потока теплоносителя за перемешивающей дистанционирующей решеткой ТВС-Квадрат реактора PWR. . . . .	3
<b>Мороз Д. Р., Грунтович Н. В.</b> Региональная система газоснабжения с позиций системного анализа и закономерности ее функционирования . . . . .	4
<b>Ольшанский А. И., Жерносек С. В., Гусаров А. М.</b> Экспериментальные исследования тепловлагообмена в процессе конвективной сушки тонких влажных материалов . . . . .	6
<b>Сабуров Э. Н., Онохин Д. А.</b> Аэродинамика и устойчивость потока в относительно длинных циклонных камерах . . . . .	6

- Khroustalev B. M., Tingguo Liu, Akeliev V. D., Aliakseyeu Yu. H., Jicun Shi, Zankovich V. V.** Specific Features of Heat- and Mass Transfer Processes in Road Dressings.  
(Хрусталеv Б. М., Лю Тингуо, Акельев В. Д., Алексеев Ю. Г., Джицунь Ши, Занкович В. В. Особенности тепло- и массообменных процессов в дорожных одеждах) . . . . . 6

**е) Энергетика, экология, энергосбережение**

- Mehdizadeh M. A., Kalinichenko A. S., Laptyonok S. A.** Ecological and Economic Efficiency of Traditional and Alternative Methods of Electrical Energy Production with the Features of the Islamic Republic Iran.  
(Мехдизадех М. А., Калининченко А. С., Лаптьёнок С. А. Эколого-экономическая эффективность традиционных и альтернативных способов получения электрической энергии с учетом особенностей Исламской Республики Иран) . . . . . 1

**ГИДРОЭНЕРГЕТИКА**

- Иванова И. Е., Ивашечкин В. В., Вермениук В. В.** Теоретические исследования процесса выщелачивания кольматанта в гравийной обсыпке фильтра скважины при использовании установки для реверсивно-реагентной регенерации . . . . . 1
- Левкевич В. Е.** Закономерности развития береговых процессов на водохранилищах гидроэлектростанций Беларуси . . . . . 5

## II. ИМЕННОЙ УКАЗАТЕЛЬ

**А**

Абдуллаева С. А., 3  
Абильдинова С. К., 4  
Акельев В. Д., 6  
Александровский С. В., 4, 6  
Алексеев Ю. Г., 3, 6  
Алехнович Д. С., 4  
Алиярова М. Б., 4  
Анищенко В. А., 4, 5  
Анненков А. Н., 2  
Артёменко К. И., 5, 6

**Б**

Бладыко Ю. В., 2, 3, 4  
Будницкий А. С., 3  
Булойчик Е. В., 1, 5

**В**

Вельченко А. А., 5  
Верemenюк В. В., 1

**Г**

Гороховик И. В., 4  
Гринчик Н. Н., 6  
Грунтович Н. В., 4  
Гурьянчик О. А., 1  
Гусаров А. М., 6

**Д**

Данилевский С. А., 2  
Джицунь Ши, 6  
Джунусов Т. Ж., 4  
Джунусова Л. Р., 4  
Дмитриев С. М., 3  
Доброго К. В., 6  
Доронков Д. В., 3

**Е**

Есман А. К., 5

**Ж**

Жежеленко И. В., 1  
Жерносек С. В., 6

**З**

Занкович В. В., 6  
Захаренко А. В., 2, 4

Зеленко В. В., 3  
Золотой А. А., 1, 3, 5  
Зыков Г. Л., 5

**И**

Иванова И. Е., 1  
Ивашечкин В. В., 1  
Иокова И. Л., 2

**К**

Калиниченко А. С., 1  
Каныгин А. В., 3  
Каркоцкий Д. В., 4  
Каченя В. С., 1, 2  
Королёв А. Ю., 3  
Короткевич М. А., 5  
Кулаков А. Т., 5, 6  
Кулаков Г. Т., 5, 6  
Кулешов В. К., 5

**Л**

Лазарев В. С., 2  
Лаптёнок С. А., 1  
Левкевич В. Е., 5  
Легчанов М. А., 3  
Ломан М. С., 2  
Лю Тингуо, 6

**М**

Макаревич В. В., 5  
Макеева Е. Н., 1  
Малашин А. Н., 2, 4  
Марончук И. И., 5  
Маршалова Г. С., 6  
Менжинский А. Б., 2  
Мехдизадех М. А., 1  
Мирончук В. И., 5  
Мороз Д. Р., 4  
Мурадалиев А. З., 3

**Н**

Нисс В. С., 3  
Новаш И. В., 6

**О**

Овсянник А. В., 1  
Ольшанский А. И., 6  
Онохин Д. А., 6  
Осипов С. Н., 2, 4

**П**

Пантелеев С. В., 4  
Пантелей Н. В., 2  
Паршутю А. Э., 3  
Писарук Т. В., 5  
Потачиц В. А., 5  
Прокофьева Н. А., 5

**Р**

Радкевич В. Н., 4  
Рафиева Т. К., 3  
Романюк Ф. А., 1, 5, 6  
Румянцев В. Ю., 6  
Румянцев Ю. В., 6

**С**

Сабуров Э. Н., 6  
Сергей И. И., 4  
Сизиков С. В., 2  
Сизов В. Д., 1  
Сорока Е. В., 3  
Сорокин В. Д., 3  
Сталович В. В., 4  
Суходолов Ю. В., 1, 2, 3, 4  
Сухоцкий А. Б., 6

**Т**

Тарасевич Е. Н., 2

**Ф**

Фарзалиев Ю. З., 3  
Фархадзаде Э. М., 3  
Фираго Б. И., 4, 6  
Фурсанов М. И., 1, 3, 5

**Х**

Хробостов А. Е., 3  
Хрусталева Б. М., 1, 6

**Ч**

Чичерин С. В., 4  
Чумаченко М. А., 6

**Ш**

Шевалдин М. А., 5  
Шейников А. А., 1, 3  
Широков И. Б., 5  
Шиянов А. И., 2

**Ю**

Юрик И. В., 2