ISSN 1029-7448 (Print)
ISSN 2414-0341 (Online)

ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ
И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ОБЪЕДИНЕНИЙ СНГ

ЭНЕРГЕТИКА

Том 62, № 5
2019

МЕЖДУНАРОДНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ
ИЗДАЕТСЯ С ЯНВАРЯ 1958 ГОДА

Учредитель
Министерство образования Республики Беларусь

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

СОДЕРЖАНИЕ

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

Романюк Ф. А., Румянцев В. Ю., Новаш И. В., Румянцев Ю. В. Методика повышения быстродействия измерительных органов микропроцессорных защит электроустановок 403

Ласый П. Г., Мелешко И. Н. Применение полилогарифмов к приближенному решению неоднородного телеграфного уравнения для линии без искажений 413

Короткевич М. А., Азаров С. Н. Оценка воздействия кабельных линий электропередачи на окружающую среду 422

Бялобржеский А. В., Родькин Д. Й. Искажающая электрическая мощность переменного тока в простейшей цепи с диодом 433

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

Козначеев И. А., Добрего К. В. Взаимная динамика фронтов тепловыделения и вытеснения при внутрипластовом горении нефти. Одномерное моделирование . . . 445

Кудинов В. А., Котова Е. В., Курганова О. Ю., Ткачев В. К. Экспериментально-теоретическое исследование температуры цилиндра высокого давления турбины Т-100-130 459

Артёменко К. И. Структурно-параметрическая оптимизация системы автоматического управления мощностью энергоблоков 300 МВт в широком диапазоне изменения нагрузок 469

Осипов С. Н., Захаренко А. В. Повышение эффективности получения тепловой энергии из бытовых стоков 482

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 28 февраля 2019 г.
Регистрационный номер 1257

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

Подписано к печати 30.09.2019. Формат бумаги $60\times84^{1}/_{8}$. Бумага мелованная.
Печать цифровая. Гарнитура Таймс. Усл. печ. л. 12,5. Уч.-изд. л. . Тираж 100 экз.
Дата выхода в свет . 2019. 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, 2019

ISSN 1029-7448 (Print)
ISSN 2414-0341 (Online)

PROCEEDINGS OF THE CIS
HIGHER EDUCATION INSTITUTIONS
AND POWER ENGINEERING ASSOCIATIONS

ENERGETIKA

V. 62, No 5
2019

INTERNATIONAL SCIENTIFIC AND TECHNICAL JOURNAL
PUBLISHED FROM JANUARY, 1958

Founder
Ministry of Education of the Republic of Belarus

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

CONTENTS

ELECTRICAL POWER ENGINEERING

Romaniuk F. A., Rumiantsev V. Yu., Novash I. V., Rumiantsev Yu. V. Technique of Performance Improvement of the Microprocessor-Based Protection Measuring Element 403

Lasy P. G., Meleshko I. N. Application of Polylogarithms to the Approximate Solution of the Inhomogeneous Telegraph Equation for the Distortionless Line 413

Korotkevich M. A., Azarov S. N. The Evaluation of Impact of Cable Power Lines on the Environment 422

Bialobrzheskyi O. V., Rod`kin D. Y. Distorting Electrical Power of the Alternating Current in the Simplest Circuit with a Diode 433

HEAT POWER ENGINEERING

Koznacheev I. A., Dobrego K. V. Mutual Dynamics of Heat Dissipation and Oil Displacement Fronts during In-Situ Oil Combustion. One-Dimensional Simulation 445

Kudinov V. A., Kotova E. V., Kurganova O. Yu., Tkachev V. K. Experimental and Theoretical Research of a Hot Condition of High Pressure Cylinder of the T-100-130 Steam Turbine 459

Artsiomenka K. I. Structural-and-Parametric Optimization of Automatic Control System for Power Units of 300 MW in Wide Range of Load Variations 469

Osipov S. N., Zakharenko A. V. Improving the Efficiency of Heat Power Generation from Household Drains 482

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 2019, February, 28th
Reg. No 1257

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

Passed for printing 30.09.2019. Dimension of paper 60×84 1/8. Coated paper.
Digital printing. Type face Times. Conventional printed sheet 12,5.
An edition of 100 copies. Date of publishing 2019. 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, 2019

https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-403-412

УДК 621.316.925

Методика повышения быстродействия измерительных органов микропроцессорных защит электроустановок

Ф. А. Романюк[1], В. Ю. Румянцев[1], И. В. Новаш[1], Ю. В. Румянцев[1]

[1]Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь),

© Белорусский национальный технический университет, 2019
Belarusian National Technical University, 2019

Реферат. Предложена методика повышения быстродействия измерительного органа микропроцессорной защиты и рассмотрена ее реализация на программном уровне. Основное влияние на быстродействие измерительных органов микропроцессорных защит электроустановок оказывают два фактора. Первый из них связан с появлением при повреждениях в измеряемых сигналах апериодических и гармонических составляющих, обусловленных переходными процессами и нелинейностью элементов электроустановки, а второй – инерционностью алгоритмов обработки информации, в частности аналоговой и цифровой фильтраций. Указанное приводит к тому, что время установления сигнала на выходе измерительного органа затягивается до недопустимых значений. Это в ряде случаев делает быстродействующую защиту электрооборудования малоэффективной. Для решения данной проблемы предлагается формировать выходной сигнал измерительного органа в виде специальных эквивалентных сигналов, которые являются функцией предварительно рассчитанного корректирующего коэффициента и ортогональных составляющих контролируемого сигнала. В среде динамического моделирования MatLab-Simulink реализованы математическая модель разработанного измерительного органа, а также модель элементов энергосистемы. Проверка функционирования модели измерительного органа проводилась с использованием двух видов тестовых воздействий – синусоидального сигнала с частотой 50 Гц (идеализированное воздействие), а также сигналом, приближенным к реальному вторичному току трансформатора тока при коротком замыкании. Проведенные вычислительные эксперименты, применительно к измерительному органу тока с использованием гармонического и приближенного к реальному тестовых воздействий, выявили существенное (до двух раз) повышение быстродействия предлагаемого измерительного органа по сравнению с существующими, основанными на реализации дискретного преобразования Фурье.

Ключевые слова: измерительный орган, микропроцессорная защита, ортогональные составляющие, цифровые фильтры, тестовое воздействие, фазовый сдвиг, модель, трансформатор тока, дискретное преобразование Фурье, MatLab, Simulink

Для цитирования: Методика повышения быстродействия измерительных органов микропроцессорных защит электроустановок / Ф. А. Романюк [и др.] // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ.* 2019. Т. 62, № 5. С. 403–412. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-403-412

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

Technique of Performance Improvement of the Microprocessor-Based Protection Measuring Element

F. A. Romaniuk[1], V. Yu. Rumiantsev[1], I. V. Novash[1], Yu. V. Rumiantsev[1]

[1]Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The technique is proposed to improve the performance of the measuring element of microprocessor-based protection and its implementation is considered at the software level. Two factors mainly influence on the performance of the measuring elements of microprocessor-based protection of electrical installations. The first one is associated with the appearance of aperiodic and harmonic components in the measured signals due to transients and nonlinearity of the electrical installation elements, and the second–with the inertia of information processing algorithms, in particular–with analog and digital filtering. This leads to the fact that the signal determining time at the output of the measuring element is delayed to unacceptable values that in some cases makes the high-speed protection of electrical equipment ineffective. To solve this problem, it is proposed to form the output signal of the measuring element in the form of special equivalent signals, which are a function of the pre-calculated correction factor and orthogonal components of the controlled signal. In the MatLab-Simulink dynamic modeling environment a mathematical model of the developed measuring element has been implemented, as well as a model of the elements of the power system. Checking the functioning of the model of the measuring element was carried out with the use of 2 types of test effects, viz. a sinusoidal signal with a frequency of 50 Hz (idealized effect), as well as a signal close to the real secondary current of the current transformer in case of short circuit. Computational experiments carried out in relation to the current measuring element using harmonic and close-to-real test effects made it possible to reveal a significant (up to 2 times) increase in the performance of the proposed measuring element as compared to existing ones based on the implementation of the discrete Fourier transform.

Keywords: measuring element, microprocessor-based protection, orthogonal components, digital filters, test signal, phase variance, model, current transformer, discrete Fourier transform, MatLab, Simulink

For citation: Romaniuk F. A., Rumiantsev V. Yu., Novash I. V., Rumiantsev Yu. V. (2019) Technique of Performance Improvement of the Microprocessor-Based Protection Measuring Element. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 62 (5), 403–412. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-403-412 (in Russian)

Введение

Быстродействие измерительных органов (ИО) микропроцессорных защит электроустановок определяется главным образом двумя факторами. Первый связан с появлением при повреждениях в контролируемых сигналах апериодических и гармонических составляющих, обусловленных переходными процессами и нелинейностью элементов электроустановок. Это может приводить к насыщению стали магнитопроводов измерительных трансформаторов и существенному искажению их вторичных сигналов. При этом искажаются не только формы вторичных сигналов, но и существенно уменьшаются абсолютные величины их мгновенных значений.

Второй фактор обусловлен использованием для выделения из указанных сигналов основных гармоник цифровых фильтров, что вносит до-

полнительную инерционность в процедуру формирования полезных сигналов.

В результате воздействия указанных факторов может недопустимо затягиваться время определения достоверных значений параметров контролируемых ИО величин, а иногда происходить и ложное срабатывание или отказ в функционировании ИО.

Одним из способов повышения быстродействия ИО является применение гибкой цифровой фильтрации, включаемой при возникновении повреждения [1]. В ее основе лежит использование при обнаружении повреждения цифровых фильтров с малым окном наблюдения [2], например равным половине периода основной частоты. Однако эффективность их работы достигается только при синусоидальном сигнале основной гармоники.

Один из путей решения данной проблемы – использование для определения параметров контролируемых ИО величин специально сформированных эквивалентных сигналов, представленных их ортогональными составляющими (ОС).

Основная часть

Процедура формирования эквивалентных сигналов предполагает вычисление их ОС в функции корректирующих коэффициентов и ОС основных гармоник вторичных сигналов.

Корректирующий коэффициент $k_к$, с использованием которого рассчитываются ОС соответствующего эквивалентного сигнала, определяется как произведение корректирующего коэффициента $k_н$, учитывающего искажения вторичных сигналов вследствие насыщения магнитопровода измерительного трансформатора, и аналогичного коэффициента $k_ф$, отражающего инерционность цифровых фильтров (ЦФ), с помощью которых формируются ОС основных гармоник вторичных сигналов:

$$k_к = k_н k_ф. \tag{1}$$

В соответствии с результатами исследований, приведенными в [3], коэффициент $k_н$ представляет отношение амплитуд либо действующих значений, что равнозначно, входных вторичных сигналов и их основных гармоник

$$k_к = \frac{X_{вх}}{X_1}, \tag{2}$$

где $X_{вх}$, X_1 – действующие значения соответственного входного вторичного сигнала и его основной гармоники.

Для определения коэффициента $k_ф$ можно воспользоваться приведенным ниже выражением, полученным в результате выполненных методом вычислительного эксперимента исследований [4]:

$$k_{\text{ф}} = m\frac{X_{\text{вх}} - X_1}{X_1} + 1, \tag{3}$$

где m – постоянный безразмерный коэффициент.

Численное значение m выбирается в зависимости от времени установления выходного сигнала ЦФ, формирующих ОС основных гармоник вторичных сигналов.

Если указанное выше время установления не превышает одного периода промышленной частоты, что характерно для большинства используемых в микропроцессорных защитах ЦФ, то вполне приемлемо принять $m = 1$. С учетом этого, подставив в (1) значения $k_{\text{н}}$ и $k_{\text{ф}}$, соответственно из (2), (3) получим

$$k_{\text{к}} = \frac{X_{\text{вх}}^2}{X_1^2}. \tag{4}$$

В основу определения квадратов действующих значений входного вторичного сигнала для произвольной выборки n положено выражение

$$X_{\text{вх}n}^2 = \frac{1}{N}\sum_{n=1}^{N} x_{\text{вх}}^2(n), \tag{5}$$

где $n = 1\ldots n$ – номер выборки вторичного сигнала в окне наблюдения; $x_{\text{вх}}(n)$ – выборки вторичного сигнала; N – число выборок сигнала в окне наблюдения.

Для получения ОС основной гармоники входного сигнала могут быть использованы различные алгоритмы цифровой фильтрации с постоянными коэффициентами, такие как: ЦФ на основе метода наименьших квадратов, дискретного преобразования Фурье (ДПФ), формирователи ОС и другие [5, 6].

Выделение косинусной x_{cn} и синусной x_{sn} ОС основной гармоники указанными фильтрами осуществляется по выражениям:

$$\begin{aligned} x_{cn} &= \sum_{n=1}^{N} a_{cn} \cdot x_{\text{вх}}(n); \\ x_{sn} &= \sum_{n=1}^{N} a_{sn} \cdot x_{\text{вх}}(n), \end{aligned} \tag{6}$$

где a_{cn}, a_{sn} – коэффициенты соответственно косинусного и синусного ЦФ.

Квадраты действующих значений основной гармоники для выборки n вычисляются в соответствии с выражением

$$X_{1n}^2 = \frac{x_{cn}^2 + x_{sn}^2}{2}. \tag{7}$$

При этом корректирующие коэффициенты $k_{\text{к}n}$ для произвольной выборки n определяются, согласно (4), по значениям $X_{\text{вх}n}^2$, X_{1n}^2.

Вычисление ОС эквивалентных сигналов производится по значениям x_{cn}, x_{sn} и корректирующих коэффициентов $k_{кп}$:

$$x_{eqcn} = k_{кп} x_{cn};$$
$$x_{eqsn} = k_{кп} x_{sn}. \quad (8)$$

Основное условие реализуемости предложенной методики повышения быстродействия ИО микропроцессорных защит с положительным эффектом состоит в том, чтобы переходная характеристика алгоритма получения квадратов действующих значений входного сигнала была круче и располагалась выше аналогичной характеристики алгоритма формирования квадратов действующих значений основной гармоники указанного сигнала.

По значениям x_{eqcn}, x_{eqsn} с использованием известных выражений [7] вычисляются сравниваемые ИО параметры величин.

Количество формируемых эквивалентных сигналов определяется числом входных вторичных сигналов. Для ИО с одним входным вторичным сигналом область срабатывания располагается на числовой оси, для органа с двумя входными сигналами – на плоскости, для органа с тремя и более сигналами – в общем случае в пространстве с тремя и более координатами.

Модель ИО

Оценка эффективности предложенной методики производилась с помощью модели ИО [3], реализованной в среде динамического моделирования MatLab-Simulink (рис. 1).

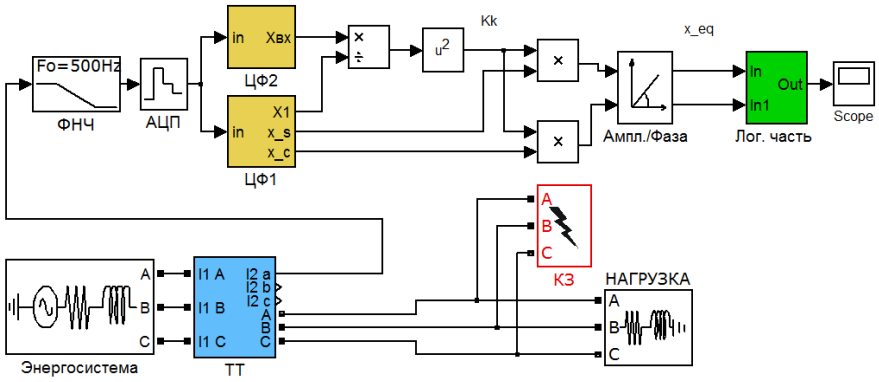

Рис. 1. Структура модели

Fig. 1. The model structure

Рассмотрим блоки, входящие в состав модели ИО (рис. 1).

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.

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

Базовый цифровой фильтр (блок ЦФ1) предназначен для вычисления ОС основной гармоники входного вторичного сигнала по выражениям (6).

Реализация ЦФ основана на использовании ДПФ и представляется двумя библиотечными блоками моделей *Digital Filter*, параметрами которых являются предварительно рассчитанные коэффициенты для косинусной a_{cn} и синусной a_{sn} ОС, по которым определяется значение амплитуды и фазы основной гармоники входного вторичного сигнала [5]. На выходе блока формируются действующее значение сигнала X_1, а также его ортогональные составляющие x_{cn} и $x_{sn.}$

Дополнительный ЦФ (блок ЦФ2) предназначен для определения действующего значения входного вторичного сигнала $X_{вх}$ и представляется блоком модели *Digital Filter*, который реализуется, как корень квадратный из (5).

В двух последующих блоках («Деление» и «Возведение в квадрат») формируется, согласно (4), корректирующий коэффициент $k_к$, который умножается соответственно на x_{cn} и x_{sn} для вычисления ОС эквивалентных сигналов x_{eqsn} и x_{eqcn} по (8). Для определения амплитуды и фазы эквивалентного сигнала используется библиотечный блок *Cartesian to Polar*, выходы которого соединяются с логической частью ИО, в которой, в зависимости от особенностей конкретной защиты, формируются необходимые величины. Так, для ИО тока в блоке «Логическая часть» определяется действующее значение эквивалентного сигнала, контролируется количество последовательных выборок входного сигнала, превышающих уровень срабатывания, задается выдержка времени и т. п.

Проверку функционирования модели ИО, разработанной в Simulink, целесообразно проводить с использованием двух видов тестовых воздействий – синусоидального сигнала с частотой 50 Гц (идеализированное воздействие), а также сигналом, приближенным к реальному вторичному току трансформатора тока (ТТ) при КЗ, так как непосредственно через ТТ информация о параметрах функционирования энергосистемы передается в устройства защиты. Для этих целей модель ИО дополнена блоками моделей энергосистемы, нагрузки, ТТ и блоком КЗ, реализованных в Simulink-SimPowerSystems (SPS) [8] .

Энергосистема представляется блоком модели трехфазного источника напряжения *3-Phase Source* из библиотеки *SPS*. 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 $T_s = L_s/R_s$, которая оказывает определяющее влияние на форму вторичного тока ТТ.

Трехфазная группа ТТ с соединением вторичных обмоток и нагрузок по схеме «звезда с нулевым проводом» (блок ТТ). Поскольку библиотечный блок ТТ в библиотеке *SPS* отсутствует, из стандартных блоков Simulink была создана и отлажена упрощенная модель ТТ со вторичным номиналь-

ным током 5А, вторичной обмоткой класса точности 10Р и усредненной характеристикой намагничивания стали магнитопровода. Все геометрические параметры, необходимые для моделирования ТТ, рассчитываются по его паспортным данным [9, 10].

Нагрузка (блок «Нагрузка») представляется блоком модели *3-Phase Series RLC Load* из библиотеки *SPS*.

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

Моделирование режимов работы ИО

Гармоническое воздействие. Одним из критериев, по которому оценивается качество фильтрации, является время установления сигнала на выходе ИО.

В настоящей работе сравнивалось быстродействие предлагаемого ИО, формирующего действующее значение эквивалентного сигнала X_{eq}, с действующим значением сигнала основной гармоники X_1, формируемого ИО на основе ДПФ при синусоидальном входном воздействии (рис. 2). Время установления эквивалентного сигнала составляет 0,075 с, что приблизительно в 2,5 раза быстрее, чем у ИО на основе ДПФ. Подобного эффекта при синусоидальном входном воздействии можно достичь, используя короткооконные ЦФ.

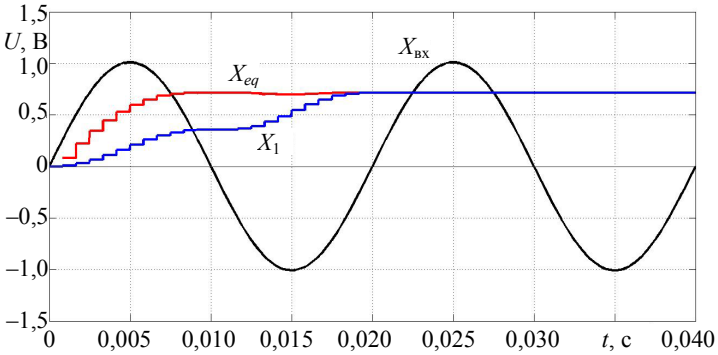

Рис. 2. Результаты функционирования модели предлагаемого ИО и модели ИО на основе ДПФ

Fig. 2. The performance results of the proposed current measuring element model and of the DFT-based current measuring element model

Сложное входное воздействие. На рис. 3 приведены результаты расчетов применительно к ИО тока, полученные с использованием представленной выше модели.

В промежутке времени t = 0–0,04 с моделируется доаварийный режим, при котором вторичный ток ТТ синусоидален. В момент времени t = 0,04 с происходит трехфазное КЗ – аварийный режим, при котором форма вторичного тока ТТ искажается (кривая 1) по сравнению с идеально трансформируемым сигналом (кривая 2).

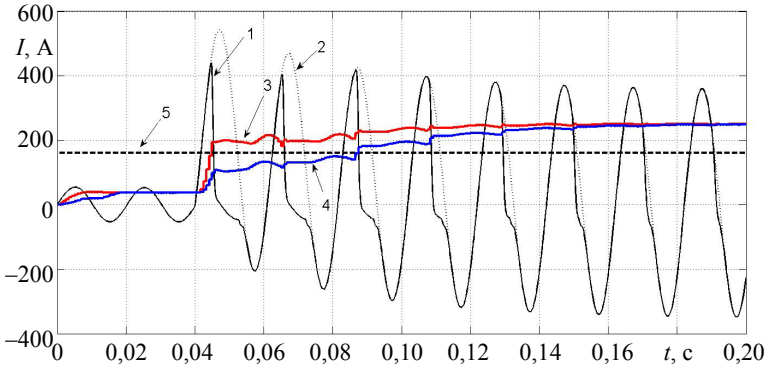

Рис. 3. Результаты моделирования предлагаемого ИО при сложном входном воздействии

Fig. 3. The simulation results of the proposed current measuring element in case of the compound test signal

На этом же рисунке представлена реакция на сложное несинусоидальное воздействие двух видов ИО. Кривая 4 отражает работу ИО на основе ДПФ, а кривая 3 – работу предлагаемого ИО.

Как видно на рис. 3, время нарастания выходных сигналов рассматриваемых ИО до уровня срабатывания (принятого, к примеру, равным 160 А – прямая 5) у предлагаемого ИО наступает в момент времени, равный 0,045 с, а у ИО на основе ДПФ – в 0,085 с, т. е. последний срабатывает на два периода промышленной частоты позже. При этом предлагаемый ИО показывает высокое быстродействие и в абсолютном выражении – срабатывая через 0,005 с после наступления КЗ.

Для проверки правильности определения фазы эквивалентного сигнала сравнивались синусная ОС последнего x_{eqs} (кривая 1) с аналогичной ОС ДПФ x_s (кривая 2) при сложном тестовом воздействии. В доаварийном режиме обе ОС совпадают, а при наступлении КЗ их амплитуды отличаются тем больше, чем более входное воздействие отличается от синусоидального (рис. 4). По мере затухания переходного процесса обе кривые начинают совпадать по форме.

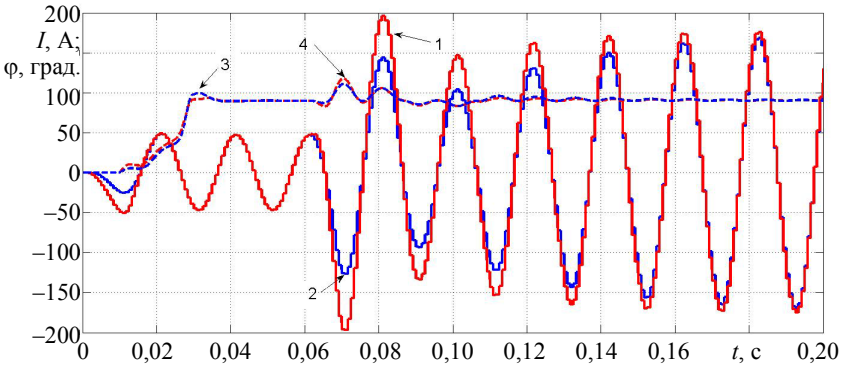

Рис. 4. Ортогональные составляющие

Fig. 4. Orthogonal components

На этом же рисунке приведены изменения фазовых сдвигов между ОС предлагаемого ИО (кривая 4) и ИО на основе ДПФ (кривая 3). В установившемся режиме фазовые сдвиги совпадают и составляют 90 градусов. В момент наступления КЗ (t = 0,06 с) фазовые сдвиги обеих ОС, оставаясь одинаковыми по форме, отклоняются от указанного уровня, а по завершении переходного процесса обе ОС оказываются сдвинутыми строго на 90 град.

ВЫВОДЫ

1. Предложена методика повышения быстродействия измерительных органов микропроцессорных защит, реализуемая на программном уровне.

2. Проведенные вычислительные эксперименты подтвердили, что предложенная методика обеспечивает существенное повышение быстродействия ИО (для органа тока до двух раз) по сравнению с существующими, основанными на реализации ДПФ.

ЛИТЕРАТУРА

1. Шнеерсон, Э. М. Цифровая релейная защита / Э. М. Шнеерсон. М.: Энергоатомиздат, 2007. 594 с.
2. Романюк, Ф. А. Принципы выполнения гибких формирователей ортогональных составляющих входных величин в микропроцессорных защитах электроустановок / Ф. А. Романюк, В. Ю. Румянцев, К. Ф. Романюк // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2012. № 6. С. 5–10.
3. Цифровой измерительный орган 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.
4. Increase of Operation Speed of Digital Measuring Elements of Microprocessor Protection of Electrical Installations / F. Romaniuk [et al.] // New Electrical and Electronic Technologies and their Industrial Implementations: 11th International Conference, Zakopane, Poland, June 25–28 / Lublin University of Technology – Zakopane, 2019. P. 56.
5. 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.
6. Comparative Assessment of Digital Filters for Microprocessor-Based Relay Protection / F. Romaniuk [et al.] // Przegląd Electrotechniczny (Electrical Review). 2016. Vol. 1, No 7. C. 130–133.
7. Романюк, Ф. А. Способы формирования ортогональных составляющих входных сигналов для релейной защиты / Ф. А. Романюк, М. С. Ломан, В. С. Каченя // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2019. Т. 62, № 1. С. 5–14.
8. SimPowerSystems. User's Guide. Version 5. [Electronic resource] // The MathWorks, 2011.
9. 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.
10. Wye-Connected Current Transformers Simplified Model Validation in MATLAB–Simulink / F. Romanyuk [et al.] // Przegląd Electrotechniczny (Electrical Review). 2015. Vol. 1, No 11. C. 292–295.

Поступила 21.06.2019 Подписана в печать 26.08.2019 Опубликована онлайн 30.09.2019

REFERENCES

1. Shneerson E. M. (2007) *Digital Relay Protection*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 594 (in Russian).
2. Romaniuk F. A., Rumjansev V. Y., Romaniuk K. F. (2012) Principles of Fulfillment of Flexible Formers of Orthogonal Input Value Components in Micro-Processing Protection of Power Plants. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Obedinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations,* (6), 5–10 (in Russian).
3. 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. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Obedinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (6), 483–493 (in Russian). https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-483-493.
4. Romaniuk F., Rumiantsev V., Dziaruhina A., Kachenya V. (2019) Increase of Operation speed of Digital Measuring Elements of Microprocessor Protection of Electrical installations. *New Electrical and Electronic Technologies and their Industrial Implementations: 11th International Conference, Zakopane, Poland, June 25–28*. Zakopane, 56.
5. 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 Obedinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 59 (5), 397–417 (in Russian). https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-5-397-417.
6. Romaniuk F., Rumiantsev V., Novash I., Rumiantsev Y., Boiko O. (2016) Comparative Assessment of Digital Filters for Microprocessor-Based Relay Protection. *Przegląd Electrotechniczny (Electrical Review),* 1 (7), 130–133. https://doi.org/10.15199/48.2016.07.28.
7. Romaniuk F. A., Loman M. S., Kachenya V. S. (2019) Methods of Forming Orthogonal Components of Input Signals for Relay Protection. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Obedinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations,* 62 (1), 5–14 (in Russian). https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-1-5-14.
8. *SimPowerSystems. User's Guide*. The MathWorks, Inc. 2012. 411.
9. 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 Obedinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, (5), 23–38 (in Russian).
10. Romanyuk F., Novash I., Rumiantsev Y., Węgierek P. (2015) Wye-Connected Current Transformers Simplified Model Validation in MATLAB–Simulink. *Przegląd Electrotechniczny (Electrical Review),* 1 (11), 292–295. https://doi.org/10.15199/48.2015.11.67.

Received: 21 June 2019 Accepted: 26 August 2019 Published online: 30 September 2019

https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-413-421

УДК 517.958:519.6

Применение полилогарифмов к приближенному решению неоднородного телеграфного уравнения для линии без искажений

П. Г. Ласый[1], И. Н. Мелешко[1]

[1]Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2019
Belarusian National Technical University, 2019

Реферат. В статье рассматривается смешанная задача для хорошо известного в электротехнике и электронике телеграфного уравнения при условии, что линия свободна от искажений. Эта задача сводится к аналогичной для одномерного неоднородного волнового уравнения. Ее решение можно найти как сумму решения смешанной задачи с однородными краевыми условиями для соответствующего однородного волнового уравнения и решения неоднородного волнового уравнения с однородными краевыми и нулевыми начальными условиями. Решения обеих задач можно отыскать методом разделения переменных в виде ряда по тригонометрическим функциям точки линии с коэффициентами, зависящими от времени. Такие решения неудобны для реального применения, поскольку требуют вычисления большого числа интегралов и трудно оценить погрешность их вычислений. Предлагается альтернативный способ решения этой задачи, основанный на использовании специальных функций – полилогарифмов, которые представляют собой комплексные степенные ряды со степенными же коэффициентами, сходящиеся в единичном круге. Точное решение задачи выражается в интегральной форме через мнимую часть полилогарифма первого порядка на единичной окружности, а приближенное – в виде конечной суммы через действительную часть дилогарифма и мнимую часть полилогарифма третьего порядка. Все указанные части полилогарифмов являются периодическими функциями, имеющими полиномиальные выражения соответствующих степеней на отрезке длиной в период. Это позволяет эффективно находить приближенное решение задачи. Также найдена простая и удобная оценка погрешности приближенного решения задачи. Она линейна относительно шага разбиения линии и шага разбиения временно́го диапазона, на котором рассматривается задача. Оценка является равномерной по длине линии в каждый фиксированный момент времени. Приведен конкретный пример решения задачи разработанным способом, построены графики точного и приближенного решений.

Ключевые слова: телеграфное уравнение, волновое уравнение, смешанная задача, приближенное решение, оценка погрешности, полилогарифм

Для цитирования: Ласый, П. Г. Применение полилогарифмов к приближенному решению неоднородного телеграфного уравнения для линии без искажений / П. Г. Ласый, И. Н. Мелешко // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ.* 2019. Т. 62. № 5. С. 413–421. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-413-421

Адрес для переписки
Ласый Петр Григорьевич
Белорусский национальный технический университет
ул. Я. Коласа, 12,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 292-82-73
kafvm2@bntu.by

Address for correspondence
Lasy Petr G.
Belarusian National Technical University
12 Ya. Kolasa str.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 292-82-73
kafvm2@bntu.by

Application of Polylogarithms to the Approximate Solution of the Inhomogeneous Telegraph Equation for the Distortionless Line

P. G. Lasy[1], I. N. Meleshko[1]

[1]Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The paper deals with a mixed problem for the telegraph equation well-known in electrical engineering and electronics, provided that the line is free from distortion. This problem is reduced to the analogous one for the one-dimensional inhomogeneous wave equation. Its solution can be found as the sum of the solution for a mixed homogeneous boundary value problem for the corresponding homogeneous wave equation and for the solution of a non-homogeneous wave equation with homogeneous boundary data and zero initial conditions. Solutions to both problems can be found by separating the variables in the form of a series of trigonometric functions of the line point with time-dependent coefficients. Such solutions are inconvenient for real application because they require calculation of a large number of integrals, and it is difficult to estimate the miscalculation. An alternative method for solving this problem is proposed, based on the use of special functions, viz. polylogarithms, which are complex power-series with power coefficients converging in a unit circle. The exact solution of the problem is expressed in the integral form via the imaginary part of the first-order polylogarithm on the unit circle, and the approximate one is expressed in the form of a finite sum via the real part of the dilogarithm and the imaginary part of the third-order polylogarithm. All these parts of the polylogarithms are periodic functions that have polynomial expressions of the corresponding powers on the segment of the length equal to the period. This makes it possible to effectively find an approximate solution to the problem. Also, a simple and convenient error estimate of the approximate solution of the problem is found. It is linear with respect to the step of splitting the line and the step of splitting the time range in which the problem is considered. The score is uniform along the length of the line at each fixed point of time. A concrete example of solving the problem according to the proposed mode is presented; graphs of exact and approximate solutions are constructed.

Keywords: telegraph equation, wave equation, mixed problem, approximate solution, error estimation, polylogarithm

For citation: Lasy P. G., Meleshko I. N. (2019) Application of Polylogarithms to the Approximate Solution of the Inhomogeneous Telegraph Equation for the Distortionless Line. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 62 (5), 413–421. https://doi.org/10. 21122/1029-7448-2019-62-5-413-421 (in Russian)

Введение

Электромагнитное поле, возникающее вокруг проводника при прохождении по нему электрического тока, вызывает колебания напряжения и силы тока.

Пусть ось Ox совпадает с осью прямолинейного проводника длиной l, а один из его концов примем за начало отсчета. Известно [1–6], что величины разности потенциалов и силы тока в любой точке $x \in [0, l]$ проводника в любой момент времени $t \geq 0$ являются решениями телеграфного уравнения

$$\partial_{xx} w = LC\partial_{tt} w + (RC + GL)\partial_t w + GR\, w, \tag{1}$$

где $w = w(x, t)$ – неизвестная функция (сила тока или разность потенциалов); L, C, R, G – величина самоиндукции, емкости, сопротивления и проводимости изоляции соответственно, рассчитанные на единицу длины линии.

Уравнение (1) имеет многочисленные приложения в электротехнике и электронике, с которыми можно ознакомиться, например, в [1, 7–9]. Для того чтобы решение (1) существовало и было единственным, должны быть заданы начальные и краевые условия. Такая задача называется смешанной.

Если рассматриваемая линия не имеет искажений, т. е.

$$\frac{R}{L} = \frac{G}{C} = \sigma,$$

то телеграфное уравнение заменой искомой функции $w = \exp(-\sigma t)u$ приводится к одномерному однородному волновому уравнению

$$\partial_{tt} u = a^2 \partial_{xx} u, \tag{2}$$

где $a = \dfrac{1}{\sqrt{LC}}$ – скорость распространения волн напряжения и силы тока, возникающих в линии.

Основная часть

Решение смешанной задачи с неоднородными, т. е. ненулевыми, краевыми условиями для (2) сводится к аналогичной задаче с однородными краевыми условиями для неоднородного волнового уравнения. Эту последнюю задачу мы и рассмотрим.

Требуется найти решение уравнения

$$\partial_{tt} u = a^2 \partial_{xx} u + q(x,t) \tag{3}$$

в прямоугольнике $\Pi = \{(x,t) \mid x \in [0,l],\, t \in [0,T]\},\, T \geq 0$ при заданных начальных

$$u(x,0) = f(x),\ \partial_t u(x,0) = F(x),\ x \in [0,l] \tag{4}$$

и краевых условиях первого рода

$$u(0,t) = \varphi_0(t),\ \ u(l,t) = \varphi_l(t),\ \ t \in [0,T]. \tag{5}$$

Наложим ограничения на известные функции $q(x, t)$, $f(x)$, $F(x)$, $\varphi_0(t)$, $\varphi_l(t)$. Функцию $q(x,t)$ будем считать удовлетворяющей условию Липшица в прямоугольнике Π, т. е. существует положительная постоянная $L > 0$ такая, что для любых двух точек данного прямоугольника выполняется неравенство

$$|\, q(x_1,t_1) - q(x_2,t_2)\,| \leq L(|\, x_1 - x_2\,| + |\, t_1 - t_2\,|).$$

Коротко этот факт будем записывать следующим образом:

$$q(x,t) \in \mathrm{Lip}(L,\Pi).$$

Далее функция $f(x)$ дифференцируема на отрезке $[0, l]$

$$f'(x) \in \mathrm{Lip}(L_1,[0,l]);\ \ F(x) \in \mathrm{Lip}(L_2,[0,l]).$$

Функции $\varphi_0(t)$ и $\varphi_l(t)$ дважды дифференцируемы на отрезке [0, T]

$$\varphi_0''(t) \in \mathrm{Lip}(L_0,[0,T]); \quad \varphi_l''(t) \in \mathrm{Lip}(L_l,[0,T]).$$

Проведем в уравнении (3) подстановку

$$u = v + \varphi(x, t) \tag{6}$$

с функцией $\varphi(x,t) = \varphi_0(t) + l^{-1}x(\varphi_l(t) - \varphi_0(t))$.

В результате получим также неоднородное волновое уравнение

$$\partial_{tt}v = a^2\partial_{xx}v + q_1(x,t), \tag{7}$$

где $q_1(x, t) = q(x, t) - \partial_{tt}\varphi(x, t)$.

Несложно проверить, что $q_1(x, t) \in \mathrm{Lip}(L_3, \Pi)$, причем $L_3 = L + 2L_0 + L_l + l^{-1}M$, $M = \max\limits_{t\in[0,T]} |\varphi_0''(t) - \varphi_l''(t)|$.

Начальные условия принимают вид:

$$v(x,0) = f_1(x); \ \partial_t(x,0) = F_1(x) \tag{8}$$

с функциями $f_1(x) = f(x) - \varphi(x,0)$, $f_1'(x) \in \mathrm{Lip}(L_1,[0,l])$, $F_1(x) = F(x) - \partial_t\varphi(x,0) \in \mathrm{Lip}(\tilde{L}_2,[0,l])$, где $\tilde{L}_2 = L_2 + l^{-1}|\varphi_0'(0) - \varphi_l'(0)|$.

Краевые условия, ввиду подстановки (6), становятся однородными:

$$v(0,t) = 0; \ v(l,t) = 0; \ t \in [0,T]. \tag{9}$$

Решение смешанной задачи (7)–(9) можно найти, следуя [2]:

$$v(x,t) = \bar{v}(x,t) + v^*(x,t), \tag{10}$$

где $\bar{v}(x,t)$ – решение смешанных задач (8), (9) для однородного волнового уравнения

$$\partial_{tt}v = a^2\partial_{xx}v; \tag{11}$$

$v^*(x,t)$ – решение неоднородного уравнения (7) при нулевых начальных и краевых условиях.

В [10], используя полилогарифмы [11, 12], точное решение задач (8), (9) для уравнения (11) представлено в виде

$$\bar{v}(x,t) = \frac{1}{2\pi}\int_0^l \sum_{k=1}^{2}(f_1'(y) + (-1)^{k+1}a^{-1}F_1(y))P_k(x,t,y)dy, \tag{12}$$

где при $k = 1$ или $k = 2$ $P_k(x,t,y) = (-1)^{k+1}(N^1(\omega(at + (-1)^{k+1}x + (-1)^k y)) - N^1(\omega(at + (-1)^k x + (-1)^k y)))$; $\omega = \dfrac{\pi}{l}$; $N^1(x)$ – мнимая часть полилогарифма первого порядка на единичной окружности

$$N^1(x) = \mathrm{Im}\,L^1(\exp(ix)) = \sum_{k=1}^{\infty}\frac{\sin kx}{k}, \ x \in R. \tag{13}$$

Там же найдено и удобное для вычислений приближенное решение

$$\overline{v}_n(x,t)=\frac{l}{2\pi^2}\sum_{k=1}^{n}\sum_{s=1}^{2}\left(f_1'\left(x_{k-0,5}\right)+(-1)^{s+1}a^{-1}F_1\left(x_{k-0,5}\right)\right)Q_s(x,t,y)\Big|_{x_{k-1}}^{x_k}, \qquad (14)$$

где при фиксированном натуральном n и $s=1$ или $s=2$ $x_0=0$; $x_k=k\overline{h}$; $\overline{h}=l/n$; $x_{k-0,5}=x_{k-1}+0,5\overline{h}$; $k=\overline{1,n}$; $Q_s(x,t,y)=M^2(\omega(at+(-1)^{s+1}x+(-1)^s y))-$ $-M^2(\omega(at+(-1)^s x+(-1)^s y))$; $M^2(x)$ – действительная часть дилогарифма на единичной окружности

$$M^2(x)=\operatorname{Re}L^2(\exp(ix))=\sum_{k=1}^{\infty}\frac{\cos kx}{k^2},\ x\in R.$$

Абсолютная величина погрешности вычисления решения (12) по формуле (14) оценивается величиной

$$\frac{l\left(aL_1+\tilde{L}_2\right)}{2a}\overline{h}. \qquad (15)$$

То есть погрешность равномерна по $x\in[0,l]$, $t\geq 0$ и имеет первый порядок малости относительно шага $\overline{h}$ разбиения отрезка $[0, l]$.

Выразим теперь решение $v^*(x,t)$ уравнения (7) через полилогарифмы. В [2] оно записано в виде

$$v^*(x,t)=\sum_{k=1}^{\infty}T_k(t)\sin k\omega x, \qquad (16)$$

где при любом натуральном k

$$T_k(t)=\frac{2}{k\pi a}\iint_{\Pi_{lt}}q_1(y,s)\sin k\omega a(t-s)\cdot\sin k\omega y dyds \qquad (17)$$

и интегрирование ведется по прямоугольнику $\Pi_{lt}=\{(y,s)\mid y\in[0,l],$ $s\in[0,t]\}$

Подставив выражение (17) в (16), выполнив несложные преобразования и учитывая (13), получим:

$$v^*(x,t)=\frac{1}{2\pi a}\iint_{\Pi_{lt}}q_1(y,s)P(x,t,y,s)dyds, \qquad (18)$$

где $P(x,t,y,s)=\sum_{k=1}^{4}(-1)^k N^1(\omega(a(t-s)+(-1)^{[(k-1)/2]}x+(-1)^{[k/2]}y))$; через $[\cdot]$ обозначена целая часть действительного числа.

Отыщем приближенное выражение для решения $v^*(x,t)$. Набросим на прямоугольник Π_{lt} сетку с узлами в точках (x_{k_1},t_{k_2}), где $x_{k_1}=k_1h^*$, $k_1=\overline{0,n_l}$, $t_{k_2}=k_2\tau^*$, $k_2=\overline{0,n_t}$; $h^*=l/n_l$, $\tau^*=t/n_t$ – шаги сетки по переменным x и t соответственно. Далее заменим в (18) под знаком интеграла

в каждом из $n_l n_t$ прямоугольников $\Pi_{k_1k_2} = \left\{(y,s) \mid x_{k_1-1} \le y \le x_{k_1},\ t_{k_2-1} \le s \le x_{k_2}\right\}$ функцию $q_1(x,t)$ ее значением в средней точке $\left(x_{k_1-0,5}, t_{k_2-0,5}\right)$, где $x_{k_1-0,5} = x_{k_1-1} + 0,5h^*$, $k_1 = \overline{1,n_l}$, $t_{k_2-0,5} = t_{k_2-1} + 0,5\tau^*$, $k_2 = \overline{1,n_t}$.

В результате получим

$$v^*(x,t) \approx v^*_{n_l n_t}(x,t) = \frac{1}{2\pi a}\sum_{k_1=1}^{n_l}\sum_{k_2=1}^{n_t} q_1\left(x_{k_1-0,5}, t_{k_2-0,5}\right) \iint\limits_{\Pi_{k_1k_2}} P(x,t,y,s)dyds. \quad (19)$$

Поскольку первообразными для функций $N^1(x)$ и $M^2(x)$ являются соответственно функции $-M^2(x)$ и $N^3(x)$, причем $N^3(x) = \mathrm{Im}L^3(\exp(ix) = \sum_{k=1}^{\infty}\frac{\sin kx}{k^3}$, $x \in R$ – мнимая часть полилогарифма третьего порядка на единичной окружности, то

$$\iint\limits_{\Pi_{k_1k_2}} P(x,t,y,s)dyds = \frac{1}{a\omega^2} Q_{k_1k_2}(x,t),$$

где $Q_{k_1k_2}(x,t) = \sum_{k=1}^{4}(-1)^{k+[k/2]} N^3(\omega(a(t-s) + (-1)^{[(k-1)/2]}x + (-1)^{[k/2]}y))\Big|_{x_{k_1-1}}^{x_{k_1}}\Bigg|_{t_{k_2-1}}^{t_{k_2}}$.

Следовательно, приближенным значением для функции $v^*(x,t)$ служит выражение $v^*_{n_l n_t}(x,t)$, вычисляемое по формуле

$$v^*_{n_l n_t}(x,t) = \frac{1}{2\pi a^2\omega^2}\sum_{k_1=1}^{n_l}\sum_{k_2=1}^{n_t} q_1(x_{k_1-0,5}, t_{k_2-0,5}) Q_{k_1k_2}(x,t). \quad (20)$$

Найдем оценку абсолютной погрешности вычисления решения (18) по формуле (20). Из (18) и (19) следует, что

$$v^*(x,t) - v^*_{n_l n_t}(x,t) = \frac{1}{2\pi a}\sum_{k_1=1}^{n_l}\sum_{k_2=1}^{n_t}\iint\limits_{\Pi_{k_1k_2}} (q_1(y,s) - q_1(x_{k_1-0,5}, t_{k_2-0,5}))P(x,t,y,s)dyds.$$

Нечетная периодическая функция $N^1(x)$ на промежутке $(0,\pi]$ имеет выражение $N^1(x) = 0,5(\pi - x)$ и, значит, $|N^1(x)| < 0,5\pi$ для всех $x \in R$. Следовательно, при всех x, t, y, s

$$|P(x,t,y,s)| < 2\pi.$$

Учитывая это неравенство и тот факт, что $q_1(x,t) \in \mathrm{Lip}(L_3, \Pi)$, получаем:

$$|v^*(x,t) - v^*_{n_l n_t}(x,t)| \le \frac{1}{2\pi a}\sum_{k_1=1}^{n_l}\sum_{k_2=1}^{n_t}\iint\limits_{\Pi_{k_1k_2}} |q_1(y,s) -$$

$$- q_1(x_{k_1-0,5}, t_{k_2-0,5}) \,||\, P(x,t,y,s)\,|\, dyds \le$$

$$\le \frac{1}{2\pi a} \sum_{k_1=1}^{n_l} \sum_{k_2=1}^{n_t} \iint_{\Pi_{k_1k_2}} L_3(|\, y - x_{k_1-0,5}\,| + |s - t_{k_2-0,5}\,|)\,|\, 2\pi\, dyds \le$$

$$\le \frac{L_3}{a} \sum_{k_1=1}^{n_l} \sum_{k_2=1}^{n_t} \iint_{\Pi_{k_1k_2}} (0,5h^* + 0,5\tau^*)\, dyds = \frac{L_3 lt}{2a}(h^* + \tau^*).$$

Таким образом, в прямоугольнике Π имеет место следующая оценка погрешности вычисления решения $v^*(x,t)$ уравнения (7):

$$|\, v^*(x,t) - v^*_{n_l n_t}(x,t)\,| \le \frac{L_3 lt}{2a}(h^* + \tau^*). \tag{21}$$

Проведем теперь сборку решения поставленной задачи (3)–(5). Принимая во внимание (6) и (10), точное решение находится по формуле

$$u(x,t) = \overline{v}(x,t) + v^*(x,t) + \varphi(x,t), \tag{22}$$

где $\overline{v}(x,t)$, $v^*(x,t)$ – находятся по (12) и (18), а приближенное – по формуле

$$u_{nn_l n_t}(x,t) = \overline{v}_n(x,t) + v^*_{n_l n_t}(x,t) + \varphi(x,t), \tag{23}$$

в которой функции $\overline{v}_n(x,t)$ и $v^*_{n_l n_t}(x,t)$ имеют, соответственно, выражения (14) и (20).

Из (15) и (21) следует общая оценка погрешности решения задачи

$$|\, u(x,t) - u_{nn_l n_t}(x,t)\,| \le \frac{l}{2a}\Big((aL_1 + \tilde{L}_2)\overline{h} + L_3 t(h^* + \tau^*)\Big).$$

Проведенные исследования позволяют сформулировать следующее утверждение.

Теорема. *При указанных выше предположениях относительно функций* $q(x,t)$, $f(x)$, $F(x)$, $\varphi_0(t)$, $\varphi_l(t)$ *точное решение смешанной краевой задачи (4), (5) для неоднородного волнового уравнения (3) находится с помощью полилогарифма первого порядка по формуле (22), а приближенное – с помощью дилогарифма и полилогарифма третьего порядка по (23). Абсолютная погрешность вычисления оценивается величиной*

$$\frac{l}{2a}\Big((aL_1 + \tilde{L}_2)\overline{h} + L_3 t(h^* + \tau^*)\Big).$$

То есть она линейна по шагам $\overline{h}$ *и* h^* *разбиения отрезка* $[0,l]$ *и шагу* τ^* *разбиения отрезка* $[0,t]$. *Кроме того, эта оценка является равномерной по* $x \in [0,l]$ *при каждом фиксированном* $t \in [0,T]$.

Следует заметить, что, несмотря на кажущуюся громоздкость формул (14), (20), (23), они достаточно эффективны, так как использующиеся в вычислениях функции $M^2(x)$ и $N^3(x)$ являются элементарными, а именно:

$$M^2(x) = \frac{(\pi - |\,x\,|)^2}{4} - \frac{\pi^2}{12};\; N^3(x) = \frac{1}{12}x(\pi - |\,x\,|)(2\pi - |\,x\,|),\; x \in [-\pi, \pi]. \tag{24}$$

Для вычисления значений этих функций в произвольной точке $x \in R$ следует, учитывая их периодичность с периодом 2π, заменить в формулах (24) x на $\alpha(x)$, где

$$\alpha(x) = \operatorname{sign}(x)\left(|x| - 2\pi\left[\frac{x}{2\pi}\right]\right), \quad \operatorname{sign}(x) = \begin{cases} x^{-1}|x|, & x \neq 0, \\ 0, & x = 0. \end{cases}$$

Пример. Найти решение неоднородного волнового уравнения

$$\partial_{tt}u = 9\partial_{xx}u + 40\pi(\pi(36x^2 - 1)\sin 2\pi(x^2 + t) - 9\cos 2\pi(x^2 + t))$$

при начальных $u(x,0) = x^2 - \frac{1}{2}x + \frac{1}{16} + 10\sin 2\pi x^2$, $\partial_t u(x,0) = 2x - 1 + 20\pi\cos 2\pi x^2$, $x \in [0, 1]$ и краевых $u(0,t) = 9t^2 - t + \frac{1}{16} + 10\sin 2\pi t$, $u(1,t) = 9t^2 + t + \frac{9}{16} + 10\sin 2\pi(t + 1)$, $t \geq 0$ условиях.

Точным решением этой задачи является функция

$$u(x,t) = x^2 + 9t^2 + 2xt - \frac{1}{2}x - t + \frac{1}{16} + 10\sin 2\pi(x^2 + t).$$

Вычисление приближенного решения задачи по формуле (23) в квадрате $\{(x,t) \mid x \in [0,1],\ t \in [0,1]\}$ при $n = n_l = n_t = 100$ дает максимальную погрешность, не превышающую 0,026, что является вполне приемлемым для данной сетки с суммой шагов $\overline{h} + h^* + \tau^* = 0{,}03$. Графики точного $u(x,t)$ и приближенного $\tilde{u}(x,t) = u_{100,100,100}(x,t)$ решений данной задачи представлены на рис. 1.

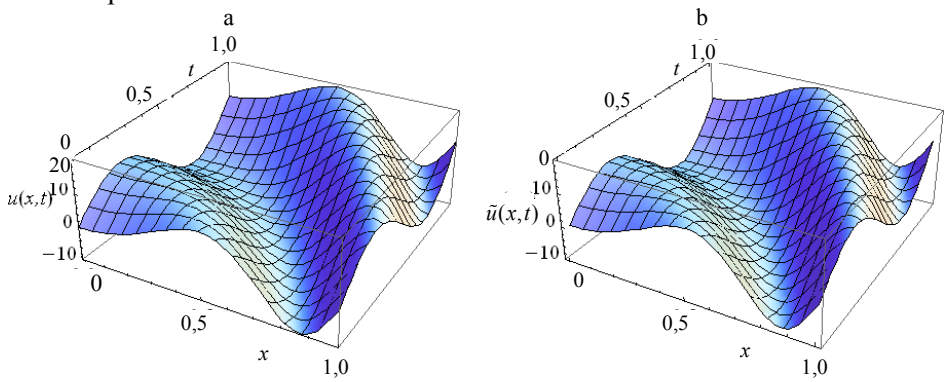

Рис. 1. Графики решений:
a – точного $u(x, t)$; b – приближенного $\tilde{u}(x, t) = u_{100,100,100}(x, t)$

Fig. 1. The graphics of the solutions:
a – of exact one $u(x, t)$; b – of approximate one $\tilde{u}(x, t) = u_{100.100.100}(x, t)$

ВЫВОД

С использованием полилогарифмов первого–третьего порядков найдены точное и приближенное решения телеграфного уравнения для линии без искажений при произвольных начальных и граничных условиях. Получена равномерная по длине линии оценка погрешности приближенного решения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Анго, А. Математика для электро- и радиоинженеров / А. Анго. М.: Наука, 1964. 772 с.
2. Кошляков, Н. С. Дифференциальные уравнения математической физики / Н. С. Кошляков, Э. Б. Глинер, М. М. Смирнов. М.: ГИФМЛ, 1962. 767 с.
3. Араманович, И. Г. Уравнения математической физики / И. Г. Араманович, В. И. Левин. М.: Наука, 1969. 288 с.
4. Смирнов, В. И. Курс высшей математики: в 5 т. / В. И. Смирнов. М.: Наука, 1974. Т. 2. 479 с.
5. Мышкис, А. Д. Лекции по высшей математике / А. Д. Мышкис. СПб.: Лань, 2007. 688 с.
6. Остапенко, В. Телеграфное уравнение. Краевые задачи / В. Остапенко. Саарбрюккен: LAP Lambert Academic Publishing, 2012. 272 с.
7. Новиков, Ю. Н. Электротехника и электроника. Теория цепей и сигналов, методы анализа / Ю. Н. Новиков. СПб.: Питер, 2005. 384 с.
8. Бычков, Ю. А. Основы теории электрических цепей / Ю. А. Бычков, В. М. Золотницкий, Э. П. Чернышев. СПб.: Лань, 2002. 464 с.
9. Дубнищев, Ю. Н. Колебания и волны / Ю. Н. Дубнищев. СПб.: Лань, 2011. 384 с.
10. Ласый, П. Г. Приближенное решение одной задачи об электрических колебаниях в проводах с помощью полилогарифмов / П. Г. Ласый, И. Н. Мелешко // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2017. Т. 60, № 4. С. 334–340. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-4-334-340.
11. Пыхтеев, Г. Н. Полилогарифмы, их свойства и методы вычисления / Г. Н. Пыхтеев, И. Н. Мелешко. Минск: Изд-во БГУ, 1976. 68 с.
12. Мелешко, И. Н. Специальные формулы для интегралов типа Коши и их приложения / И. Н. Мелешко. Минск: ВУЗ-ЮНИТИ, 1999. 197 с.

Поступила 26.03.2019 Подписана в печать 04.06.2019 Опубликована онлайн 30.09.2019

REFERENCES

1. Ango A. (1964) *Mathematics for Electrical and Radio Engineers*. Moscow, Nauka Publ. 772 (in Russian).
2. Koshlyakov N. S., Gliner E. B., Smirnov M. M. (1962) *Differential Equations of Mathematical Physics*. Moscow, State Publishing House of Physical and Mathematical Literature. 767 (in Russian).
3. Aramanovich I. G., Levin V. I. (1969) *Equations of Mathematical Physics*. Moscow, Nauka Publ. 288 (in Russian).
4. Smirnov V. I. (1974) *Learning Course of Higher Mathematics. Vol. 2.* Moscow, Nauka Publ. 479 (in Russian).
5. Myshkis A. D. (2007) *Lectures on Higher Mathematics*. Saint-Petersburg, Lan' Publ. 688 (in Russian).
6. Ostapenko V. (2012) *Telegraph Equation. Boundary Value Problems*. Saarbrücken, Lambert Academic Publishing. 272 (in Russian).
7. Novikov Yu. N. (2005) *Electrical Engineering and Electronics. Theory of Circuits and Signals, Methods of Analysis*. Saint-Petersburg, Piter Publ. 384 (in Russian).
8. Bychkov Yu., A., Zolotnitskii V. M., Chernyshev E. P. (2002) *Fundamentals of the Theory of Electrical Circuits*. Saint-Petersburg, Lan' Publ. 464 (in Russian).
9. Dubnishchev Yu. N. (2011) *Oscillations and Waves*. Saint-Petersburg, Lan' Publ. 384 (in Russian).
10. Lasy P. G., Meleshko I. N. (2017) Approximate Solution of One Problem on Electrical Oscillations in Wires with the Use of Polylogarithms. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Obedinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations,* 60 (4), 334–340 (in Russian). https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-4-334-340.
11. Pykhteev G. N., Meleshko I. N. (1976) *Polylogarithms, their Properties and Methods of their Computation*. Minsk, BSU Publ. 68 (in Russian).
12. Meleshko I. N. (1999) *Special Formulas for Cauchy-Type Integrals and their Applications*. Minsk, VUZ-YuNITI Publ. 197 (in Russian).

Received: 26 March 2019 Accepted: 4 June 2019 Published online: 30 September 2019

https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-422-432

УДК 621.316

Оценка воздействия кабельных линий электропередачи на окружающую среду

М. А. Короткевич[1], С. Н. Азаров[2]

[1]Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь),
[2]Филиал «ТЭЦ-5» РУП «Минскэнерго» (Минская область, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2019
Belarusian National Technical University, 2019

Реферат. Рассмотрено тепловое воздействие кабельных линий электропередачи и конструктивных материалов кабелей на окружающую среду. Количественная оценка теплового воздействия электрических кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена на окружающую среду проведена с помощью программы Elcut. Анализ температурного поля вблизи нагруженной кабельной линии напряжением 10 кВ показал высокие значения температуры почвы, что негативно сказывается на ее окислительно-восстановительном потенциале и живых организмах. Для оценки воздействия электрических кабелей на окружающую среду был разработан подход, учитывающий не только токсичность материалов, но и их объемное содержание в кабеле. Кабели с традиционной бумажно-масляной изоляцией наносят больший ущерб окружающей среде, чем линии с изоляцией из сшитого полиэтилена. Окружающая среда, в свою очередь, также оказывает влияние на электрические кабели: от температуры окружающей среды зависят значения длительно допустимых токов нагрузки (при прокладке на открытом воздухе, в земляной траншее или в кабельных помещениях). Выполнена оценка воздействия солнечной радиации на тепловой режим электрического кабеля. Сопоставительный анализ комплексного воздействия на окружающую среду электрических кабелей с традиционной изоляцией и изоляцией из сшитого полиэтилена показал, что небронированный кабель с изоляцией из сшитого полиэтилена на напряжение 10 кВ (независимо от типа его оболочки) наносит меньший ущерб окружающей среде, чем аналогичный традиционный кабель на всем рассматриваемом диапазоне соотношения температур на их поверхностях.

Ключевые слова: кабельные линии электропередачи, окружающая среда, тепловой режим, материалы электрических кабелей, традиционная бумажно-маслянная изоляция, изоляция из сшитого полиэтилена, ущерб окружающей среде

Для цитирования: Короткевич, М. А. Оценка воздействия кабельных линий электропередачи на окружающую среду / М. А. Короткевич, С. Н. Азаров // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ.* 2019. Т. 62, № 5. С. 422–432. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-422-432

Адрес для переписки
Короткевич Михаил Андреевич
Белорусский национальный технический университет
просп. Независимости, 65/2
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел: +375 17 292-65-82
elsyst@tut.by

Address for correspondence
Korotkevich Mishail A.
Belarusian National Technical University
65/2 Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 292-65-82
elsyst@tut.by

The Evaluation of Impact of Cable Power Lines on the Environment

M. A. Korotkevich[1], S. N. Azarov[2]

[1]Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus),
[2]Branch "CHP-5" of the Republican Unitary Enterprise "Minskenergo" (Minsk Region, Republic of Belarus)

Abstract. The thermal impact of cable power lines and structural materials of cables on the environment has been considered. A quantitative evaluation of the thermal impact of electrical cables with cross-linked polyethylene insulation on the environment was carried out using the Elcut program. Analysis of the temperature field near the loaded cable line of 10 kV demonstrated high values of soil temperature that negatively affects its redox potential and living organisms. To evaluate the environmental impact of electrical cable materials, an approach has been developed that takes into account not only the toxicity of the materials but also their volumetric content in the cable. Cable lines with cables with traditional paper-oil insulation cause more damage to the environment than cable lines with cables, insulated with crosslinked polyethylene. The environment, in turn, also has an impact on the electrical cables: the values of long-term permissible load currents depend on the ambient temperature (when laying cables in the open air, in an earthen trench or in cable rooms). The impact of solar radiation on the thermal conditions of the electric cable is estimated. A comparative analysis of the complex environmental impact of electric cables with traditional insulation and insulation of crosslinked polyethylene demonstrated that unarmored cable with crosslinked polyethylene insulation at a voltage of 10 kV (regardless of the type of its shell) causes less damage to the environment than the same traditional cable throughout the considered temperature range on their surfaces.

Keywords: cable power transmission lines, environment, thermal conditions, materials of electric cables, traditional paper-oil insulation, XLPE insulation, damage to the environment

For citation: Korotkevich M. A., Azarov S. N. (2019) The Evaluation of Impact of Cable Power Lines on the Environment. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 62 (5) 422–432. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-62-5-422-432 (in Russian)

Введение

Кабельные линии оказывают тепловое (от нагрева кабеля электрическим током) и химическое (от материалов кабеля) воздействие на окружающую среду. Последняя воздействием отрицательных и положительных температур, влаги, растворов щелочи и кислот, ультрафиолетового спектра солнечного излучения, кислорода воздуха, в свою очередь, оказывает негативное влияние на конструкцию и параметры электрических кабелей.

Кабели с изоляцией из сшитого полиэтилена с допустимой температурой нагрева их жил 90 ºС создают более значительное тепловое воздействие на окружающую среду, чем кабели с традиционной изоляцией, имеющие допустимую температуру нагрева их жил 70 ºС. Однако кабели с бумажно-масляной изоляцией в своем составе содержат свинец и кабельное масло, относящиеся к III группе по опасному уровню воздействия на окружающую среду (табл. 1). Кабели с изоляцией из сшитого полиэтилена, имеющие полиэтиленовые или поливинилхлоридные оболочки, относятся соответственно к среднетоксичным (II группа) или токсичным (III группа) материалам (табл. 1) по опасному уровню воздействия на окружающую среду. В настоящее время отсутствует методика для количественной оцен-

ки воздействия материалов электрических кабелей на окружающую среду. Разработанный подход учитывает не только токсичность материалов, но и их объемное содержание в электрических кабелях.

Таблица 1

Влияние материалов электрических кабелей на окружающую среду

The influence of materials of electric cables on the environment

Уровень воздействия на окружающую среду	Низкий	Средний	Высокий
Материал силового электрического кабеля	Алюминий, хлопок, сухая бумага	Полиэтилен, медь, сталь, цинк, сшитый полиэтилен, силиконовые покрытия	Кабельные масла, поливинилхлорид, фторопласты, свинец
Коэффициент воздействия	$K_{в}^{низ} = 1$	$K_{в}^{ср} = 2$	$K_{в}^{выс} = 3$

Оценим основные факторы, оказывающие наиболее существенное влияние окружающей среды на электрические кабели и кабелей на окружающую среду.

Оценка теплового воздействия кабельных линий электропередачи на окружающую среду

Для кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена ток, проходящий в экране кабеля, в определенных случаях может быть сопоставим с током, протекающим в его жиле, что вызовет дополнительное тепловыделение в самом кабеле, увеличивая температуру на его поверхности [1, 2]. Для оценки теплового воздействия на окружающую среду необходимо знать распределение температуры вблизи кабельной линии. Для определения распределения температурного поля решается задача стационарной теплопередачи в линейной постановке на основании уравнения теплопроводности, которое имеет следующий вид для линейной задачи:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y}\right) = -q, \qquad (1)$$

где λ_x, λ_y – компоненты тензора теплопроводности в направлении осей координат x и y; q – удельная мощность тепловыделения (в линейной постановке задачи – константа); T – температура.

В результате решения уравнения (1) с граничными условиями определяется температурное поле. Для выполнения данной задачи была использована программа Elcut [3], где создана модель кабельной линии с тремя небронированными кабелями с изоляцией из сшитого полиэтилена напряжением 10 кВ, проложенными в плоскости в земляной траншее на глубине 0,7 м. Для жилы кабеля и его экрана заданы мощности тепловыделения. С целью корректного решения задачи теплопроводности необходимо задать минимум два граничных условия. Для данной модели установлены граничные условие конвективного теплообмена с поверхности почвы путем задания температуры воздуха на поверхности почвы 25 ºС и коэффи-

циента теплоотдачи с поверхности почвы 0,1 Вт/(К·м^2), а также граничное условие заданной температуры (температура почвы 15 ºС). Результаты расчета представлены на рис. 1.

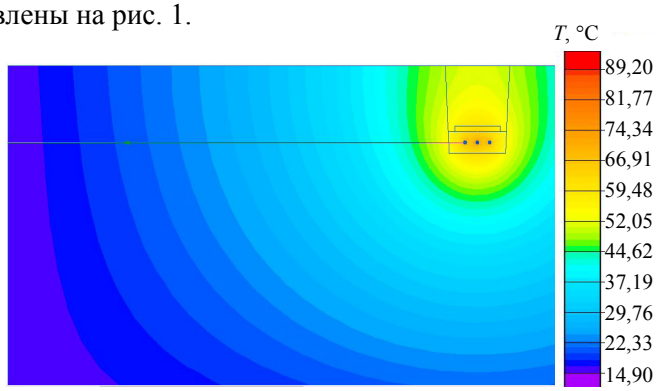

Рис. 1. Результаты теплового расчета кабельной линии напряжением 10 кВ

Fig. 1. Results of thermal calculation of 10 kV cable line

Температура жилы кабелей не превышает допустимые 90 ºС и составляет для центрального кабеля 89,2 ºС, а для крайних – по 86,42 ºС. Средняя температура на поверхности оболочки центрального кабеля составит 71,402 ºС, что на 17,798 ºС ниже, чем температура его токопроводящей жилы. В соответствии с направлением линии (рис. 1) распределение температуры будет следующим: от центра жилы крайнего левого кабеля на расстоянии 0,3 м температура почвы составит 50,2 ºС, на расстоянии 0,6; 0,9; 1,2; 1,5; 1,8; 2,1; 2,4; 2,7; 3,0; 3,3; 3,5; 3,9; 4,2; 4,5; 4,8; 5,0 м температура почвы составит 43,8; 39,2; 35,6; 32,9; 30,2; 28; 26,2; 24,5; 22,9; 21,5; 20; 18,8; 17,7; 16,4; 15,3; 15 ºС соответственно (рис. 2).

Температура почвы вблизи кабельной линии принимает достаточно высокие значения, что будет вызывать иссушение почвы вокруг линии, увеличивая концентрацию растворимых солей, например NaCl. С повышением температуры почвы на 10 ºС скорость химических реакций возрастает в два-три раза. Ввиду нагрева почвы электрическими кабелями идет снижение содержания в почве газов, в том числе и кислорода.

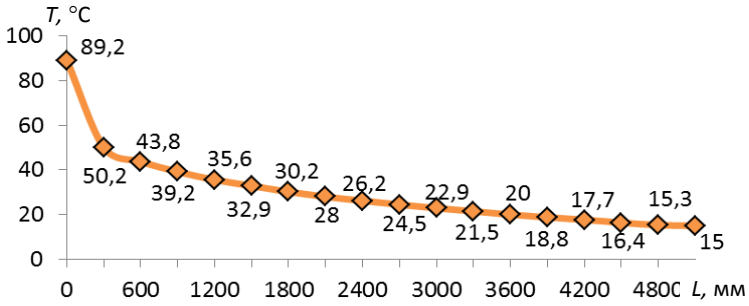

Рис. 2. Распределение температурного поля вблизи кабельной линии вдоль заданного направления

Fig. 2. Temperature field distribution near the cable line along a given direction

Это способствует формированию застойного гидрологического горизонта, что резко снизит окислительно-восстановительный потенциал почвы и ухудшит состояние растений вплоть до полной их гибели [4]. Живые организмы, находящиеся вблизи кабельной линии, подверженные воздействию повышенных температур и ухудшившие свои свойства, будут вынуждены мигрировать.

Оценка воздействия на окружающую среду материалов электрических кабелей

Для количественной оценки воздействия материалов электрических кабелей на окружающую среду был разработан подход, который основан на делении материалов электрических кабелей на три группы по уровню их воздействия на окружающую среду на материалы с низким, средним и высоким уровнями (табл. 1) [5].

Каждому из уровней был присвоен свой коэффициент воздействия $K_{\text{в}}$ (табл. 1). Данный подход учитывает не только токсичность материалов кабелей, но и их объемное содержание на участке кабеля. Так, ущерб окружающей среде от медной жилы кабеля определяется в соответствии с выражением

$$\text{У}^{\text{ж}} = K_{\text{в}}^{\text{ср}} V_{\text{жилы}}, \tag{2}$$

где $V_{\text{жилы}}$ – объемное содержание материала токопроводящей жилы в 1 м кабеля, мм^3.

Отношение ущербов окружающей среде от кабелей с традиционной изоляцией и изоляцией из сшитого полиэтилена на напряжения 10 кВ имеет вид

$$\frac{\text{У}^{\text{бми}}}{\text{У}^{\text{спэ}}} = \frac{\text{У}^{\text{ж}} + \text{У}^{\text{ф.и}} + \text{У}^{\text{п.и}} + \text{У}^{\text{св}} + \text{У}^{\text{п.бр}} + \text{У}^{\text{ст.бр}} + \text{У}^{\text{нар.п}}}{\text{У}^{\text{ж}} + \text{У}^{\text{экр.ж}} + \text{У}^{\text{из}} + \text{У}^{\text{экр.и}} + \text{У}^{\text{р.сл}} + \text{У}^{\text{экр.пр}} + \text{У}^{\text{р.сл}} + \text{У}^{\text{об}}}, \tag{3}$$

где $\text{У}^{\text{спэ}}$, $\text{У}^{\text{бми}}$ – ущерб окружающей среде от материалов электрических кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена и бумажно-масляной изоляцией; $\text{У}^{\text{ж}}$, $\text{У}^{\text{ф.и}}$, $\text{У}^{\text{п.и}}$, $\text{У}^{\text{св}}$, $\text{У}^{\text{п.бр}}$, $\text{У}^{\text{ст.бр}}$, $\text{У}^{\text{нар.п}}$ – то же от конструктивных элементов кабеля с бумажно-масляной изоляцией – жилы, фазной изоляции, поясной изоляции, свинцовой оболочки, подушки под броню, брони, наружного покрова; $\text{У}^{\text{ж}}$, $\text{У}^{\text{экр.ж}}$, $\text{У}^{\text{из}}$, $\text{У}^{\text{экр.и}}$, $\text{У}^{\text{р.сл}}$, $\text{У}^{\text{экр.пр}}$, $\text{У}^{\text{р.сл}}$, $\text{У}^{\text{об}}$ – то же от конструктивных элементов кабеля с изоляцией из сшитого полиэтилена – жилы, экрана по жиле, изоляции, экрана по изоляции, разделительного слоя, экрана из медных проволок, разделительного слоя, оболочки.

Структура формулы (3) отражает, во сколько раз ущерб окружающей среде от материалов электрических кабелей с традиционной изоляцией превышает ущерб окружающей среде от материалов аналогичных кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена. Результаты расчетов влияния материалов электрических кабелей напряжением 10 и 110 кВ на окружающую среду, с точки зрения применяемых материалов, представлены в табл. 2.

Таблица 2

Отношение ущербов окружающей среде от материалов электрических кабелей с бумажно-масляной изоляцией по сравнению с кабелями с изоляцией из сшитого полиэтилена

The ratio of environmental damages caused by materials of electric cables with paper-oil insulation compared with the one caused by cables with insulation of cross-linked polyethylene

$U_{ном}$, кВ	$У^{бми}/У^{спэ}$							
	С полиэтиленовой оболочкой				С поливинилхлоридной оболочкой			
	Бронированный КСПЭ		Небронированный КСПЭ		Бронированный КСПЭ		Небронированный КСПЭ	
	Медная жила	Алюминиевая жила	Медная жила	Алюминиевая жила	Медная жила	Алюминиевая жила	Медная жила	Алюминиевая жила
10	1,539	1,587	1,954	2,064	1,349	1,376	1,659	1,722
110	1,436	1,447	1,672	1,692	1,314	1,321	1,522	1,535

Кабели с изоляцией из сшитого полиэтилена на напряжение 10 кВ в зависимости от наличия брони, материала жилы и типа оболочки будут оказывать меньшее влияние на окружающую среду по сравнению с линиями с традиционной изоляцией (до 2,064 раза). Для линий напряжением 110 кВ преимущество кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена достигает почти 1,7 раза.

Влияние окружающей среды на кабельные линии электропередачи

К основным факторам влияния окружающей среды на электрические кабели относят: влагу, воздействия тепловое, ультрафиолетового спектра солнечного излучения, кислорода воздуха, растворов щелочей и кислот, коррозионное [6]. Для кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена характерно появление водных триингов в результате проникновения воды при диффузии через оболочку (нарушение целостности оболочки и соединительных муфт вдоль проволок токопроводящих жил). Для кабелей с традиционной изоляцией характерны коррозионные процессы разрушения металлических оболочек, а также защитных покровов в результате химического, механического и электрического воздействия окружающей среды, что приводит к потере герметичности, увлажнению бумажно-масляной изоляции, ухудшению электрических свойств кабелей [7].

Со стороны окружающей среды наблюдается тепловое воздействие на электрические кабели, вызывая деструкцию полимерных материалов и оказывая воздействие на тепловой режим кабеля, а значит, и на его пропускную способность. Так, для оценки воздействия параметров окружающей среды на тепловой режим электрических кабелей воспользуемся программой Elcut [8], в которой создана модель кабельной линии. При изменении температуры почвы на 10 ºС (с 15 до 5 ºС) температура жилы снизится на 8,8 ºС (с 89,2 до 80,4 ºС) при неизменной теплопроводности почвы (1,8 Вт/(К·м)). Следовательно, при снижении температуры почвы температура жилы кабеля при неизменной его нагрузке будет также снижаться. В результате представляется возможным увеличить токовую нагрузку

кабеля на такое значение, пока температура жилы не достигнет допустимой 90 ºС. При уменьшении теплопроводности почвы на 0,6 Вт/(К·м) (с 1,8 до 1,2 Вт/(К·м)) температура жилы кабеля повысится на 25,1 ºС (с 89,2 до 114,3 ºС). В данных условиях температура жилы кабеля превышает допустимое значение. Для возврата ее в допустимые пределы необходимо снижать токовую нагрузку кабелей. Если этого не сделать, то возможен перегрев кабеля, т. е. превышение допустимой температуры нагрева его изоляции и последующий отказ.

Оценку влияния параметров окружающей среды на электрический кабель, прокладываемый на открытом воздухе, выполним также с помощью программы Elcut. Рассмотрим, каким образом будет изменяться температурный режим электрического кабеля при изменении температуры воздуха и коэффициента теплоотдачи с его поверхности. Заданы температура воздуха 25 ºС и коэффициент теплоотдачи с поверхности кабеля 10 Вт/(К·м^2). Результаты расчета для среднего кабеля представлены на рис. 3. Распределение температуры внутри электрического кабеля вдоль заданной линии (рис. 3) в зависимости от теплопроводностей материалов кабеля [9] отображает график на рис. 4. Прямой участок на рис. 4 соответствует температуре экрана из медных проволок, которая составит 72,2 ºС в заданных условиях.

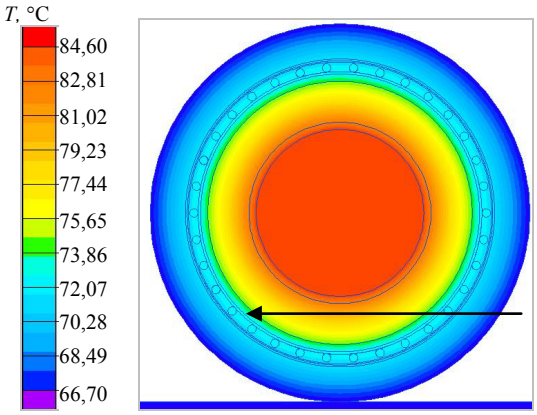

Рис. 3. Результаты теплового расчета для среднего кабеля при прокладке кабельной линии на открытом воздухе

Fig. 3. Results of thermal calculation for an average cable when laying the cable line in the open air

При изменении температуры окружающего воздуха на 15 ºС (с 25 до 10 ºС) температура жилы кабеля снизится аналогичным образом на 15 ºС (с 84,6 до 69,6 ºС). При уменьшении коэффициента теплоотдачи на 4 Вт/(К·м^2) (с 10 до 6 Вт/(К·м^2)) температура жилы кабеля повысится на 27,8 ºС (с 84,6 до 112,4 ºС). В данных условиях температура жилы превышает допустимое значение, следовательно, для возврата ее в допустимые пределы необходимо снижать токовую нагрузку кабелей. Задав температуру поглощающей поверхности кабеля 75 ºС и коэффициент поглощения поверхности 0,8 [10], исследовалось влияние солнечной радиации на тепловой режим кабеля; в результате с учетом солнечной радиации температура жилы кабеля повысилась на 3,5 ºС.

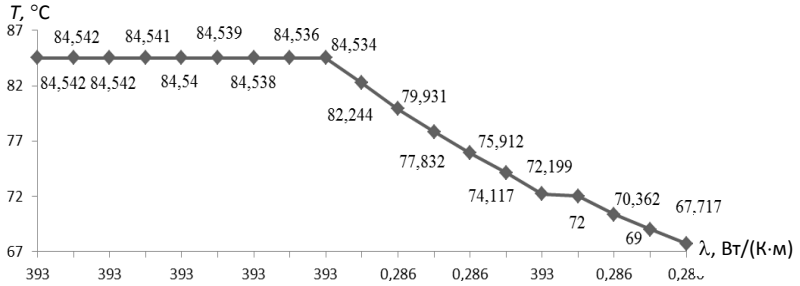

Рис. 4. Распределение температуры внутри электрического кабеля вдоль заданной линии

Fig. 4. Temperature distribution inside the electrical cable along a given line

Сопоставительный анализ воздействия на окружающую среду электрических кабелей с различной изоляцией

Большее тепловое воздействие на окружающую среду будут оказывать кабели с изоляцией из сшитого полиэтилена ввиду их большей допустимой температуры нагрева токопроводящей жилы, а нагрев их экранов из медных проволок дополнительно повышает температуру на поверхности кабеля. Большее влияние на окружающую среду материалов электрических кабелей будут оказывать кабели с традиционной бумажно-масляной изоляцией за счет применения в них свинца и кабельного масла. Проведем сопоставительный анализ воздействия электрических кабелей с обоими видами изоляции на окружающую среду. Общий ущерб, наносимый окружающей среде кабельными линиями электропередачи, в относительных единицах может быть определен по формуле

$$У_* = У_*^{тепл} У_*^{матер}, \tag{4}$$

где $У_*^{тепл}$, $У_*^{матер}$ – ущерб окружающей среде от теплового воздействия кабельных линий и материалов кабелей.

Формулу (4) приведем к виду

$$\frac{У^{бми}}{У^{спэ}} = \frac{У_{бми}^{тепл}}{У_{спэ}^{тепл}} \frac{У_{бми}^{матер}}{У_{спэ}^{матер}}, \tag{5}$$

где $У_{бми}^{тепл}$, $У_{спэ}^{тепл}$ – ущерб окружающей среде от теплового воздействия кабельных линий с кабелями с традиционной изоляцией и изоляцией из сшитого полиэтилена; $У_{бми}^{матер}$, $У_{спэ}^{матер}$ – то же от материалов электрических кабелей с традиционной изоляцией и изоляцией из сшитого полиэтилена.

Рассматривать температуру на поверхности кабелей следует в некотором диапазоне, так как в течение суток она постоянно изменяется. Для проведения более корректного и полного сравнительного анализа примем превышение температуры на поверхности кабеля с изоляцией из

сшитого полиэтилена над температурой на поверхности кабеля с бумажно-масляной изоляцией в 1,6; 1,5; 1,4; 1,3 1,2; 1,1 раза. Для этих значений выполним расчеты по формуле (5), результаты которых представим в табл. 3.

Таблица 3

Сравнительный анализ воздействия на окружающую среду кабелей с традиционной бумажно-масляной изоляцией и с изоляцией из сшитого полиэтилена, в зависимости от соотношения температур на их поверхностях

Comparative analysis of the impact of cables with traditional paper-oil insulation and cross-linked polyethylene insulation on the environment depending on the temperature ratio on their surfaces

$U_{ном}$, кВ	$\frac{T^{спэ}_{пов}, °C}{T^{бми}_{пов}, °C}$	$\frac{У^{бми}}{У^{спэ}}$							
		С полиэтиленовой оболочкой				С поливинилхлоридной оболочкой			
		Бронированный кабель с изоляцией из сшитого полиэтилена		Небронированный кабель с изоляцией из сшитого полиэтилена		Бронированный кабель с изоляцией из сшитого полиэтилена		Небронированный кабель с изоляцией из сшитого полиэтилена	
		Медная жила	Алюминиевая жила	Медная жила	Алюминиевая жила	Медная жила	Алюминиевая жила	Медная жила	Алюминиевая жила
10	1,6	0,962	0,992	1,221	1,290	0,843	0,860	1,037	1,076
	1,5	1,027	1,059	1,303	1,377	0,90	0,918	1,107	1,149
	1,4	1,099	1,133	1,395	1,474	0,963	0,982	1,185	1,230
	1,3	1,183	1,220	1,503	1,587	1,037	1,058	1,276	1,324
	1,2	1,251	1,290	1,589	1,678	1,097	1,119	1,349	1,40
	1,1	1,399	1,443	1,776	1,876	1,226	1,251	1,508	1,565
110	1,6	0,897	0,904	1,045	1,057	0,821	0,826	0,951	0,959
	1,5	0,958	0,965	1,115	1,129	0,876	0,881	1,015	1,024
	1,4	1,025	1,033	1,194	1,208	0,938	0,943	1,087	1,096
	1,3	1,104	1,113	1,286	1,301	1,010	1,016	1,170	1,180
	1,2	1,167	1,176	1,359	1,376	1,068	1,074	1,237	1,248
	1,1	1,305	1,315	1,520	1,538	1,194	1,201	1,383	1,395

Ущерб окружающей среде от кабельных линий напряжением 10 кВ с небронированными кабелями с изоляцией из сшитого полиэтилена (независимо от типа их оболочки) будет меньше, чем от линии с аналогичными кабелями с традиционной бумажно-масляной изоляцией на всем рассматриваемом диапазоне соотношения температур на их поверхностях (1,1–1,6 раза). Линии с бронированными кабелями с изоляцией из сшитого полиэтилена в поливинилхлоридной оболочке будут наносить меньший ущерб окружающей среде, чем линии с аналогичными кабелями с традиционной изоляцией, пока температура на их поверхности будет не более чем в 1,35 раза выше температуры на поверхности традиционных кабелей, а в случае с полиэтиленовой оболочкой – не более чем в 1,55 раза.

Кабельные линии напряжением 110 кВ с небронированными кабелями с изоляцией из сшитого полиэтилена и полиэтиленовой оболочкой будут наносить меньший ущерб окружающей среде по сравнению с аналогичными линиями с кабелями с традиционной изоляцией на всем рассматриваемом диапазоне соотношения температур. Если материал оболочки поливинилхлорид, то меньший ущерб окружающей среде по сравнению с линией с традиционными кабелями будет, пока температура на поверхностях кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена не превысит более чем в 1,5 раза температуру на поверхностях традиционных кабелей.

Ущерб окружающей среде от линий с бронированными кабелями с изоляцией из сшитого полиэтилена на напряжение 110 кВ в поливинилхлоридной или полиэтиленовой оболочке по сравнению с аналогичными линиями с кабелями с традиционной изоляцией будет меньше, пока температура на их поверхностях будет не более чем в 1,3 и 1,4 раза соответственно выше, чем на поверхностях аналогичных традиционных кабелей.

ВЫВОДЫ

1. Большее тепловое воздействие на окружающую среду будут оказывать электрические кабели с изоляцией из сшитого полиэтилена, чем традиционные кабели.

2. Воздействие на окружающую среду материалов электрических кабелей на напряжение 10 и 110 кВ с изоляцией из сшитого полиэтилена меньше, чем традиционных кабелей, в 2 и 1,7 раза соответственно.

3. Определено, что при уменьшении теплопроводности почвы на 0,6 Вт/(К·м) (с 1,8 до 1,2 Вт/(К·м)) температура жилы кабеля повысится на 25,1 ºС (с 89,2 до 114,3 ºС). При уменьшении коэффициента теплоотдачи с поверхности кабеля, проложенного на открытом воздухе, на 4 Вт/(К·м^2) (с 10 до 6 Вт/(К·м^2)) температура жилы кабеля повышается на 27,8 ºС (с 84,6 до 112,4 ºС). Солнечная радиация повышает температуру жилы кабеля на 3,5 ºС.

4. Проведен сопоставительный анализ комплексного влияния на окружающую среду линий электропередачи с кабелями с изоляцией из сшитого полиэтилена и кабелями с традиционной бумажно-масляной изоляцией. Оказалось, что кабели с изоляцией из сшитого полиэтилена на напряжение 10 кВ наносят меньший ущерб окружающей среде при превышении температуры на их поверхностях от 1,1 до 1,35 раза по сравнению с температурой на поверхностях аналогичных традиционных кабелей с бумажно-масляной изоляцией, а для линий напряжением 110 кВ – при превышении температур от 1,1 до 1,3 раза.

ЛИТЕРАТУРА

1. Короткевич, М. А. Эксплуатация электрических сетей / М. А. Короткевич. Минск: Вышэйш. шк., 2005. 364 с.
2. Силовые кабельные линии напряжением 6–110 кВ. Нормы проектирования по прокладке кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена пероксидной сшивки: ТКП 611–2017 (33240). Введ. 28.07.2017. Минск: Минскэнерго, 2017. 146 с.

3. Elcut. Новый подход к моделированию полей [Электронный ресурс]. Режим доступа: https://elcut.ru/. Дата доступа: 28.11.2018.
4. Белорусская государственная сельскохозяйственная академия [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://www.baa.by/. Дата доступа: 28.11.2018.
5. Мещанов, И. А. Экологические аспекты кабельного производства / И. А. Мещанов // Кабели и провода. 2000. № 5. С. 1–6.
6. Короткевич, М. А. Эффективность применения кабелей напряжением 6–110 кВ с изоляцией из сшитого полиэтилена. Ч. 2 / М. А. Короткевич, С. И. Подгайский, А. В. Голомуздов // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2017. Т. 60, № 6. С. 505–522. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-6-505-522.
7. Malmedal, K. The Effect of Underground Cable Diameter on Soil Drying, Soil Thermal Resistivity and Thermal Stability / K. Malmedal, C. Bates, D. Cain // IEEE Green Technologies Conference, Kansas City, 2016. P. 35–39.
8. Elcut. Моделирование электромагнитных, тепловых и упругих полей методом конечных элементов: Версия 6.3.1. Руководство пользователя [Электронный ресурс]. Режим доступа: https://elcut.ru/downloads/manual_r_pocket.pdf. Дата доступа: 28.11.2018.
9. Кабели электрические. Расчет номинальной токовой нагрузки. Ч. 2–1. Тепловое сопротивление. Расчет теплового сопротивления: ГОСТ Р МЭК 60287-2-1–2009. Введ. 26.06.2009. М.: Федер. аг-тво по технич. регулир. и метрологии, 2009. 30 с.
10. Короткевич, М. А. Монтаж электрических сетей / М. А. Короткевич. Минск: БНТУ, 2016. 68 с.

Поступила 26.02.2019 Подписана в печать 10.05.2019 Опубликована онлайн 30.09.2019

REFERENCES

1. Korotkevich M. A. (2005) *Operation of Electrical Networks*. Minsk, Vysheishaya Shkola Publ. 364 (in Russian).
2. TCP 611–2017 (33240). *Power Cable Lines of 6–110 kV. Design Standards for Installing Cables with Insulation of Cross-Linked Peroxide Crosslinking Polyethylene*. Minsk, Minskenergo, 2017. 146 (in Russian).
3. *QuickField. A New Approach to Field Modeling.* Available at: https://quickfield.com/. (Accessed 28 November 2018) (in Russian).
4. *Belarusian State Agricultural Academy*. Available at: http://www.baa.by/en/ (Accessed 28 November 2018) (in Russian).
5. Meshchanov I. A. (2000) Environmental Aspects of Cable Production. *Kabeli i Provoda = Cables and Wires,* (5), 1–6 (in Russian).
6. Korotkevich M. A., Podgaiskiy S. I., Golomuzdov A. V. (2017) The Efficacy of the Cables of 6–110 kV with XLPE Insulation. Part 2. *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Obedinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations,* 60 (6), 505–522 (in Russian). https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-6-505-522.
7. Malmedal K., Bates C., Cain D. (2016) The Effect of Underground Cable Diameter on Soil Drying, Soil Thermal Resistivity and Thermal Stability. *IEEE Green Technologies Conference (GreenTech)*. Kansas City, 35–39. https://doi.org/10.1109/greentech.2016.14.
8. *Elcut. Modeling of Electromagnetic, Thermal and Elastic Fields by the Finite Element Method: Version 6.3.1. User's Manual.* Available at: https://elcut.ru/downloads/manual_r_pocket.pdf. (Accessed 28 November 2018) (in Russian).
9. State Standart R IEC 60287-2-1–2009. *Electric Cables. Calculation of Current Rating. Part 2–1. Thermal Resistance. Calculation of Thermal Resistance*. Moscow, Federal Agency for Technical Regulation and Metrology, 2009. 30 (in Russian).
10. Korotkevich M. A. (2016) *Installation of Electrical Networks*. Minsk, BNTU. 68 (in Russian).

Received: 26 February 2019 Accepted: 10 May 2019 Published online: 30 September 2019

https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-433-444

УДК 621.317.38

Искажающая электрическая мощность переменного тока в простейшей цепи с диодом

А. В. Бялобржеский[1], Д. Й. Родькин[1]

[1]Кременчугский национальный университет имени Михаила Остроградского (Кременчуг, Украина)

© Белорусский национальный технический университет, 2019
Belarusian National Technical University, 2019

Реферат. Развитие электроэнергетики сопровождается увеличением количества потребителей, имеющих в своем составе нагрузки с нелинейными характеристиками. Возникающая проблема искажения электрической энергии при работе указанных потребителей частично решается применением средств повышения качества электрической энергии. Увеличение доли малых генерирующих установок, размещаемых в узлах потребителей, усугубляет взаимодействие нелинейных нагрузок, образуя дополнительные параллельные потоки электрической энергии. Искаженная электрическая энергия не является учетным показателем. Существующие взгляды на искажающую мощность поддаются критике. В известных работах обоснованы предложения по оценке мощности с использованием ее квадратичной нормы и квадратичных норм ее компонент. Для анализа процессов формирования компонент электрической мощности рассмотрена схема простейшей цепи, содержащая последовательно соединенные источник электродвижущей силы, резисторы и диод, с условным разделением схемы на источник и потребитель. Используя выражения тока и напряжения как периодических функций, представленных посредством тригонометрической формы рядов Фурье, выполнен анализ формирования мощности каждого элемента схемы. Разделены компоненты мощности с использованием известного взаимодействия гармонических составляющих тока и напряжения различного порядка. Для элементов схемы выделены компоненты мощности, образованные гармониками тока и напряжения одного порядка, компоненты мощности, образованные гармониками тока и напряжения разного порядка, в которых, в свою очередь, выделены компоненты мощности, имеющие такой же порядок, как и первые. Предложено мощность, образованную действием последней группы, отнести к искажающей мощности, а ее действие учитывать соответствующей квадратичной нормой. С использованием указанного распределения компонент мощности выполнен численный расчет. Временными диаграммами проиллюстрирован процесс взаимодействия компонент мощности, что в случае диода приводит к отсутствию изменений мощности во времени.

Ключевые слова: периодические ток и напряжение, гармоники тока и напряжения, компоненты мощности, искажающая мощность, норма мощности

Для цитирований: Бялобржеский, А. В. Искажающая электрическая мощность переменного тока в простейшей цепи с диодом / А. В. Бялобржеский, Д. Й. Родькин // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ.* 2019. Т. 62. № 5. С. 433–444. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-433-444

Адрес для переписки
Бялобржеский Алексей Владимирович
Кременчугский национальный университет
имени Михаила Остроградского
ул. Первомайская, 20
39600, г. Кременчуг, Украина
Тел. +380 5366 3-00-50
seemal@kdu.edu.ua

Address for correspondence
Bialobrzheskyi Olexii V.
Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi
National University
20 Pershotravneva str.,
39600, Kremenchuk, Ukraine
Tel.: +380 5366 3-00-50
seemal@kdu.edu.ua

Distorting Electrical Power of the Alternating Current in the Simplest Circuit with a Diode

O. V. Bialobrzheskyi[1)], D. Y. Rod`kin[1)]

[1)]Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University (Kremenchuk, Ukraine)

Abstract. The development of electric power industry is accompanied by an increase in the number of consumers subjected to loads with nonlinear characteristics. The arising problem of the distortion of electrical energy that takes place when the mentioned consumers are in operation is partially solved by using means of improving the quality of electrical energy. The increase in the share of small generating plants that are placed in the nodes of consumers exacerbates the interaction of non-linear loads, forming additional parallel streams of electrical energy. Distorted electrical power is not an indication to account. Existing views on distorting power are amenable to criticism. In the well-known works, the proposals for the assessment of power using the quadratic norm and the quadratic norms of its components have been grounded. For the analysis of processes of formation the components of electrical power, a diagram of the simplest circuit containing a series-connected source of electromotive force, resistors and a diode is considered; also, the circuit was conditionally separated into a source and a consumer. The analysis of the power formation of each circuit element is performed with the use of the expression of current and voltage, as periodic functions represented by the trigonometric form of Fourier series. The power components are separated with the use of the known interaction of harmonic components of current and voltage of different orders. For the circuit elements, the power components formed by current and voltage harmonics of the same order are selected as well as power components formed by current and voltage harmonics of different orders, in which, in their turn, the power components are selected that have the same order as the first ones. The power formed by the action of the latter group is proposed to be attributed to the distorting power and to account its action by the corresponding quadratic norm. A numerical calculation has been performed with a use of the specified power component distribution. Time diagrams illustrate the process of interaction of the power components, which–in the case of the diode–leads to no change in power over time.

Keywords: periodic current and voltage, current and voltage harmonics, power components, distorting power, power norm

For citation: Bialobrzheskyi O. V., Rod`kin D. Y. (2019) Distorting Electrical Power of the Alternating Current in the Simplest Circuit with a Diode. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 62 (5), 433–444. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-433-444 (in Russian)

Введение

Развитие электроэнергетики в части управления режимами элементов электроэнергетической системы с использованием полупроводниковых преобразователей, увеличение количества генерирующих комплексов малой и средней мощности с применением техники преобразования энергии постоянного или переменного тока заостряют проблему качества электрической энергии [1]. Повышение установленной мощности устройств полупроводниковой техники в составе электротехнологических установок оказывает негативное влияние на качество электрической энергии. Генерирующие установки электрических станций благодаря организации системы транспорта и распределения электрической энергии, специфическим схемам соединения трансформаторов подстанций, использованию устройств компенсации не ощущают влияния нарушения качества электрической энергии, которое создают указанные выше электротехнологические уста-

новки. Генерирующие установки, размещаемые территориально приближенно к потребителям (ярким примером в данном случае являются когенерирующие установки), ощущают наличие нарушения качества электрической энергии, которое в результате влияет на их режим и характеристики [2]. Таким образом, возникает ряд задач по выявлению и оценке искажения электрической энергии [2–4]. Как следствие, формулируются задачи определения виновников искажения [5] и учета количества искаженной энергии, принимая во внимание ее направление.

Анализ предыдущих исследований

В [6] ток и напряжение на элементах контура заданы с использованием тригонометрической формы ряда Фурье. При этом определены мощности каждого из элементов схемы (источника питания, омического сопротивления, диода) в виде

$$p = ui = P_0 + \sum_s P_s \cos(s\omega t),$$

где P_0 – постоянная мощность (среднее значение); P_k – амплитуда колебаний s-х гармоник мощности; ω – угловая частота колебаний.

В результате соответствующие амплитуды мощности сведены в таблицу, на основании которой сделан вывод о том, что представление мощности диода посредством умножения амплитуд гармонических составляющих напряжения и тока подробно раскрывают гармоники мощности и обнаруживают процессы распределения последней в схеме. Но, как отмечается в ряде работ [7–9], анализ процесса образования мощности и порядка гармоник последней определенным образом отражает известные энергетические показатели. Так, в [10], используя периодические, полигармонические напряжение и ток $u = \sum_k u_k = \sqrt{2}\sum_k U_k \sin(k\omega t + \psi_{uk})$; $i = \sum_n i_n = \sqrt{2}\sum_n I_n \sin(n\omega t + \psi_{in})$ (где k, n – номер гармоники напряжения и тока; U_k, I_n – действующее значение гармоники напряжения и тока; ψ_{uk}, ψ_{ik} – начальная фаза напряжения и тока), анализируют порядок расчета гармоник мощности:

$$p = \sum_k u_k \sum_n i_n = \sum_{k,n} U_k I_n \cos\left[(k-n)\omega t + \psi_{uk} - \psi_{in}\right] -$$

$$- \sum_{k,n} U_k I_n \cos\left[(k+n)\omega t + \psi_{uk} + \psi_{in}\right].$$

Используя в таком случае активную мощность в виде

$$P = \frac{1}{T}\int_{t_0}^{t_0+T} p\,dt = \sum_{k,n}\left[U_k I_n \cos(\psi_{uk} - \psi_{in})\right],$$

вводят среднеквадратичное значение мощности

$$P_{rms} = \sqrt{\frac{1}{T}\int_{t_0}^{t_0+T} p^2 dt} \ ,$$

где t_0 – время начала отсчета; T – период функции.

В результате предложено выражение для расчета альтернативной реактивной мощности AQ, используя среднеквадратичное значение гармоник мощности с четным номером $P_{rms}(2m)$ (где m – целое положительное число) и активную мощность P:

$$AQ = \sqrt{2\sum\left[P_{rms}(2m)\right]^2 - P^2}.$$

А также предложено выражение для расчета альтернативной мощности искажения AD, используя среднеквадратичное значение гармоник мощности с нечетным номером $P_{rms}(2m + 1)$:

$$AD = \sqrt{2\sum\left[P_{rms}(2m+1)\right]^2}.$$

Как следствие – формула для расчета альтернативной неактивной мощности

$$AN = \sqrt{AQ^2 + AD^2}.$$

Это позволяет определить альтернативную полную мощность

$$AS = \sqrt{P^2 + AQ^2 + AD^2}.$$

Недостатком предлагаемого решения является определение показателей процесса передачи энергии на основании не мгновенной мощности p, а ее квадратичной нормы P_{rms}.

Цель работы – определение мощности искажения на основании компонент мгновенной мощности.

Результаты исследований

Рассмотрим простой контур, приведенный на рис. 1, включающий некоторый источник ЭДС e_s с внутренним сопротивлением R_s и нагрузку, содержащую сопротивление R_{ld} и идеальный неуправляемый вентиль VD. Используя по аналогии с [7] напряжение и ток диода в виде

$$u_{VD} = U_{VD.0} + \sqrt{2}\sum_{k=1,2,4,6,8,10} U_{VD.k}\cos(k\omega t);\ \ i_{VD} = I_{VD.0} + \sqrt{2}\sum_{n=1,2,4,6,8,10} I_{VD.n}\cos\left(n\omega t\right),$$

где $U_{VD.0}$, $I_{VD.0}$ – постоянная составляющая напряжения и тока диода; $U_{VD.k}$, $I_{VD.n}$ – амплитуда гармоники напряжения и тока диода, мощность диода определим по формуле

$$p_{VD} = u_{VD} i_{VD} = P_{VD0} + \sum_{s=1}^{20} P_{VD.s} \cos(s\omega t),$$

где s – номер гармоники мощности; $P_{VD.s}$ – амплитуда гармоник мощности диода.

Пренебрегая увеличением ошибки, сократим количество гармоник мощности до 20; для уменьшения объема вычислений рассмотрим лишь первые 10 гармоник мощности и ее среднее значение.

Используем предложенные в [11] обозначения: c – канонические компоненты мощности, образованные гармониками тока и напряжения при условии $s = k \pm n,\ k = n$; pc – псевдоканонические компоненты, образованные гармониками тока и напряжения при условии $s = k \pm n,\ k \neq n,$ порядок которых совпадает с порядком канонических компонент; nc – неканонические компоненты, образованные гармониками тока и напряжения при условии $s = k \pm n,\ k \neq n,$ порядок которых не совпадает с порядком канонических компонент.

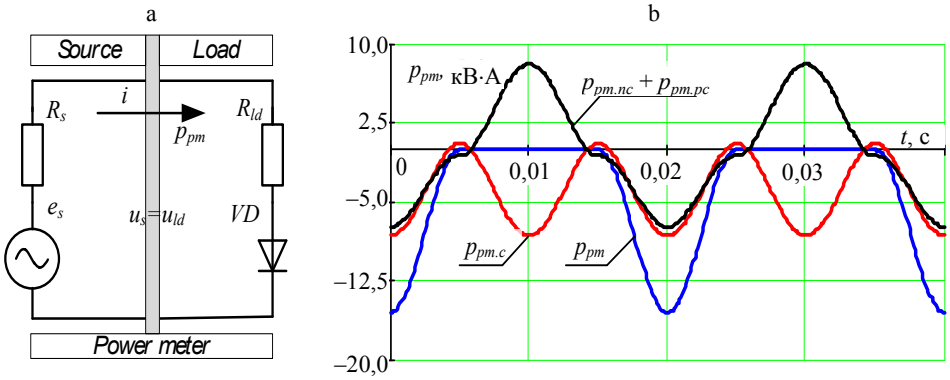

Рис. 1. Исследуемый контур: a – упрощенная схема;
b – временные диаграммы компонент мощности в месте учета

Fig. 1. The circuit under study: a – simplified diagram;
b – time diagrams of power components in the section under monitoring

Рассмотрим подробно образование амплитуд гармоник мощности диода:

$$P_{VD.0} = \underbrace{U_{VD.0} I_{VD.0} + U_{VD.1} I_{VD.1} + U_{VD.2} I_{VD.2} + U_{VD.4} I_{VD.4} + U_{VD.6} I_{VD.6} +}_{c} \rightarrow$$

$$\rightarrow \underbrace{+U_{VD.8} I_{VD.8} + U_{VD.10} I_{VD.10}}_{c} = P_{VD.0.c};$$

$$P_{VD.1} = \underbrace{U_{VD.0} I_{VD.1} + U_{VD.1} I_{VD.0} + U_{VD.1} I_{VD.2} + U_{VD.2} I_{VD.1}}_{nc} = P_{VD.1.nc};$$

$$P_{VD.2} = \underbrace{U_{VD.1}I_{VD.1}}_{c} + \underbrace{U_{VD.2}I_{VD.0} + U_{VD.0}I_{VD.2} + U_{VD.4}I_{VD.2} + U_{VD.2}I_{VD.4} + U_{VD.6}I_{VD.4} +}_{pc} \rightarrow$$

$$\rightarrow \underbrace{+ U_{VD.4}I_{VD.6} + U_{VD.8}I_{VD.6} + U_{VD.6}I_{VD.8} + U_{VD.10}I_{VD.8} + U_{VD.8}I_{VD.10}}_{pc} = P_{VD.2.c} + P_{VD.2.pc};$$

$$P_{VD.3} = \underbrace{U_{VD.1}I_{VD.2} + U_{VD.2}I_{VD.1} + U_{VD.4}I_{VD.1} + U_{VD.1}I_{VD.4}}_{nc} = P_{VD.3.nc};$$

$$P_{VD.4} = \underbrace{U_{VD.2}I_{VD.2}}_{c} +$$

$$+ \underbrace{U_{VD.0}I_{VD.4} + U_{VD.4}I_{VD.0} + U_{VD.2}I_{VD.6} + U_{VD.6}I_{VD.2} + U_{VD.4}I_{VD.8} + U_{VD.8}I_{VD.4} +}_{pc} \rightarrow$$

$$\rightarrow \underbrace{+ U_{VD.10}I_{VD.6} + U_{VD.6}I_{VD.10}}_{pc} = P_{VD.4.c} + P_{VD.4.pc};$$

$$P_{VD.5} = \underbrace{U_{VD.1}I_{VD.4} + U_{VD.4}I_{VD.1}}_{nc} = P_{VD.5.nc};$$

$$P_{VD.6} = \underbrace{U_{VD.0}I_{VD.6} + U_{VD.6}I_{VD.0} + U_{VD.2}I_{VD.4} + U_{VD.4}I_{VD.2} + U_{VD.2}I_{VD.8} +}_{pc} \rightarrow$$

$$\rightarrow \underbrace{+ U_{VD.8}I_{VD.2} + U_{VD.4}I_{VD.10} + U_{VD.10}I_{VD.4}}_{pc} = P_{VD.6.pc};$$

$$P_{VD.7} = \underbrace{U_{VD.1}I_{VD.6} + U_{VD.6}I_{VD.1} + U_{VD.1}I_{VD.8} + U_{VD.8}I_{VD.1}}_{nc} = P_{VD.7.nc};$$

$$P_{VD.8} = \underbrace{U_{VD.4}I_{VD.4}}_{c} +$$

$$+ \underbrace{U_{VD.0}I_{VD.8} + U_{VD.8}I_{VD.0} + U_{VD.2}I_{VD.6} + U_{VD.6}I_{VD.2} + U_{VD.2}I_{VD.10} + U_{VD.10}I_{VD.2}}_{pc} =$$

$$= P_{VD.8.c} + P_{VD.8.pc};$$

$$P_{VD.9} = \underbrace{U_{VD.1}I_{VD.8} + U_{VD.8}I_{VD.1} + U_{VD.1}I_{VD.10} + U_{VD.10}I_{VD.1}}_{nc} = P_{VD.9.nc};$$

$$P_{VD.10} = \underbrace{U_{VD.0}I_{VD.10} + U_{VD.10}I_{VD.0} + U_{VD.2}I_{VD.8} + U_{VD.8}I_{VD.2} +}_{pc} \rightarrow$$

$$\rightarrow \underbrace{+ U_{VD.4}I_{VD.6} + U_{VD.6}I_{VD.4}}_{pc} = P_{VD.10.pc}.$$

Аналогичным образом определим гармоники мощности для всех элементов схемы (рис. 1а). Примем следующие параметры схемы: $e_s = 220\sin(2\pi 50t + 0)$ В; $R_{ld} = 2$ Ом; $R_s = 0{,}5$ Ом; элемент VD – идеальный диод. Сведем значение рассчитанных амплитуд компонент мощности в табл. 1, распределяя по группам: первая, не обозначенная символом, –

амплитуда гармоники мощности, обусловлена суммарным действием следующих групп; вторая, обозначенная символом «*c*», – амплитуда гармоники канонической компоненты мощности; третья, обозначенная символами «*pc*, *nc*», – амплитуда гармоники псевдоканонической или неканонической компонент мощности.

Таблица 1

Значение компонент мощности для схемы рис. 1

The value of power components for the circuit of fig. 1

Значение компонент мощности, В·А	Источник						Нагрузка					
	e_s			R_s			R_{ld}			VD		
		c	*pc*, *nc*		*c*	*pc*, *nc*		*c*	*pc*, *nc*		*c*	*pc*, *nc*
P_0	–4840	–4840	0	968	968	0	3872	3872	0	1	1	0
P_1	–8217	0	–8217	1644	0	1644	6573	0	6573	0	0	0
P_2	–4840	–4840	0	969	484	485	3873	1936	1937	–1	2420	–2421
P_3	–1643	0	–1643	328	0	328	1315	0	1315	0	0	0
P_4	0	0	0	0	88	–88	–2	348	–350	2	–436	438
P_5	234	0	234	–46	0	–46	–188	0	–188	0	0	0
P_6	0	0	0	1	0	1	2	0	2	–3	0	–3
P_7	–78	0	–78	16	0	16	62	0	62	0	0	0
P_8	0	0	0	–16	4	–20	–65	14	–79	81	–18	99
P_9	36	0	36	–7	0	–7	–29	0	–29	0	0	0
P_{10}	0	0	0	5	0	5	18	0	18	–23	0	–23

Учитывая определенные трудности анализа полученных в табл. 1 численных значений, придерживаясь введенных выше групп, на рис. 2 приведены диаграммы распределения амплитуд гармоник мощности всех элементов схемы. Нужно отметить, что сохраняется баланс мощности по всем гармоникам первой (рис. 2a), второй (рис. 2b) и третьей (рис. 2c) групп, который иллюстрируется равной суммарной высотой столбцов для каждой гармоники *s*. На рис 2a гармоники первой группы мощности источника питания $P_{es.s}$ полностью уравновешиваются гармониками мощности сопротивления источника питания $P_{Rs.s}$ и мощности сопротивления нагрузки $P_{Rld.s}$, при этом гармоники мощности диода $P_{VD.s}$ присутствуют на уровне ошибки расчета и визуально не различаются. Исходя из анализа распределения гармоник мощности первой группы, диод в формировании энергетического процесса участия не принимает. Определенный смысл в таком выводе есть, так как мощность идеального диода равняется нулю, но это противоречит принципу действия схемы и процессу возникновения высших гармоник в схеме в целом. Для более глубокого понимания процесса перейдем к следующей группе канонических гармоник *c* (рис. 2b). В этом случае постоянная компонента мощности (активная мощность) источника $P_{es.0.c}$ уравнове-

шивается постоянными компонентами мощностей сопротивления источника $P_{Rs.0.c}$ и мощности сопротивления нагрузки $P_{Rld.0.c}$, компонента мощности диода $P_{VD.0.c}$ при этом нулевая. Подробно механизм уравновешения компонент мощности нулевой частоты изложен в [7, 11] и в данном случае не рассматривается. Вторая каноническая гармоника мощности источника $P_{es.2.c}$ уравновешивается мощностями всех элементов схемы $P_{Rs.2.c}$, $P_{Rld.2.c}$, в том числе $P_{VD.2.c}$. При этом, исходя из рис. 2c, вторая псевдоканоническая гармоника мощности диода $P_{VD.2.pc}$, которая, придерживаясь обозначений на диаграммах, им генерируется, уравновешивается псевдоканоническими гармониками мощности сопротивлений схемы $P_{Rs.2.pc}$, $P_{Rld.2.pc}$. На основании приведенного выше анализа рассмотрим компоненты мощности диода в следующем виде:

$$p_{VD.c} = P_{VD0.c} + P_{VD.2.c}\cos(2\omega t) + P_{VD.4.c}\cos(4\omega t) + P_{VD.8.c}\cos(8\omega t);$$

$$p_{VD.pc} = P_{VD.2.pc}\cos(2\omega t) + P_{VD.4.pc}\cos(4\omega t) + P_{VD.6.pc}\cos(6\omega t) +$$

$$+ P_{VD.8.pc}\cos(8\omega t) + P_{VD.10.pc}\cos(10\omega t);$$

$$p_{VD.nc} = P_{VD.1.nc}\cos(1\omega t) + P_{VD.3.nc}\cos(3\omega t) + P_{VD.5.pc}\cos(5\omega t) +$$

$$+ P_{VD.7.pc}\cos(7\omega t) + P_{VD.9.pc}\cos(9\omega t);$$

$$p_{VD} = p_{VD.c} + p_{VD.pc} + p_{VD.nc}.$$

В связи с наличием в составе тока и напряжения только нулевой, первой и четных высших гармоник канонические гармоники мощности порядка $s = 3 + 3 = 6$ и $s = 5 + 5 = 10$ отсутствуют. Временные диаграммы мощности для всех элементов контура (мгновенной мощности p, канонических компонент мощности p_c, неканонических и псевдоканонических компонент мощности $p_{pc} + p_{nc}$) приведены на рис. 3. Особое внимание следует обратить на рис. 3d.

Как было указано ранее, опираясь на диаграммы гармоник мощности (рис 2), неканонические и псевдоканонические компоненты мощности диода $p_{VD.pc} + p_{VD.nc}$ уравновешивают действие канонических компонент мощности диода $p_{VD.c}$. Нужно подчеркнуть, что при таком распределении компонент мощности в соответствии с теоремой Телледжена выполняется их декомпозиция для каждой группы:

$$\begin{cases} p_{es} + p_{Rs} + p_{Rld} + p_{VD} = 0; \\ p_{es.c} + p_{Rs.c} + p_{Rld.c} + p_{VD.c} = 0; \\ p_{es.pc} + p_{Rs.pc} + p_{Rld.pc} + p_{VD.pc} = 0; \\ p_{es.nc} + p_{Rs.nc} + p_{Rld.nc} + p_{VD.nc} = 0. \end{cases}$$

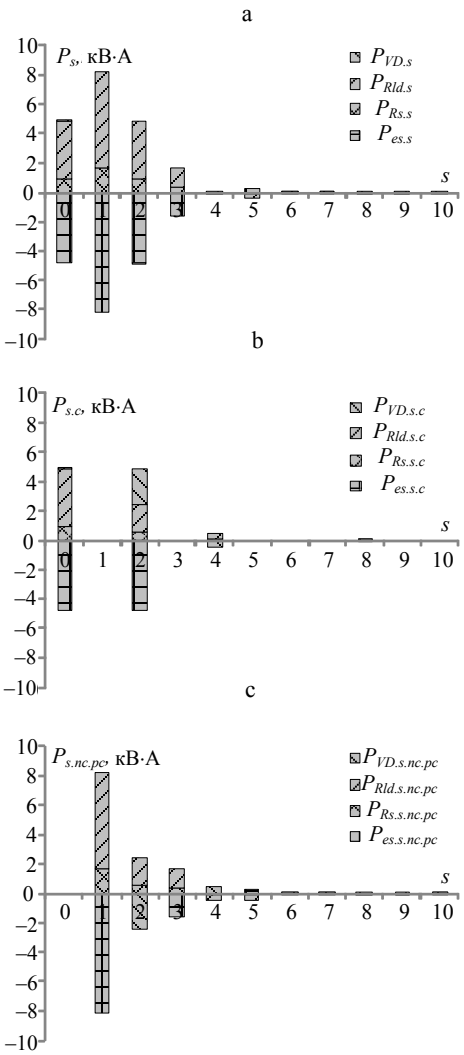

Рис. 2. Распределение гармоник мощности компонент:
a – суммарных; b – канонических;
c – псевдоканонических и неканонических

Fig. 2. Distribution of power harmonics components: a – total; b – canonical; c – pseudo-canonical and non-canonical

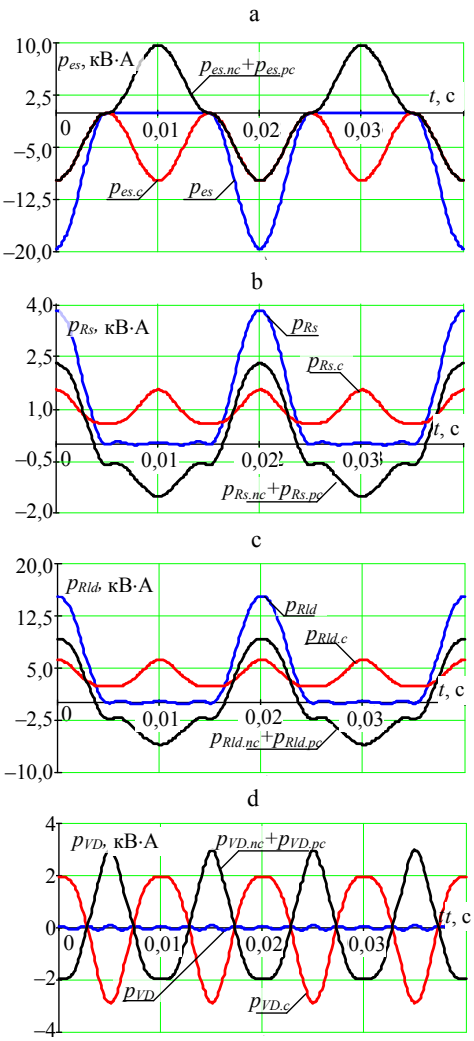

Рис. 3. Временные диаграммы компонент мощности: a – источника;
b – сопротивления источника;
c – сопротивления нагрузки; d – диода

Fig. 3. Time diagrams of power components: a – source; b – source resistance; c – load resistance; d – diode

Первое выражение отвечает в целом закону сохранения энергии в контуре, второе – закону сохранения при учете взаимодействия гармоник тока и напряжения одного порядка, на основании чего определяются активная и реактивная мощности в схеме. Последние два выражения дают основание для оценки искажающего влияния элемента схемы. Используя результаты из [5, табл. 1], по аналогии с [8] предлагается определять искажающую электрическую мощность как норму соответствующих компонент мощности элемента схемы

$$D_{pc.nc} = \sqrt{\frac{1}{T}\int_{t_0}^{t_0+T}\left(p_{cp} + p_{nc}\right)^2 dt}.$$

Таким образом, искажающая электрическая мощность в месте учета:

$$D_{source} = \sqrt{\frac{1}{T}\int_{t_0}^{t_0+T}\left(p_{es.pc} + p_{Rs.pc} + p_{es.nc} + p_{Rs.nc}\right)^2 dt};$$

$$D_{load} = \sqrt{\frac{1}{T}\int_{t_0}^{t_0+T}\left(p_{Rld.pc} + p_{VD.pc} + p_{Rld.nc} + p_{VD.nc}\right)^2 dt}.$$

Дополняя табл. 1 источника [7], включающую активную P, полную S, неактивную N и реактивную Q_H мощности, полученные для схемы на рис. 1, результатами расчета, выполненного с использованием предложенных соотношений, получена табл. 2. Не повторяя выводы, сделанные в [7], обратим внимание на то, что известные показатели активной, реактивной мощности основной гармоники (P_{11}, Q_{11}) и высших гармоник (P_{hh}, Q_{hh}) сбалансированы по элементам схемы (сумма по столбцу равна нулю, что соответствует теореме Телледжена), реактивная мощность в схеме отсутствует, диод «генерирует» высшие гармоники мощности.

Таблица 2

Сводные результаты расчета интегральных показателей мощности

Summary results of calculation of integrated power indicators

Показатель мощности		P, Вт	S, В·А	N, В·А	Q_H, вар	P_{rms}, В·А	P_{11}, Вт	Q_{11}, вар	P_{hh}, Вт	Q_{hh}, вар	P_c, В·А	$D_{pc.nc}$, В·А	$D_{pc.nc}$, В·А
Источник	e_s	–4833	6837	4837	–1,8	8374	–4840	0	0	0	5925	5926	4946
	R_s	966	966	0	395	1675	484	0	483,8	0	1028	1235	
Нагрузка	R_{ld}	3866	3866	0	1584	6699	1936	0	1935	0	4113	4943	4946
	VD	0	4837	4837	–1981	32,38	2420	0	–2420	0	1739	1741	

ВЫВОДЫ

1. В ходе исследования распределения компонент гармоник мощности по амплитуде отмечено отсутствие гармоник мощности диода в общем случае и их существование в группах канонических, псевдоканонических и неканонических, на основании чего определено влияние последних на результирующую мощность диода.

2. Анализ компонент мощности с распределением на группы канонических, псевдоканонических и неканонических с соблюдением теоремы Телледжена раскрывает связь ненулевой активной мощности диода по основной гармонике тока и напряжения с нулевой мгновенной мощностью.

3. Учитывая выполнение баланса мощности, отделяя компоненты мощности, образованные гармониками тока и напряжения, которые имеют одинаковые частоты, предложено определение искажающей электрической мощности как квадратичной нормы псевдоканонической и неканонической компонент электрической мощности.

4. Полученные результаты нуждаются в обобщении для произвольных периодических функций тока и напряжения с целью определения качественных показателей электрической мощности и соответственно электрической энергии цепи произвольной конфигурации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Жежеленко, И. В. Основные направления повышения эффективности производства, передачи и распределения электрической энергии / И. В. Жежеленко // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61, № 1. С. 28–35. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-1-28-35.
2. Toups, T. N. Advanced Metering Infrastructure's Measurement of Working Reflected and Detrimental Active Power in Microgrids / T. N. Toups, L. S. Czarnecki // 2014 IEEE Green Energy and Systems Conference (IGESC), Long Beach. CA, 2014. P. 41–46. https://doi.org/10. 1109/igesc.2014.7018638.
3. Gallo, D. Power Meter Verification Issue: Reactive Power Measurement in Non-Sinusoidal Conditions / D. Gallo, C. Landi, M. Luiso // 2015 IEEE International Instrumentation and Measurement Technology Conference (I2MTC) Proceedings. Pisa, 2015. P. 1255–1260. https://doi.org/10.1109/i2mtc.2015.7151453.
4. Волошко, А. В. Влияние качества электроэнергии на точность показаний электросчетчиков: обзор исследований / А. В. Волошко, Д. В. Филянин // Вісник Кременчуцького національного університету імені Михаила Остроградського. 2014. Т. 87, № 4. С. 38–43.
5. Учет неактивных составляющих полной мощности / Ю. А. Сиротин [и др.] // Вестник Национального технического университета «Харьковский политехнический институт». Сер. Системный анализ, управление и информационные технологии. 2017. Т. 948, № 42. С. 71–76.
6. Сендерович, Г. А. Определение долевого участия субъектов в ответственности за нарушение симметрии напряжений / Г. А. Сендерович // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Сер. «Електротехніка і енергетика». Донецьк: ДонНТУ. 2011. Т. 186, вип. 11. С. 330–335.
7. Bialobrzheskyi, O. Electric Energy Power in the Series Circuit with a Static Resistance Element and a Diode / O. Bialobrzheskyi, A. Gladyr // Jornal of Electrical Engineering. 2018. No 1. P. 220–226.
8. Jeltsema, D. Budeanu's Concept of Reactive and Distortion Power Revisited / D. Jeltsema // 2015 International School on Nonsinusoidal Currents and Compensation (ISNCC). Lagow, 2015. P. 1–6. https://doi.org/10. 1109/isncc.2015.7174697.
9. Жемеров, Г. Г. Зависимость дополнительных потерь в трехфазных системах электроснабжения от реактивной мощности и пульсаций мгновенной активной мощности / Г. Г. Жемеров, Д. В. Тугай // Техническая электродинамика. 2015. № 4. С. 66–70.
10. Survey about Classical and Innovative Definitions of the Power Quantities Under Nonsinusoidal Conditions. International / G. Bucci [et al.] //Journal of Emerging Electric Power Systems. 2017. Vol. 18, No 3. P. 1–16. https://doi.org/10.1515/ijeeps-2017-0002.
11. Bialobrzheskyi, O. Power Components of Electric Energy for Technical and Commercial Electricity Metering / O. Bialobrzheskyi, D. Rod'kin, A. Gladyr // Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu. 2018. No 2. P. 70–79. https://doi.org/10.29202/nvngu/ 2018-2/10.

Поступила 22.08.2018 Подписана в печать 10.01.2019 Опубликована онлайн 30.09.2019

REFERENCES

1. Zhezhelenko I. V. (2018) The Main Directions of Improving the Efficiency of Production, Transmission and Distribution of Electrical Energy. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Obedinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations,* 61 (1), 28–35 (in Russian). https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-1-28-35.
2. Toups T. N., Czarnecki L. S. (2014) Advanced Metering Infrastructure's Measurement of Working, Reflected, and Detrimental Active Power in Microgrids. *2014 IEEE Green Energy and Systems Conference (IGESC), Long Beach, CA*, 2014, 41–46. https://doi.org/10.1109/igesc.2014.7018638.
3. Gallo D., Landi C., Luiso M. (2015) Power Meter Verification Issue: Reactive Power Measurement in Non-Sinusoidal Conditions. *2015 IEEE International Instrumentation and Measurement Technology Conference (I2MTC) Proceedings*, *Pisa, 2015*, 1255–1260. https://doi.org/10.1109/i2mtc.2015.7151453.
4. Voloshko A. V., Filianin D. V. (2014) Influence of Electric Power Quality on the Accuracy of Electricity Meters Reading: Survey of Research. *Visnik Kremenchuts'kogo Natsional'nogo Universitetu imeni Mikhaila Ostrograds'kogo = Transactions of Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University.* 87 (4), 38–43 (in Russian).
5. Sirotin Yu. A., Grib O. G., Gapon D. A., Ierusalimova T. S., Shvets S. V. (2017) Account Inactive Components of Full Power. *Visnik Natsional'nogo Tekhnichnogo Universitetu "KhPI". Seriya: Sistemnii Analiz, Upravlinnya ta Informatsiini Tekhnologiï Bulletin of National Technical University "KhPI". Series: System Analysis, Control and Information Technologies,* 22, 71–76 (in Russian).
6. Senderovich G. A. (2011) Determination of Share Participation of Subjects in Responsibility for Violation the Symmetry of Stresses. *Naukovi Pratsi Donets'kogo Natsional'nogo Tekhnichnogo Universitetu. Seriya "Elektrotekhnika i Energetika"* [Scientific Works of Donetsk National Technical University. Series: "Electrical Engineering and Power Engineering"]. *Donetsk, Donetsk National Technical University,* 186 (11), 330–335 (in Russian).
7. Bialobrzheskyi O., Gladyr A. (2018) Electric Energy Power in the Series Circuit with a Static Resistance Element and a Diode. *Jornal of Electrical Engineering,* (1), 220–226.
8. Jeltsema D. (2015) Budeanu's Concept of Reactive and Distortion Power Revisited. *2015 International School on Nonsinusoidal Currents and Compensation (ISNCC),* 1–6. https://doi.org/10.1109/isncc.2015.7174697.
9. Zhemerov G. G., Tugay D. V. (2015). The Dependence of the Additional Losses in Three-Phase Power Supply System on Reactive Power and Instantaneous Active Power Pulsations. *Tekhnichna Elektrodynamika,* (4), 66–70 (in Russian).
10. Bucci G., Ciancetta F., Fiorucci E. et al. (2017). Survey about Classical and Innovative Definitions of the Power Quantities under Nonsinusoidal Conditions. International. *Journal of Emerging Electric Power Systems,* 18 (3), 1–16. https://doi.org/10.1515/ijeeps-2017-0002.
11. Bialobrzheskyi O., Rod'kin D., Gladyr A. (2018) Power Components of Electric Energy for Technical and Commercial Electricity Metering. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu,* (2), 70–79. https://doi.org/10.29202/nvngu/2018-2/10.

Received: 22 August 2018 Accepted: 10 January 2019 Published online: 30 September 2019

https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-445-458

УДК 622.276.654

Взаимная динамика фронтов тепловыделения и вытеснения при внутрипластовом горении нефти. Одномерное моделирование

И. А. Козначеев[1], К. В. Добрего[2]

[1]Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси (Минск, Республика Беларусь),
[2]Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2019
Belarusian National Technical University, 2019

Реферат. Численно решена одномерная осесимметричная и плоская задача о распространении фронтов горения и вытеснения нефти в нефтенасыщенном пласте. Рассматривались две горючие компоненты – подвижная (нефть) и неподвижная (кероген, нефтяной абсорбат). Проанализировано влияние расхода дутья, вязкости жидкой компоненты, концентрации кислорода в дутье и величины тепловых потерь (толщина нефтесодержащего пласта) на динамику фронтов тепловыделения и вытеснения нефти. В цилиндрической системе с течением времени уменьшается поток окислителя и происходит смещение максимума температуры от фронта горения твердой компоненты к фронту вытеснения («прыжок» фронта горения). Время наступления «прыжка» в зависимости от параметров может варьироваться от нескольких десятков до нескольких сотен суток, а расстояние, на которое осуществляется «прыжок», может достигать порядка 10 м. После «прыжка» скорость горения и температура продолжают падать и через промежуток времени, соизмеримый с временем, прошедшим до «прыжка», химическая реакция практически прекращается. При этом переход горения на жидкую фазу после «прыжка» заметно не сказывается на скорости фронта ее вытеснения. Время наступления «прыжка», а также скорость взаимного удаления фронтов горения (максимальной температуры) и вытеснения нефти приблизительно линейно зависят от расхода дутья и нелинейно – от вязкости нефти. При малой вязкости фронт вытеснения быстро отдаляется от фронта горения, момент «прыжка» фронта задерживается, расстояние между фронтами на момент «прыжка» достигает значений в 10 м и более. Концентрация кислорода в дутье существенно влияет на взаимное движение фронтов горения и вытеснения, поскольку динамика фронта вытеснения от нее не зависит, а скорость фронта горения пропорциональна концентрации кислорода. Повышение содержания кислорода в дутье сразу после «прыжка» позволяет локализовать область максимального тепловыделения (горения) вблизи фронта вытеснения нефти. Данная манипуляция может быть использована для управления устойчивостью фронта вытеснения, однако для ее практической реализации необходимо иметь информацию о концентрационных и температурных полях внутри пласта, которую можно почерпнуть лишь из косвенных измерений и моделирования. Результаты исследований могут быть применены при разработке проектов нефтедобычи с использованием внутрипластового горения.

Ключевые слова: горение, фильтрация, внутрипластовое горение, нефтедобыча, численное моделирование

Для цитирования: Козначеев, И. А. Взаимная динамика фронтов тепловыделения и вытеснения при внутрипластовом горении нефти. Одномерное моделирование / И. А. Козначеев, К. В. Добрего // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ.* 2019. Т. 62, № 5. С. 445–458. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-445-458

Адрес для переписки
Добрего Кирилл Викторович
Белорусский национальный технический университет
просп. Независимости, 65/2,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 293-92-16
pte@bntu.by

Address for correspondence
Dobrego Kirill V.
Belarusian National Technical University
65/2 Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 293-92-16
pte@bntu.by

Mutual Dynamics of Heat Dissipation and Oil Displacement Fronts during In-Situ Oil Combustion. One-Dimensional Simulation

I. A. Koznacheev[1], K. V. Dobrego[2]

[1]A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of NAS of Belarus (Minsk, Republic of Belarus),
[2]Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. One-dimensional axis-symmetrical and plane-symmetrical problem of propagation of the combustion and displacement fronts in oil-containing layer in situ has been considered numerically. Two combustible components, viz. liquid (oil) and solid (kerogen, oil sorbate), were considered. The influence of the blast rate, liquid component viscosity, oxygen concentration in blasted air and heat losses (the width of the oil-containing layer) on the dynamics of the heat dissipation and displacement fronts is investigated. In the cylindrical system the oxidizer flow to the combustion front is reducing over time; and the shift-down of the maximum temperature from the solid combustion front to the oil displacement front takes place (the combustion front "jump"). The time of the "jump" may vary from tenths to hundreds of days and the distance of the shift, – up to 10 or more meters, depending on the parameters of the system. After the "jump", the combustion rate and maximum temperature continue to deteriorate and after the period of time close to the time lapse before the "jump" the chemical reaction ceases. Herewith the transition of combustion to the liquid phase after the "jump" doesn't influence notably on oils displacement front speed. The time of the "jump", as well as the velocity of the mutual combustion (maximum temperature) front and displacement front removal nearly linearly depends on incoming gas blast rate and non-linearly – on oil viscosity. When viscosity is low, the displacement front rapidly runs away from the combustion front, time of the "jump" retards and the distance between the fronts at the instance of the "jump" may reach 10 m or more. The oxygen concentration in the gas being blasted influences significantly on the mutual dynamics of the combustion and displacement fronts since combustion front velocity is proportional to oxygen concentration and displacement front velocity is independent on it. Oxygen enrichment of the gas being blasted just after the "jump" may help localize the area of heat release (combustion) near the oil displacement front. The mentioned manipulation may be utilized for sustainability control of the displacement front. However for its practical implementation it is necessary to have information on concentration and temperature fields inside the layer, which may be obtained from indirect data and via modeling. The results of investigation may be utilized for development of technical projects of oil recovery via in-situ combustion.

Keywords: combustion, filtration, in-situ combustion, oil production, numerical simulation

For citation: Koznacheev I. A., Dobrego K. V. (2019) Mutual Dynamics of Heat Dissipation and Oil Displacement Fronts during In-Situ Oil Combustion. One-Dimensional Simulation. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 62 (5) 445–458. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-445-458 (in Russian)

Введение

Управляемое внутрипластовое горение как метод повышения нефтеотдачи пластов впервые применено в Советском Союзе на Нефтяно-Ширванском месторождении под руководством А. Б. Шейнмана и К. К. Дубровая в 1934 г. [1]. Суть метода состоит в нагнетании кислородосодержащих газов в пласт, инициировании и поддержании экзотермических окислительных процессов внутри пласта, прогреве пласта и вытеснении нефти нагнетаемым газом и продуктами реакций. Разделяют термогазовый метод (ТГМ) повышения нефтеотдачи пласта [2] (введен ВНИИНефть в 1971 г.) и метод внутрипластового горения. Под первым, как правило, понимается более комплексный, с точки зрения воздействия на пласт, относительно

низкотемпературный процесс, а под последним – распространение высокотемпературной (T = (450–500) °C) волны в нефтесодержащем пласте. Однако по сути теплофизических процессов методы идентичны.

Несмотря на достаточный опыт [3–5], эффективное применение ТГМ – своего рода искусство в силу уникальности структурных, геометрических, гидродинамических и химических характеристик каждого месторождения и поля скважин. Поэтому чрезвычайно важным является накопление практических данных о проведении этих процессов, а также анализ качественных и количественных моделей распространения температурных и концентрационных фронтов и их взаимодействия.

Фактически для применения ТГМ необходимо решать задачи инициирования очага экзотермических реакций и поддержания оптимальной температуры, стабильности и целостности температурных и концентрационных фронтов в пласте.

Из практики известно, что при достаточно высокой внутрипластовой температуре (свыше 60 °C) и коксуемости нефти очаг тепловыделения стабильно образуется вблизи забойной зоны скважины. При более низких внутрипластовых температурах встает вопрос о времени саморазогрева пласта, принципиальной возможности инициирования очага, а также о последующей динамике температурного фронта. Такие вопросы должны решаться путем численного моделирования с экспериментальной проверкой основных элементов модели.

В [6] приведена численная схема расчета внутрипластового горения и исследовано медленное распространение экзотермической гетерогенной реакции в пористой среде при фиксированном потоке водовоздушной смеси через продукты окисления. В [7] предложена численная модель процесса внутрипластового горения в линейной пористой среде. Расчеты, проведенные в [7], показали, что на основные характеристики внутрипластового горения в прискважинной зоне (скорость распространения фронта внутрипластового горения, температура зоны реакции, продолжительность периода зажигания) сильно влияют как естественные условия, так и технологические параметры.

В [8] рассматривается задача об инициировании волны горения в нефтенасыщенном пласте. Проанализировано влияние наличия двух горючих компонент (жидкой и твердой) на время инициирования горения и динамику фронта. Показано, что при сохранении полного теплосодержания системы увеличение доли подвижной компоненты приводит к замедлению образования очага и снижению максимальной температуры в пласте, несмотря на более высокую реакционноспособность жидкой компоненты. Скорости распространения фронта, по крайней мере после выхода на квазистационарный режим, близки для случаев с различной массовой долей жидкой компоненты.

В настоящей статье численно исследуются закономерности распространения температурного фронта и фронта вытеснения нефти. Изучается их взаимное движение, поскольку предполагается, что их взаимные расположение и взаимодействие могут оказывать влияние на устойчивость двумерной структуры фронта горения в целом. В частности, исследуется их

взаимная динамика при различных концентрациях кислорода в дутье, разных значениях вязкости нефти, коэффициентах тепловых потерь (зависящих от толщины пласта). Перечисленные параметры могут считаться важнейшими управляющими параметрами, поскольку они имеют существенное влияние на скорости фронтов горения и вытеснения.

С целью анализа устойчивости фронта горения рассчитаны также корреляции между температурой фронта и дистанцией (пространственным разнесением) между фронтами горения и вытеснения.

Физическая постановка задачи

Рассматриваются горизонтальный нефтеносный пласт постоянной толщины, ограниченный сверху и снизу материнской породой, и цилиндрическая скважина, в которую подается воздушное или обогащенное кислородом дутье (рис. 1). Дутье фильтруется равномерно в горизонтальной плоскости. В системе изучаются две горючие компоненты: жидкая – нефть, твердая – кероген, нефтяной сорбат и/или ококсованная нефть. Жидкая компонента увлекается движением газовой смеси, а твердый покоится вместе с вмещающей породой. Окисление горючих компонент приводит к тепловыделению. Если теплота не успевает рассеиваться в окружающие пласты, наблюдается саморазогрев. Предел роста температуры определяется теплопотерями и параметрами системы. После инициирования волны горения она распространяется в направлении свежего горючего.

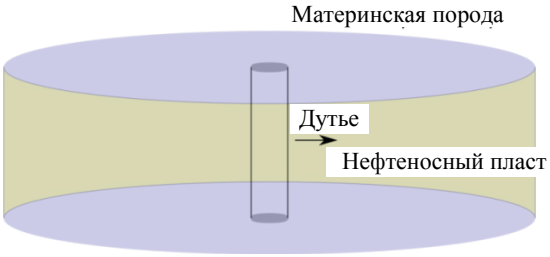

Рис. 1. Схема рассматриваемой системы

Fig. 1. The diagram of the system under consideration

Ставится задача исследования влияния скорости дутья, содержания кислорода в нем, а также вязкости нефти на динамику фронтов и, прежде всего, на расположение фронтов горения и вытеснения нефти и дистанцию между ними.

Задача решается как для одномерной осесимметричной, так и для плоской геометрии системы, которая может рассматриваться как некоторая промежуточная асимптотика распространения фронтов от подающей к добывающей скважине.

Параметрическое исследование проводится путем варьирования расхода дутья, концентрации кислорода, вязкости нефти и теплопотерь относительно «стандартного» случая, т. е. случая с характерным (стандартным) значением этих параметров.

Математическая постановка задачи

Математическая модель тепло- и массообмена в пласте аналогична модели [8] и представляет собой систему уравнений неразрывности газовой компоненты, сохранения окислителя (кислорода), сохранения подвижной горючей компоненты, сохранения неподвижной горючей компоненты и уравнение баланса энергии:

$$\frac{\partial \rho_g}{\partial t} + \nabla\left(\rho_g u_g\right) = s_{g,1} R_1 + s_{g,2} R_2; \tag{1}$$

$$\frac{\partial\left(\rho_g a\right)}{\partial t} + \nabla\left(\rho_g u_g a\right) = \nabla\left(D\nabla\left(\rho_g a\right)\right) - s_{a,1} R_1 - s_{a,2} R_2; \tag{2}$$

$$\frac{\partial \rho_l}{\partial t} + \nabla\left(\rho_l u_l\right) = \nabla\left(D_{\text{dis}} \nabla \rho_l\right) - s_l R_2; \tag{3}$$

$$\frac{\partial\left(\rho_b b\right)}{\partial t} = -s_b R_1; \tag{4}$$

$$\frac{\partial\left(\rho c T\right)}{\partial t} + \nabla\left(\rho_l c_l u_l T\right) + \nabla\left(\rho_g c_g u_g T\right) = \nabla\left(\lambda \nabla T\right) + Q_1 R_1 + Q_2 R_2 - \beta\left(T - T_0\right). \tag{5}$$

Если учитывать изменение плотности газовой смеси за счет образования газа при фазовых переходах и химических реакциях, то плотность газовой смеси в этой системе неизвестна, и общее число неизвестных (ρ_g, u_g, a, ρ_l, b, T) превышает количество уравнений. В качестве дополнительного используется нестационарное уравнение фильтрации Дарси

$$\rho_g \frac{\partial u_g}{\partial t} + \rho_g \left(u_g \cdot \nabla\right) u_g = -\nabla p - \frac{\mu_g}{k_0} u_g. \tag{6}$$

При использовании (6) в системе уравнений появляется дополнительный параметр состояния – давление. Уравнение состояния позволит связать этот параметр с другими неизвестными (ρ_g, a, T). При температурах и давлениях, которые обычно имеют место в нефтеносных пластах, газы, составляющие воздух, за исключением водяного пара, находятся в сверхкритическом состоянии, поэтому необходимо применять уравнения состояния реального газа. В качестве такового использовалось уравнение Ван-дер-Ваальса

$$\left(p + \frac{a_V \rho^2}{M^2}\right)\left(\frac{M}{\rho} - b_V\right) = RT. \tag{7}$$

Скорость фильтрации жидкой горючей компоненты находится из уравнения

$$\mu_g u_g = \mu_l u_l, \tag{8}$$

поэтому ее можно не рассматривать как отдельную неизвестную величину.

Выражения для скоростей реакции запишем в аррениусовской форме:

$$R_1 = W_1 ab \exp\left(-E_1 / RT\right); \tag{9}$$

$$R_2 = W_2 a\rho_l \exp\left(-E_2 / RT\right). \tag{10}$$

Значения кинетических параметров взяты из [9].

В качестве граничных условий на входе в пласт задавались: массовый расход дутья и содержание кислорода, нулевой градиент концентрации кислорода, условие третьего рода для температуры:

$$G_m\big|_{r=r_0} = G_{m,0}; \quad a\big|_{r=r_0} = a_0;$$

$$\left.\frac{\partial a}{\partial r}\right|_{r=r_0} = 0; \quad h(T_0 - T)\big|_{r=r_0} = \lambda \nabla T\big|_{r=r_0}.$$

На выходе из пласта задавались граничные условия: давление, содержание жидкой компоненты, нулевой градиент содержания жидкой компоненты, нулевой градиент температуры. В качестве начальных условий брали постоянные поля температуры, содержания жидкой и твердой горючих компонент в пласте; скорость фильтрации, соответствующую стационарному решению уравнения неразрывности; поле концентрации окислителя, соответствующее стационарному решению уравнения (2) в изотермической постановке; поле давления, соответствующее стационарному решению (6).

Стандартные значения параметров системы, используемые для расчета, приведены в табл. 1.

Таблица 1

Стандартные значения параметров расчета

The standard values of the calculation parameters

Параметр	Значение	Параметр	Значение	Параметр	Значение
G	0,005 м^2/с – цилиндр; 0,0005 м^2/с – плоскость	μ_g	$2{,}2 \cdot 10^{-5}$ Па·с	Q_1	40 МДж/кг
ρ_g	1 кг/м^3	μ_l	$2 \cdot 10^{-3}$ Па·с	Q_2	20 МДж/кг
$s_{a,1}$	3,3	ρ_b	1000 кг/м^3	β	0,8 Вт/(м^3·К)
$s_{a,2}$	3,3	b_0	0,02	T_0	350 К
a_0	0,21	s_b	1	W_1	10^7 кг/(м^3·с)
ρ_{l0}	400 кг/м^3	ρc	$2 \cdot 10^6$ Дж/(м^3·К)	W_2	180 с$^{-1}$
D	$9 \cdot 10^{-4}$ м^2/с	$\rho_l c_l$	$1 \cdot 10^6$ Дж/(м^3·К)	E_1	73,5 кДж/моль
D_{dis}	$0{,}1 d_0 u_g$	$\rho_g c_g$	1200 Дж/(м^3·К)	E_2	50,4 кДж/моль
s_l	1	λ	4 Вт/(м·К)	d_0	0,003 м

Результаты расчета

Выполнены расчеты концентрационных и температурных фронтов для цилиндрической и плоской геометрии системы. Фронт горения твердой фазы определялся по максимальному градиенту содержания твердой компоненты, температурный фронт – по максимуму температуры в системе, положение фронта вытеснения – по максимальному градиенту содержания нефти.

Особенностями цилиндрической системы являются падение скорости фильтрации (массового расхода) дутья с расстоянием от оси симметрии и соответствующее уменьшение скоростей фронтов вытеснения, горения и максимальной температуры. Поскольку с удалением фронта от скважины скорость дутья может стать сколь угодно малой, при достаточно длительных расчетах всегда возникает момент, когда горение твердой компоненты прекращается из-за тепловых потерь. При этом высокотемпературный фронт смещается вперед к фронту вытеснения нефти, где инициирует горение более реакционноспособной жидкой компоненты (рис. 2). Условно назовем такой процесс «прыжком» фронта горения. На рис. 2 и последующих рисунках этому процессу соответствует характерная зигзагообразная кривая, соединяющая фронт горения твердой фазы и фронт вытеснения нефти. В случае плоской системы «прыжок» фронта не происходит из-за постоянства условий распространения фронтов.

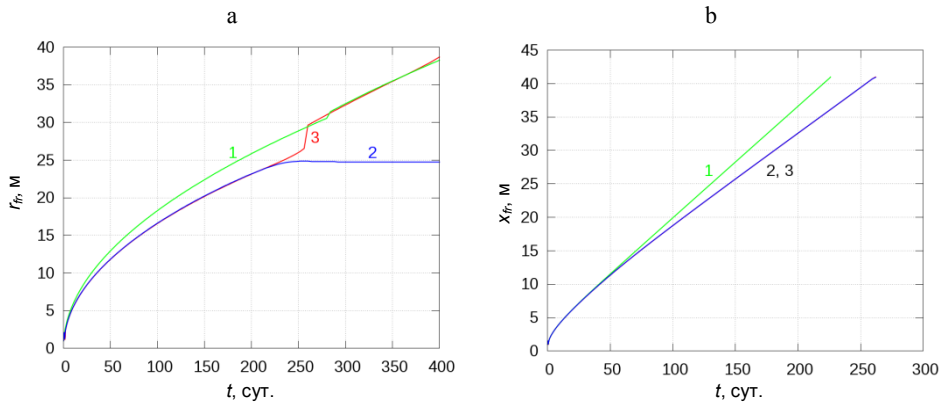

Рис. 2. Динамика фронтов в цилиндрическом (a) и плоском (b) случаях при стандартных значениях параметров: 1 – фронт вытеснения нефти; 2 – фронт горения твердой (неподвижной) компоненты; 3 – максимальная температура

Fig. 2. Front dynamics in cylindrical (a) and planar (b) cases when the values of parameters are standard: 1 – oil displacement front; 2 – burning front of the solid (stationary) components; 3 – maximum temperature

Для системы плоской геометрии взаимное движение фронтов носит очевидный характер: фронт вытеснения опережает фронт горения, при этом скорость разделения фронтов зависит от вязкости нефти, содержания кислорода и в меньшей степени – от скорости дутья. Для плоской геометрии во всех расчетных случаях положение температурного фронта в преде-

лах погрешности совпадает с положением фронта горения неподвижной компоненты.

На рис. 2 представлена динамика фронтов в цилиндрической и плоской системах в стандартном случае. В цилиндрической системе при стандартных значениях параметров «прыжок» фронта горения происходит в момент времени $t \sim 250$ сут. После «прыжка» скорость горения и температура продолжают падать и через промежуток времени, соизмеримый с временем, прошедшим до «прыжка», химическая реакция практически прекращается. Таким образом, «прыжок» замедляет угасание горения, но не предотвращает его. Иногда (при высоких теплопотерях или специфической температурной зависимости кинетики горения) инициирование горения нефти на фронте вытеснения может не произойти. В этом случае температурный фронт продолжает двигаться вперед, быстро охлаждаясь (рис. 3). Можно отметить следующие детали процесса:

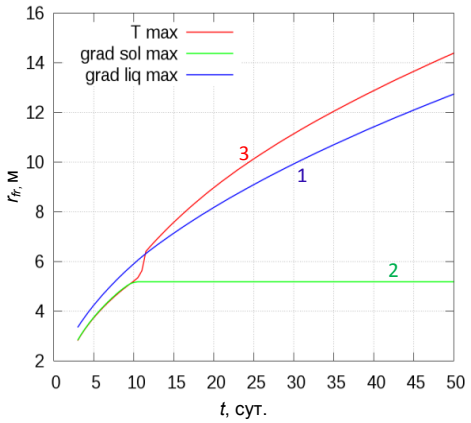

Рис. 3. Динамика фронтов вытеснения нефти (1), горения твердой (неподвижной) компоненты (2) и максимальной температуры (3) при высоких теплопотерях: $\beta = 8$ Вт/м^3/К; $L = 1$ м

Fig. 3. The dynamics of the fronts of displacement of oil (1), combustion of a solid (stationary) component (2) and maximum temperature (3) when the heat losses are high: $\beta = 8$ W/m^3/K; $L = 1$ m

1) инициирование горения жидкой фазы практически не сказывается на скорости фронта вытеснения;

2) расстояние, на которое осуществляется «прыжок» фронта горения, может достигать 10 м.

При увеличении температуры фронта сразу после «прыжка», например за счет увеличения расхода дутья или концентрации кислорода, возможна стабилизация фронта тепловыделения вблизи фронта вытеснения, а при определенных условиях – и обратное смещение фронта горения. Указанное обстоятельство позволяет предложить методику сведения фронтов горения и вытеснения нефти с целью поддержания устойчивости концентрационных фронтов. Действительно, при снижении концентрации кислорода возможен прыжок фронта горения к фронту вытеснения, а при последующем его повышении возможна стабилизация горения на новом рубеже. Очевидно, для технической реализации такой манипуляции в условиях реальной нефтедобычи необходимо иметь информацию о положении, температурах фронтов, которая может быть почерпнута лишь из косвенных данных или результатов моделирования.

Коэффициент тепловых потерь, принятый для стандартного случая, соответствует толщине нефтеносного пласта L около 3 м. При толщине пласта $L = 1$ м коэффициент теплопотерь β в уравнении энергии (5) примет

значение 8 Вт/м^3/К. При этом время горения до «прыжка» сократится более чем в 10 раз, а фронт горения, ассоциированный с максимумом температуры в системе, уже не фиксируется на фронте вытеснения нефти, как в случае массивного пласта, а относительно быстро сносится вниз по направлению дутья и гаснет (рис. 3).

Результаты параметрического исследования влияния расхода, вязкости нефти и содержания кислорода в дутье для случая цилиндрической геометрии системы представлены на рис. 4–6.

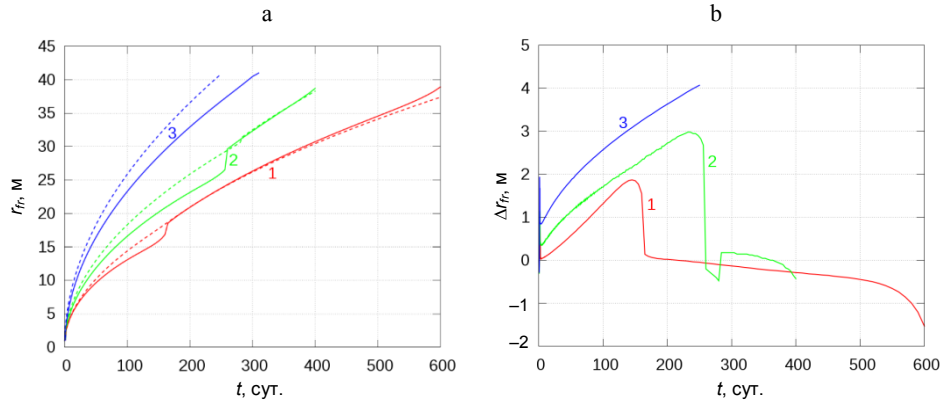

Рис. 4. Динамика фронтов (a) и расстояние между фронтами (b) при различных расходах дутья в случае цилиндрической геометрии: сплошная линия – температурный фронт; штриховая – фронт вытеснения; 1 – G = 0,003 кг/м^2/с; 2 – 0,005; 3 – 0,010 кг/м^2/с

Fig. 4. The dynamics of the fronts (a) and the distance between the fronts (b) at different blasting rates in the case of cylindrical geometry: solid line – temperature front; dashed line – displacement front; 1 – G = 0.003 kg/m^2/s; 2 – 0.005; 3 – 0.010 kg/m^2/s

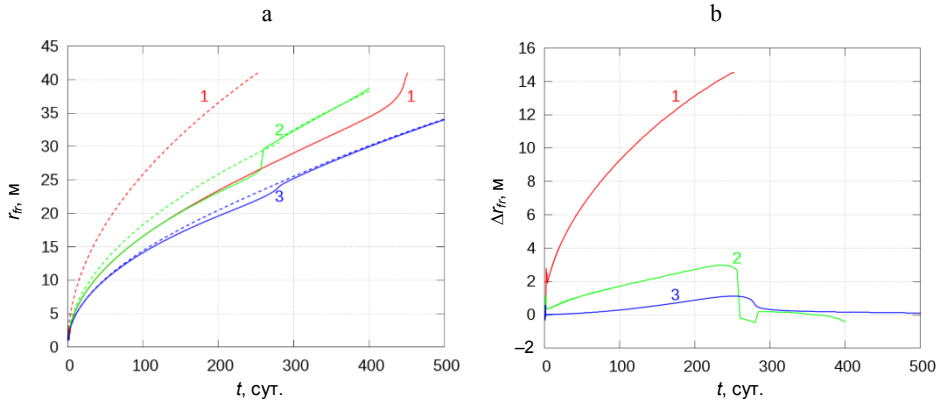

Рис. 5. Динамика фронтов (a) и расстояние между фронтами (b) при различных начальных вязкостях нефти в случае цилиндрической геометрии: сплошная линия – температурный фронт; штриховая – фронт вытеснения; 1 – μ = 0,001 Па·с; 2 – 0,002; 3 – 0,004 Па·с

Fig. 5. Dynamics of fronts (a) and distance between fronts (b) at different initial oil viscosities in the case of cylindrical geometry: solid line – temperature front; dashed line – displacement front; 1 – μ = 0.001 Pa·s; 2 – 0.002; 3 – 0.004 Pa·s

С одной стороны, данные, приведенные на рис. 4 показывают, что время «прыжка» фронта приблизительно линейно зависит от расхода дутья. С другой, чем больше скорость дутья, тем быстрее растет расстояние между фронтами горения (максимальной температуры) и вытеснения нефти.

Те же величины, но в зависимости от вязкости нефти, представлены на рис. 5. Здесь в отличие от рис. 4 зависимость времени «прыжка» и расстояния между фронтами – нелинейная функция вязкости. При малой вязкости нефти фронт вытеснения быстро отдаляется от фронта горения, момент «прыжка» фронта задерживается, расстояние между фронтами на момент «прыжка» достигает значений в 10 м и более, поэтому горение при достижении фронта вытеснения не возобновляется.

Вариация концентрации кислорода в дутье также существенно влияет на взаимное движение фронтов горения и вытеснения (рис. 6). В данном случае динамика фронта вытеснения остается примерно одинаковой, а скорость фронта горения прямо пропорциональна концентрации кислорода, поскольку обусловлена полным выгоранием горючей компоненты.

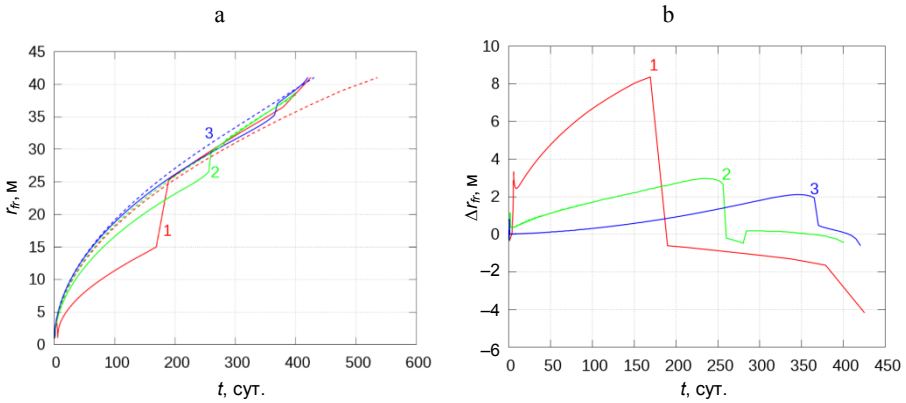

Рис. 6. Динамика фронтов вытеснения и максимума температур (a) и расстояние между фронтами (b): сплошная линия – температурные фронты; штриховая – фронты вытеснения (цилиндрическая геометрия, концентрация кислорода в дутье); 1 – a = 0,10; 2 – 0,21; 3 – 0,30

Fig. 6. The dynamics of the fronts of displacement and maximum temperatures (a) and the distance between the fronts (b): solid line – temperature fronts; dashed line – displacement fronts (cylindrical geometry, oxygen concentration in the blast); 1 – a = 0.10; 2 – 0.21; 3 – 0.30

Следует отметить, что при низкой концентрации кислорода фронт горения движется с наименьшей скоростью, что противоречит случаю фильтрационного горения газов. Это связано с тем, что скорость движения фронта в данном случае определяется выгоранием горючей компоненты, а не тепловым потоком в область преднагрева фронта, как при фильтрационном горении газов [10]. На рис. 6 видно, что в случае малой концентрации кислорода фронт горения практически не «привязывается» к фронту вытеснения, а продолжает сдуваться по направлению фильтрации дутья, что свидетельствует о быстром затухании химического тепловыделения.

Динамика максимальной температуры в системе при варьировании расхода и концентрации кислорода в дутье, а также вязкости нефти показана на рис. 7–9. На рис. 7 представлены данные для цилиндрической и плоской геометрии. Различия между цилиндрической и плоской геометрией носят, прежде всего, количественный характер. На графиках для цилиндрической геометрии моментам «прыжка» соответствуют точки излома температурных кривых при достижении температуры 400 К.

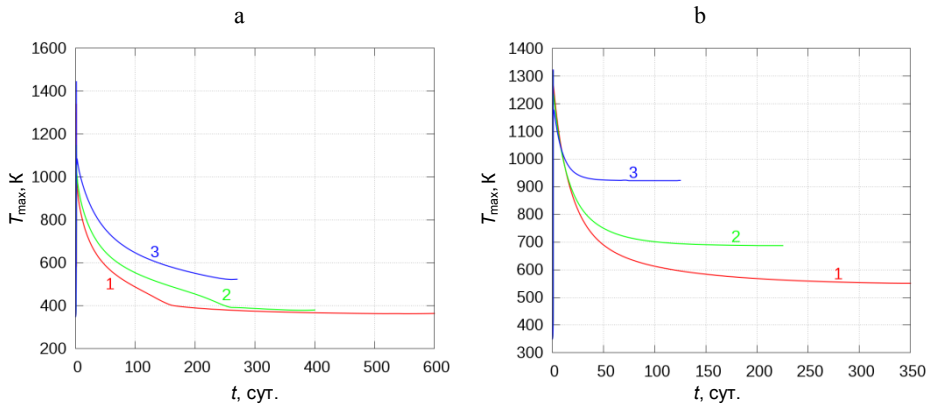

Рис. 7. Изменение максимальной температуры в пласте в осесимметричной (a) и плоской (b) системах при различных расходах дутья для геометрии:
цилиндрической: 1 – G = 0,003 кг/м^2/с; 2 – 0,005; 3 – 0,01 кг/м^2/с;
плоской: 1 – G = 0,0003 кг/м^2/с; 2 – 0,0005; 3 – 0,001 кг/м^2/с

Fig. 7. Alteration in the maximum temperature in the reservoir in axisymmetric (a) and planar (b) systems at different blasting rates for geometry:
cylindrical geometry: 1 – G = 0.003 kg/m^2/s; 2 – 0.005; 3 – 0.01 kg/m^2/s;
planar geometry: 1 – G = 0.0003 kg/m^2/s; 2 – 0.0005; 3 – 0.001 kg/m^2/s

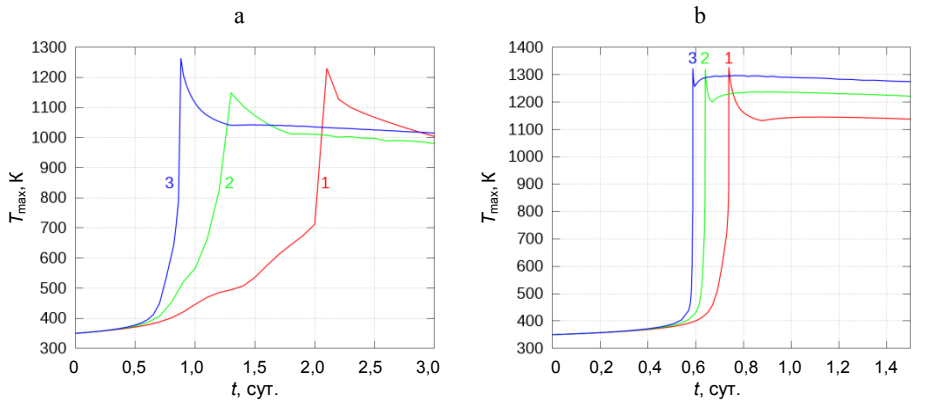

Рис. 8. Изменение максимальной температуры в пласте в осесимметричной (a) и плоской (b) системах при различных начальных вязкостях нефти
(начальная фаза процесса: 1 – μ = 0,001 Па·с; 2 – 0,002; 3 – 0,004 Па·с)

Fig. 8. Alteration in the maximum temperature in the reservoir in axisymmetric (a) and planar (b) systems at different initial viscosities of oil
(the initial phase of the process: 1 – μ = 0.001 Pa·s; 2 – 0.002; 3 – 0.004 Pa·s)

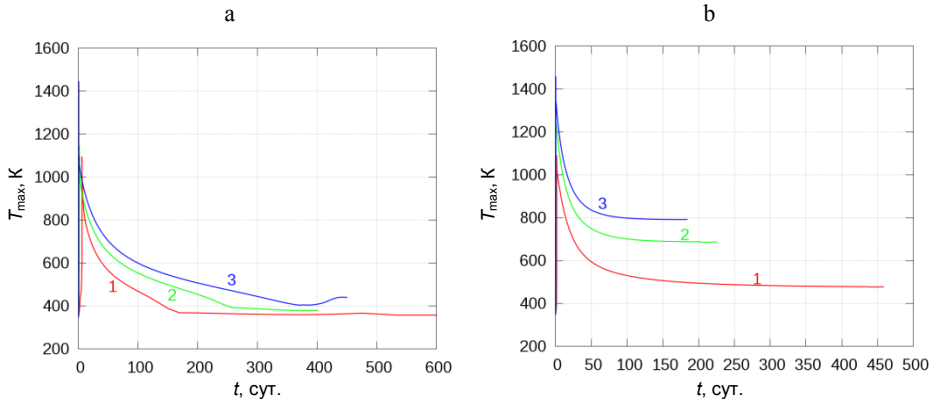

Рис. 9. Изменение максимальной температуры в пласте в осесимметричной (a) и плоской (b) системах при различных начальных концентрациях кислорода: 1 – a = 0,10; 2 – 0,21; 3 – 0,30

Fig. 9. Alteration in the maximum temperature in the formation of axisymmetric (a) and planar (b) systems at different initial oxygen concentrations: 1 – a = 0.10; 2 – 0.21; 3 – 0.30

ВЫВОДЫ

1. Проведены расчеты динамики фронтов горения твердой (неподвижной) внутрипластовой горючей компоненты, температурного фронта, фронта вытеснения и горения нефти в зависимости от расхода дутья, концентрации кислорода в нем, вязкости нефти и теплопотерь в пласте. Показано, что при адекватных реальным системам значениях параметров расчета как при цилиндрической, так и при плоской симметрии системы фронт вытеснения нефти опережает фронт горения неподвижной компоненты. Скорость опережения сильно зависит от параметров системы, прежде всего от вязкости нефти и содержания кислорода в дутье.

2. В случае цилиндрической симметрии эволюция горения всегда приводит к «прыжку» фронта горения к фронту вытеснения нефти и последующему медленному угасанию процесса химического тепловыделения. Поэтому при анализе реальных систем принципиальными являются расстояние между подающей и добывающей скважинами и время до выхода эволюции фронтов горения и вытеснения на промежуточную «плоскую» асимптотику и соответствующей смены характера зависимости скорости фронта от его координаты.

3. Моделирование показывает, что, с одной стороны, время «прыжка» фронта приблизительно линейно зависит от расхода дутья. С другой стороны, чем больше скорость дутья, тем быстрее растет расстояние между фронтами горения (максимальной температуры) и вытеснения нефти (рис. 4). Зависимость времени «прыжка» и расстояния между фронтами – нелинейная функция вязкости нефти (рис. 5). При малой вязкости фронт вытеснения быстро отдаляется от фронта горения, момент «прыжка» фронта за-

держивается, расстояние между фронтами на момент «прыжка» достигает значений в 10 м и более, поэтому горение при достижении фронта вытеснения не возобновляется.

4. Вариация концентрации кислорода в дутье также существенно влияет на взаимное движение фронтов горения и вытеснения (рис. 6). В данном случае динамика фронта вытеснения остается примерно одинаковой, а скорость фронта горения прямо пропорциональна концентрации кислорода, поскольку обусловлена полным выгоранием горючей компоненты.

5. Обращает на себя внимание тот факт, что повышение содержания кислорода в дутье позволяет удерживать фронт горения вблизи фронта вытеснения и образовывать в связи с этим единую тепловую структуру, распространяющуюся в нефтеносном пласте. Это дает ключ к управлению устойчивостью фронта вытеснения наряду с таким очевидным параметром управления, как расход дутья. Для реализации этой процедуры необходима информация о положении и температуре фронтов, времени «прыжка» фронта, которая в условиях реальной нефтедобычи может быть почерпнута лишь из косвенных данных мониторинга процесса или модельных представлений.

6. В статье не рассмотрена зависимость взаимной динамики фронтов от относительной массовой доли твердой неподвижной и подвижной горючих компонент. Это обусловлено недостатком экспериментальных данных о фазовом составе системы нефтеносного пласта и соответственно оснований для моделирования. В дальнейшем при переходе к более реалистичному имитационному моделированию процессов термогазовых методов эти данные должны быть учтены. Кроме того, следующим шагом в моделировании таких систем нужно считать переход к двумерному домену, а также симуляцию управления движением фронта вытеснения в зависимости от косвенных признаков нарушения целостности фронта вытеснения (скачок давления на входе или концентрации газообразных продуктов в добывающей скважине).

Работа выполнена в рамках проекта Государственной программы научных исследований «Энергетические системы, процессы и технологии», подпрограмма «1.2. Эффективные теплофизические процессы и технологии», задание 2.32.

ЛИТЕРАТУРА

1. Шейнман, А. Б. Подземная газификация нефтяных пластов и термический способ добычи нефти / А. Б. Шейнман, К. К. Дубровай. М.: ОНТИ, 1934. 95 с.
2. Боксерман, А. А. Термогазовый метод увеличения нефтеотдачи / А. А. Боксерман // Георесурсы. 2007. Т. 22, № 3. С. 18–20.
3. Чарный, И. А. Подземная гидрогазодинамика / И. А. Чарный. М.: Гостоптехиздат, 1963. 397 с.
4. Рубинштейн, Л. И. Температурные поля в нефтяных пластах / Л. И. Рубинштейн. М.: Недра, 1972. 276 с.

5. Муслимов, Р. Х. Опыт применения тепловых методов разработки на нефтяных месторождениях Татарстана / Р. Х. Муслимов, К. М. Мусин, М. М. Мусин. Казань: Новое знание, 2000. 226 с.
6. Алдушин, А. П. К анализу режимов внутрипластового горения / А. П. Алдушин, Б. С. Сеплярский // Докл. АН СССР. 1980. Т. 255, № 3. С. 616–620.
7. Богданов, И. И. Численное исследование начального этапа и развитых режимов внутрипластового горения / И. И. Богданов, Л. А. Чудов. М.: Изд. отдел ИПМ, 1983. 74 с. (Препринт / Институт проблем механики; 227).
8. Козначеев, И. А. Одномерное моделирование фронта внутрипластового горения нефти с учетом подвижной и неподвижной горючих компонент / И. А. Козначеев, К. В. Добрего // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2019. Т. 62, № 1. С. 47–60. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-1-47-60.
9. Akkutlu, I. Y. The Dynamics of In-Situ Combustion Fronts in Porous Media / I. Y. Akkutlu, Y. C. Yortsos // Combustion Flame. 2003. Vol. 134, No 3. P. 229–247.
10. Добрего, К. В. Фильтрационное горение газов / К. В. Добрего, С. А. Жданок. Минск: Ин-т тепло- и массообмена НАН Беларуси, 2002. 204 с.

Поступила 13.05.2019 Подписана в печать 30.07.2019 Опубликована онлайн 30.09.2019

REFERENCES

1. Sheinman A. B., Dubrovai K. K. (1934) *Underground Gasification of Oil Reservoirs and the Thermal Method of Oil Production*. Moscow, United Scientific and Technical Publishing House. 95 (in Russian).
2. Bokserman A. A. (2007) Thermo-Gas Method of Enhanced Oil Recovery. *Georesursy = Georesources*, 22 (3), 18–20 (in Russian).
3. Charnyi I. A. (1963) *Underground Hydro- and Gas Dynamics*. Moscow, Gostoptekhizdat Publ. 397 (in Russian).
4. Rubinshtein L. I. (1972) *Temperature Fields in Oil Reservoirs.* Moscow, Nedra Publ. 276 (in Russian).
5. Muslimov R. Kh., Musin K. M., Musin M. M. (2000) *Experience of Application of Thermal Methods of Development in Oil Fields of Tatarstan*. Kazan, Novoe Znanie Publ. 226 (in Russian).
6. Aldushin A. P., Seplyarskii B. S. (1980) Towards the Analysis of Intra-Layer Combustion Modes. *Doklady Akademii Nauk SSSR* [Proceedings of the USSR Academy of Sciences], 255 (3), 616–620 (in Russian).
7. Bogdanov I. I., Chudov L. A. (1983) *Numerical Study of the Initial Stage and Mature Modes of Intra-Layer Combustion.* Moscow, IPM Publishing Department. 74 (in Russian).
8. Koznacheev I. A., Dobrego K. V. (2019) A One-Dimensional Simulation of the In-Situ Oil Combustion with Consideration to Fluid and Solid Combustible Components. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Obedinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations,* 62 (1), 47–60 (in Russian) https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-1-47-60.
9. Akkutlu I. Y., Yortsos Y. C. (2003) The Dynamics of In-Situ Combustion Fronts in Porous Media. *Combustion Flame*, 134 (3), 229–247. https://doi.org/10.1016/s0010-2180(03)00095-6.
10. Dobrego K. V., Zhdanok S. A. (2002) *Filtration Combustion of Gases*. Minsk, Heat and Mass Transfer Institute Publ. 204 (in Russian).

Received: 13 May 2019 Accepted: 30 July 2019 Published online: 30 September 2019

https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-459-468
УДК 536.27

Экспериментально-теоретическое исследование температуры цилиндра высокого давления турбины Т-100-130

В. А. Кудинов[1], Е. В. Котова[1], О. Ю. Курганова[1], В. К. Ткачев[1]

[1]Самарский государственный технический университет (Самара, Российская Федерация)

© Белорусский национальный технический университет, 2019
Belarusian National Technical University, 2019

Реферат. Приведены результаты экспериментально-теоретических исследований температурного состояния цилиндра высокого давления (ЦВД) паровой турбины Т-100-130 для одного из режимов пуска. С учетом зависимости коэффициента линейного расширения от температуры найдены удлинения находящихся при различной температуре отдельных участков корпуса и его суммарное удлинение после выхода турбины на стационарный режим работы. Выполненные исследования показали, что в процессе пуска турбины наблюдается существенная разность температур по длине корпуса ЦВД. При этом наиболее интенсивный прогрев происходит на участке со второго по шестое сечения. Наибольшая разность температур наблюдается в стационарном режиме работы при максимальной температуре в пятом сечении. Используя ортогональный метод Л. В. Канторовича, получено приближенное аналитическое решение задачи теплопроводности для двухслойной стенки (корпус турбины – тепловая изоляция) при неоднородных граничных условиях третьего рода. С использованием экспериментальных данных по температурному состоянию наружной поверхности корпуса ЦВД путем решения обратной задачи теплопроводности найдены средние за период пуска коэффициенты теплоотдачи, характеризующие интенсивность передачи теплоты от пара к корпусу. На основе экспериментальных данных по изменению температуры любого из контролируемых параметров турбины во времени разработан теоретический метод прогноза ее изменения в некотором диапазоне времени, отсчитываемом от времени последнего измерения. Использование данного метода для прогноза изменения разности температур верха и низа корпуса ЦВД в процессе пуска показало, что на период времени 3–5 мин прогноз выполняется с высокой достоверностью.

Ключевые слова: паровая турбина, экспериментальные исследования температуры, расчет удлинения корпуса, прямая и обратная задачи теплопроводности, коэффициенты теплоотдачи, прогноз изменения параметров

Для цитирований: Экспериментально-теоретическое исследование температуры цилиндра высокого давления турбины Т-100-130 / В. А. Кудинов [и др.] // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ.* 2019. Т. 62. № 5. С. 459–468. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-459-468

Experimental and Theoretical Research of a Hot Condition of High Pressure Cylinder of the T-100-130 Steam Turbine

V. A. Kudinov[1], E. V. Kotova[1], O. Yu. Kurganova[1], V. K. Tkachev[1]

[1]Samara State Technical University (Samara, Russian Federation)

Abstract. The results of experimental and theoretical studies of the temperature state of the high-pressure cylinder (HPC) of the T-100-130 steam turbine for one of the start modes are presented.

Адрес для переписки	**Address for correspondence**
Кудинов Василий Александрович	Kudinov Vasiliy A.
Самарский государственный	Samara State
технический университет	Technical University
ул. Молодогвардейская, 244	244 Molodogvardejskaya str.,
443100, г. Самара, Российская Федерация	443100, Samara, Russian Federation
Тел. +8 846 332-42-35	Tel.: +8 846 332-42-35
totig@yandex.ru	totig@yandex.ru

Taking into account the dependence of the coefficient of linear expansion on the temperature, the elongations of the individual sections of the casing under different temperatures and its total elongation after the turbine operation starts to correspond to the stationary operation mode have been found. The studies have shown that in the process of actuation the turbine there is a significant difference in temperature along the length of the HPC casing. In this case, the most intense heating occurs in the area from the second to the sixth section. The greatest temperature difference was observed in stationary operation at maximum temperature in the fifth section. Using the orthogonal method of L. V. Kantorovich, an approximate analytical solution of the thermal conductivity problem for a two-layer wall (turbine casing – thermal insulation) under inhomogeneous boundary conditions of the third kind is obtained. With the use of experimental data on the temperature state of the outer surface of the casing of the HPC by solving the inverse problem of thermal conductivity, the average heat transfer coefficients for the actuation period characterizing the intensity of heat transfer from steam to the casing have been found. On the basis of experimental data on the temperature change of any of the controlled parameters of the turbine over time, a theoretical method for predicting its change in a certain time range from the time of the its last measurement has been developed. The use of this method to predict the change in the temperature difference between the top and bottom of the HPC casing during the actuation showed that for a period of time equal to 3–5 minutes the forecast is fulfilled with high reliability.

Keywords: steam turbine, temperature experimental studies, calculation of the casing lengthening, direct and inverse heat conduction problems, heat transfer coefficients, forecast of change of parameters

For citation: Kudinov V. A., Kotova E. V., Kurganova O. Yu., Tkachev V. K. (2019) Experimental and Theoretical Research of a Hot Condition of High Pressure Cylinder of the T-100-130 Steam Turbine. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 62 (5), 459–468. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-459-468 (in Russian)

Пуск турбины Т-100-130 может сопровождаться проблемами, связанными со значительными перепадами температур между верхней и нижней частью корпуса, между фланцами и шпильками, разностью удлинений вала и корпуса турбины и проч. В случаях, если указанные параметры превышают допустимые значения, установленные соответствующими инструкциями по пуску, процесс пуска следует прекращать. Эти проблемы наиболее актуальны для цилиндра высокого давления (ЦВД), так как он работает при более высоких температурах в сравнении с другими корпусами турбины. Корпус ЦВД турбины Т-100-130 содержит шесть штатных термопар, размещенных в 5-м сечении (рис. 1), – сверху, снизу, на фланцах и шпильках. Для выполнения расчетов температур по длине корпуса информация от такого числа термопар недостаточна. С целью получения более подробной информации были выполнены работы, связанные с термометрированием внешней поверхности ЦВД турбины, а также проведены исследования его температуры в процессах пуска. Термопары устанавливались в семи сечениях (рис. 1), участки между ними отмечены римскими цифрами. В сечении 1 имеются три термопары: 1:1 – левый фланец, 1:2 – верх, 1:3 – правый фланец. В сечениях 2, 3, 4 расположено по одной термопаре (2:1, 3:1, 4:1) сверху корпуса. В штатном сечении 5 – шесть термопар: 5:1 – левый фланец; 5:2 – верх; 5:3 – правый фланец; 5:4 – левая шпилька; 5:5 – правая шпилька; 5:6 – низ. В сечении 6 – одна термопара: 6:1 – верх. В сечении 7 размещены три термопары: 7:1 – левый фланец; 7:2 – верх; 7:3 – правый фланец [1].

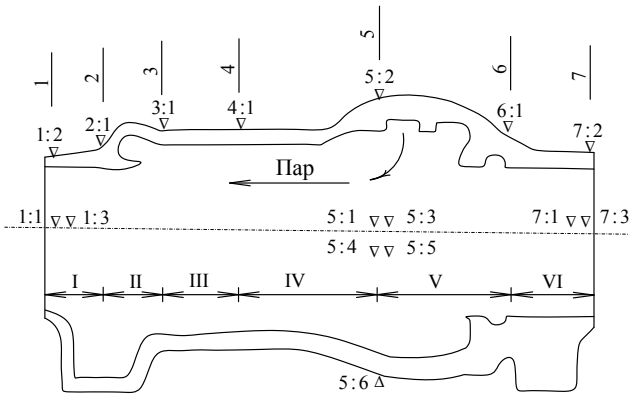

Рис. 1. Схема установки термопар в сечениях цилиндра высокого давления: 1, 2, 3, … – сечения корпуса; 1:1, 1:2, 1:3, 2:1; 3:1, … – термопары

Fig. 1. The scheme of installation of the thermocouples in cross sections of high-pressure cylinder: 1, 2, 3, … – cross sections of the casing; 1:1, 1:2, 1:3, 2:1; 3:1, ... – thermocouples

Результаты исследований температуры корпуса ЦВД в режиме пуска приведены на рис. 2. Их анализ позволяет заключить, что более интенсивно прогреваются участки II–V (рис. 1). Наименьшая температура наблюдается в первом и седьмом сечениях.

Температурное поле по окружности корпуса оказывается достаточно равномерным. Разность температур между верхом, низом и фланцами в процессе пуска не превышает 20 °С. В связи с этим каждый отдельный участок турбины можно приближенно принимать в виде полого цилиндра с осесимметричной температурой. Исходя из этих предположений были найдены температурные удлинения каждого отдельного участка и всего корпуса ЦВД в целом. Для этого по значениям температур на концах каждого участка определялась средняя температура, которая использовалась для нахождения температурного расширения материала корпуса на

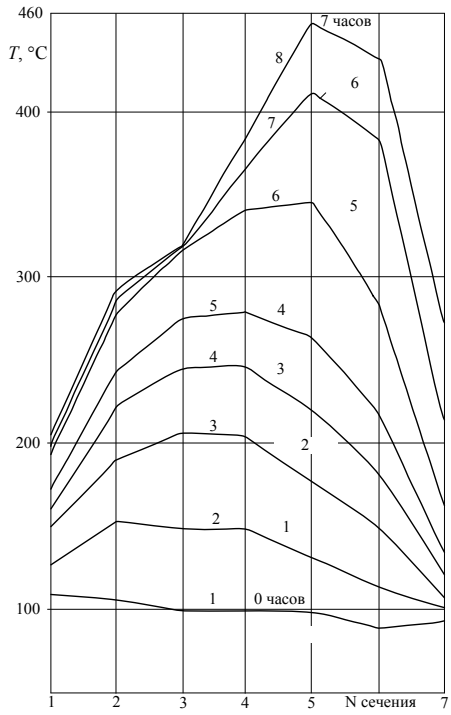

Рис. 2. Распределение температуры в верхней части цилиндра высокого давления в процессе пуска (кривые 1–8): 8 – стационарное состояние

Fig. 2. Temperature distribution at the top of the high pressure cylinder during actuation (curves 1–8): 8 – stationary state

данном участке. Суммированием температурных расширений всех участков определялось осевое расширение всего корпуса ЦВД турбины.

Удлинение каждого отдельного участка корпуса турбины определялось по формуле [2]

$$\Delta L_i = \alpha(T)\Delta T_i \Delta l_i,\ i = \overline{1, 6}, \tag{1}$$

где ΔL_i – удлинение i-го участка; $\alpha(T)$ – коэффициент линейного расширения; $\Delta T_i = T_{\text{ср}i} - T_0$ – разность между средней текущей температурой корпуса турбины $T_{\text{ср}i}$ i-го участка и его температурой в ненагретом состоянии $T_0 = 20$ °С; Δl_i – длина i-го участка корпуса в ненагретом состоянии.

Ввиду большого диапазона изменения температур корпуса (от 20 до 450 °С), необходимо учитывать температурную зависимость коэффициента линейного расширения. Его значения в зависимости от температуры для стали 12Х1МФ приведены в табл. 1 [3]. Анализ этой зависимости позволяет заключить, что она близка к линейной и может быть аппроксимирована соотношением

$$\alpha(T) \cdot 10^6 = \mu + \nu T,$$

где $\mu = 12$; $\nu = 0{,}007$ – коэффициент аппроксимации.

Таблица 1

Зависимость коэффициента термического расширения от температуры

Dependence of thermal expansion coefficient on temperature

T_0, °С	50	100	200	300	400	500
$\alpha \cdot 10^{-6}$, 1/К	11,4	12,6	13,3	14,4	14,9	15,2

Формула (1) позволяет найти удлинение каждого участка корпуса в любой момент времени процесса пуска. Длины отдельных участков до начала пуска были следующие: I – 0,28 м; II – 0,28; III – 0,42; IV – 0,63; V – 0,77; VI – 0,525 м. Суммарная длина корпуса в ненагретом состоянии $L = 2{,}905$ м. Определяя удлинения каждого участка корпуса после выхода турбины на стационарный режим (рис. 2, кривая 8), находим суммарное удлинение корпуса $\Delta L = 14{,}79$ мм в сравнении с ненагретым состоянием.

Возможность непрерывного текущего контроля параметров турбины позволяет выполнять прогноз изменения какого-либо параметра на отрезке времени, последующем за временем его текущего измерения. Такой прогноз выполняется согласно следующему алгоритму. Сначала находится закономерность изменения данного параметра на некотором отрезке времени, предшествующем его текущему измерению. Величина прогнозируемого параметра (пусть это будет разность температур верхней и нижней частей корпуса) представляется в виде

$$\Delta T = A + Bt + Ct^2, \tag{2}$$

где ΔT – разность температур верхней и нижней частей корпуса ЦВД; t – время; A, B, C – неизвестный коэффициент.

Допустим, что при измерении, выполненном в момент времени t_3 (текущее измерение), разность температур составляла ΔT_3, а в моменты времени t_1 и t_2, предшествующие времени измерения t_3, она соответственно была равна ΔT_1 и ΔT_2. Используя значения замеренных параметров, соотношение (2) может быть записано в виде:

$$\left.\begin{aligned} \Delta T_1 &= A + Bt_1 + Ct_1^2; \\ \Delta T_2 &= A + Bt_2 + Ct_2^2; \\ \Delta T_3 &= A + Bt_3 + Ct_3^2. \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

Выражения (3) представляют систему трех алгебраических линейных уравнений с тремя неизвестными A, B, C. После нахождения неизвестных из решения этой системы соотношение (2) может быть использовано для прогноза изменения величины ΔT на некотором отрезке времени, отсчитываемом от времени текущего измерения. При этом полагается, что закон изменения прогнозируемого параметра на отрезке времени за текущим измерением будет таким же, как и до момента его измерения. Следовательно, точность предсказания параметра будет тем выше, чем меньшими отрезки времени до и после текущего измерения.

Наиболее важными параметрами, прогноз которых необходимо выполнять при пуске турбины, являются: разность удлинений вала и корпуса; разность температур верхней и нижней частей корпуса; искривление вала турбины; показатели вибрации подшипников и другие параметры, характеризующиеся их монотонным изменением. Использование данной методики при пуске турбины показало, что прогноз изменения разности температур верха и низа корпуса ЦВД на период времени 3–5 мин последующими измерениями этого параметра подтверждается с высокой достоверностью. Отметим, что за это время в ряде случаев могут быть приняты превентивные меры по недопущению выхода параметра за пределы допустимых величин.

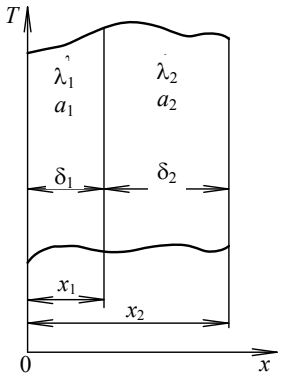

Рис. 3. Схема двухслойной конструкции

Fig. 3. The scheme of the two-layer design

Значения температур, найденные из эксперимента, были использованы для оценки коэффициентов теплоотдачи при переносе теплоты от пара к корпусу ЦВД турбины. Они находились путем решения обратной задачи. Для этого было найдено решение задачи теплопроводности для двухслойной стенки (корпус турбины – тепловая изоляция). Постановка задачи в данном случае имеет вид (рис. 3) [1, 4, 5]:

$$\frac{\partial T_i(x,t)}{\partial t} = a_i \frac{\partial^2 T_i(x,t)}{\partial x^2},\ t > 0;\ x_{i-1} < x < x_i;\ i = 1,\ 2;\ x_0 = 0;\ x_2 = \delta; \qquad (4)$$

$$T_i(x,0)=T_0,\ i=1,\ 2; \tag{5}$$

$$\lambda_1\frac{\partial T_1(0,t)}{\partial x}+\alpha_1\left[T_{\text{ср}1}-T_1(0,t)\right]=0; \tag{6}$$

$$T_1(x_1,t)=T_2(x_1,t); \tag{7}$$

$$\lambda_1\frac{\partial T_1(x_1,t)}{\partial x}=\lambda_2\frac{\partial T_2(x_1,t)}{\partial x}; \tag{8}$$

$$\lambda_2\frac{\partial T_2(\delta,t)}{\partial x}+\alpha_2\left[T_2(\delta,t)-T_{\text{ср}2}\right]=0, \tag{9}$$

где T_i – температура i-го слоя (i = 1, 2); x – координата; t – время; $\delta=\delta_1+\delta_2$ – суммарная толщина двухслойной стенки; λ_i, a_i – коэффициент теплопроводности и температуропроводности i-го слоя (i = 1,2); T_0 – начальная температура; α_1, α_2 – коэффициент теплоотдачи со стороны пара и окружающей среды; $T_{\text{ср}1}$, $T_{\text{ср}2}$ – температура пара и окружающей среды.

Введем следующие безразмерные переменные и параметры:

$$\Theta_i=\frac{T_i-T_{\text{ср}2}}{T_0-T_{\text{ср}2}};\quad \xi=\frac{x}{\delta};\quad \text{Fo}=\frac{at}{\delta^2};\quad \text{Bi}_1=\frac{\alpha_1\delta}{\lambda_1};\quad \text{Bi}_2=\frac{\alpha_2\delta}{\lambda_2};\quad \Delta T=\frac{T_{\text{ср}1}-T_{\text{ср}2}}{T_0-T_{\text{ср}2}},$$

где Θ_i – безразмерная температура (i = 1,2); Fo – число Фурье (безразмерное время); ξ – безразмерная координата; Bi_1, Bi_2 – число Био; a – наименьший из коэффициентов температуропроводности a_i (i = 1, 2).

С учетом обозначений задача (4)–(9) запишется следующим образом:

$$\frac{\partial\Theta(\xi,\text{Fo})}{\partial\text{Fo}}=\frac{a_i}{a}\frac{\partial^2\Theta(\xi,\text{Fo})}{\partial\xi^2},\ \text{Fo}>0;\ \xi_{i-1}<\xi<\xi_i;\ i=1,2;\ \xi_0=0;\ \xi_2=1; \tag{10}$$

$$\Theta_i(\xi,0)=1,\ \ i=1,\ 2; \tag{11}$$

$$\frac{\partial\Theta_1(0,\text{Fo})}{\partial\xi}+\text{Bi}_1[\Delta T-\Theta_1(0,\text{Fo})]=0; \tag{12}$$

$$\Theta_1(\xi_1,\text{Fo})=\Theta_2(\xi_1,\text{Fo}); \tag{13}$$

$$\lambda_1\frac{\partial\Theta_1(\xi_1,\text{Fo})}{\partial\xi}=\lambda_2\frac{\partial\Theta_2(\xi_1,\text{Fo})}{\partial\xi}; \tag{14}$$

$$\frac{\partial\Theta_2(1,\text{Fo})}{\partial\xi}+\text{Bi}_2\Theta_2(1,\text{Fo})=0, \tag{15}$$

где (13), (14) – условия сопряжения, записанные в виде равенства температур и тепловых потоков на контакте слоев ($\xi=\xi_1$).

Запишем решение задачи (10)–(15), используя интегральный метод теплового баланса [6–9], в виде [1]

$$\Theta_i(\xi,\mathrm{Fo}) = A_i + D_i\xi + f(\mathrm{Fo})\varphi_i\left(\xi\right),\ i = 1,2, \tag{16}$$

где

$$A_1 = \mathrm{Bi}_1\Delta T(\mathrm{Bi}_2\xi_1(\lambda_2-\lambda_1)+\lambda_1(1+\mathrm{Bi}_2))/r;\ A_2 = \mathrm{Bi}_1\Delta T\lambda_1(1+\mathrm{Bi}_2)/r;$$

$$D_1 = -\mathrm{Bi}_1\Delta T\mathrm{Bi}_2(\lambda_2/r);\quad D_2 = -\lambda_1\mathrm{Bi}_1\Delta T(\mathrm{Bi}_2/r);$$

$$r = \lambda_1\mathrm{Bi}_1\left(1-\mathrm{Bi}_2(\xi_1-1)\right)+\mathrm{Bi}_2\lambda_2(1+\xi_1\mathrm{Bi}_1);$$

$$\varphi_1(\xi) = 2r_2/r_1 + \mathrm{Bi}_1F\xi - \xi^2(2\lambda_2\xi_1+\mathrm{Bi}_1\lambda_1N+\mathrm{Bi}_1\xi_1^2(2\lambda_2-\lambda_1))/(r_1\xi_1);$$

$$\varphi_2(\xi) = (\mathrm{Bi}_2+2)/\mathrm{Bi}_2 - \xi^2;\ r_2 = (\mathrm{Bi}_2+2)\lambda_1/\mathrm{Bi}_2 - \xi_1^2\left(\lambda_1-\lambda_2\right);$$

$$f(\mathrm{Fo}) = C_1\exp\left(-\frac{6(\mu_4+\mu_5+\mu_8+2\mathrm{Bi}_2a_2\lambda_1(\xi_1-1)-2\mathrm{Bi}_1a_1\lambda_1)}{\mu_6+\mathrm{Bi}_2\xi_1^2\lambda_1(\mathrm{Bi}_1+\xi_1)-4\mathrm{Bi}_2\xi_1^3\lambda_2+\mu_9-\mu_7}\mathrm{Fo}\right);$$

$$\mu_4 = \mathrm{Bi}_1\mathrm{Bi}_2\xi_1^2a_1(\lambda_1-\lambda_2);\ \mu_5 = \mathrm{Bi}_1\mathrm{Bi}_2\xi_1a_2\lambda_1(\xi_1-1);\ \mu_6 = \mathrm{Bi}_1\mathrm{Bi}_2\xi_1^4(\lambda_1-\lambda_2);$$

$$\mu_7 = \lambda_1(6\mathrm{Bi}_1\xi_1-4\mathrm{Bi}_1-12);\quad \mu_8 = \mathrm{Bi}_1\mathrm{Bi}_2a_1(\lambda_1-2\lambda_2);\quad \mu_9 = 2\mathrm{Bi}_1\xi_1\lambda_1(\xi_1-\mathrm{Bi}_2);$$

$$C_1 = \frac{3}{2}\frac{(r_3-r_4-\mathrm{Bi}_1\Delta T\lambda_1(2+\mathrm{Bi}_2)+2\mathrm{Bi}_1\lambda_1(\mathrm{Bi}_2+1)-2\lambda_2\mathrm{Bi}_2)(2+\xi_1\mathrm{Bi}_1)\lambda_1\mathrm{Bi}_2}{(r_5-\lambda_1\mathrm{Bi}_1-\lambda_2\mathrm{Bi}_2-\lambda_1\mathrm{Bi}_1\mathrm{Bi}_2)(r_6+r_7+r_8+12\lambda_1-6\xi_1\mathrm{Bi}_1\lambda_1)};$$

$$r_3 = \mathrm{Bi}_1\mathrm{Bi}_2\Delta T\xi_1(\lambda_2-\lambda_1);\quad r_4 = 2\mathrm{Bi}_1\mathrm{Bi}_2\xi_1(\lambda_1-\lambda_2);\quad r_5 = \xi\mathrm{Bi}_1\mathrm{Bi}_2(\lambda_1-\lambda_2);$$

$$r_6 = 4\xi_1^3\mathrm{Bi}_2(\lambda_1-\lambda_2);\ r_7 = \lambda_1\mathrm{Bi}_1\mathrm{Bi}_2\xi_1(\xi_1+\xi_1^3-2);\ r_8 = \xi_1^2\mathrm{Bi}_1(2\lambda_1-\xi^2\lambda_2\mathrm{Bi}_2).$$

Температурные кривые, найденные на основе данных рис. 1, показаны на рис. 4.

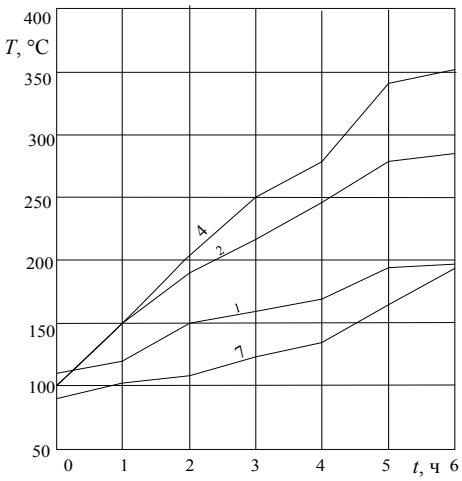

Рис. 4. Изменение температуры во времени в верхней части корпуса турбины:
1, 2, 4, 7 – номер сечения (рис. 1)

Fig. 4. Temperature change over time at the top of the turbine casing:
1, 2, 4, 7 – section number (fig. 1)

Из анализа рис. 4 следует, что кривые 1, 4 можно аппроксимировать линейной зависимостью во времени, а 2, 7 – квадратичной:

$$T(t) = \nu_1 + \nu_2 t; \;\; T(t) = \nu_1 + \nu_2 t + \nu_3 t^2, \qquad (17)$$

где ν_1, ν_2, ν_3 – коэффициент аппроксимации.

Значения коэффициентов аппроксимации для всех кривых приведены в табл. 2.

Таблица 2

Коэффициенты аппроксимации экспериментальных значений температуры

The coefficients of approximation of experimental temperature values

Коэффициент аппроксимации	Номер сечения корпуса турбины согласно рис. 1			
	1	2	4	7
ν_1	110	105	100	90
ν_2	14	44,83	42,17	4,37
ν_3		–2,5		2,1

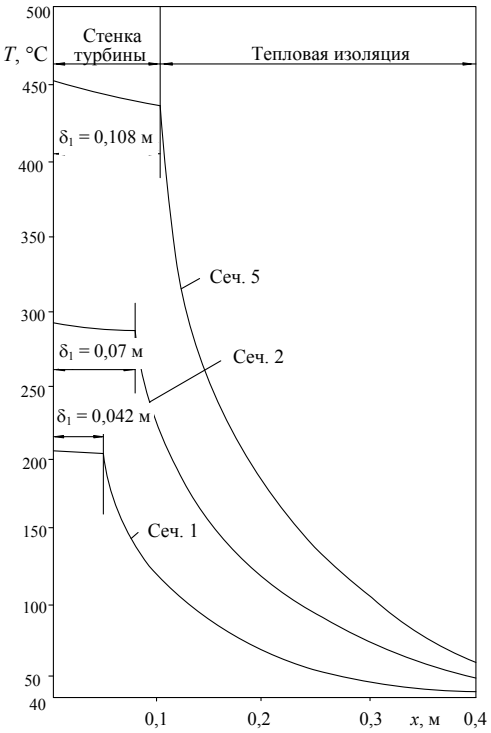

Рис. 5. Изменения температуры по толщине двухслойной (металл – тепловая изоляция) стенки цилиндра высокого давления турбины в различных сечениях по длине корпуса (рис. 2)

Fig. 5. Temperature changes over the thickness of the two-layer (metal – thermal insulation) high-pressure cylinder wall of the turbine in different sections along the length of the casing (fig. 2)

Выражения (17) посредством решения обратной задачи теплопроводности были использованы для нахождения коэффициентов теплоотдачи α_1 на внутренней поверхности стенки турбины [1, 4, 10]. Для задачи (4)–(9) формулами (17) определяется температура на контакте слоев $x = x_1$, т. е. $T(x, t) = T(x_1, t)$. Подставляя соотношения (17), приведенные к безразмерному виду, в левую часть (16) относительно $\mathrm{Bi} = \alpha_1\delta/\lambda_1$ для каждого сечения получаем трансцендентное уравнение. Из решения этого уравнения находится Bi_1, а следовательно, и α_1. Используя (16) и (17), определены средние за время пуска коэффициенты теплоотдачи в тех точках корпуса ЦВД, где были установлены термопары. Их величины соответственно со второго по шестое сечение оказались следующими: 12, 20, 36, 35 и 11 Вт/(м^2·К).

Из анализа результатов следует, что наименьшие α_1 наблю-

даются в сечениях, где находятся обоймы диафрагм. В пространстве между ними скорости движения пара малы (застойные зоны). Максимальные α_1 отмечены в зоне высоких температур и скоростей течения пара [1].

Найденные величины коэффициентов теплоотдачи были использованы для определения температуры по толщине стенки и тепловой изоляции для сечений 1, 2, 5 (рис. 5). Анализ полученных результатов позволяет заключить, что наибольший перепад температуры по толщине металлический стенки, составляющий 8,2 ^{o}C, наблюдается в пятом сечении, т. е. в той части корпуса, где толщина стенки наибольшая (δ_1 = 0,108 м).

Для решения задачи брали следующие исходные данные: λ_1 = 37 Вт/(м·К); λ_2 = 0,8 Вт/(м·К); $a_1 = 0{,}8 \cdot 10^{-5}$ м^2/с; $a_2 = 0{,}8 \cdot 10^{-6}$ м^2/с; δ_2 = 0,3 м; α_2 = = 10 Вт/(м^2·К); $t_{ср}$ = 30 ^{o}C.

ВЫВОДЫ

1. По результатам экспериментально-теоретических исследований температурного состояния корпуса цилиндра высокого давления турбины Т-100-130 в процессе пуска найдена величина его осевого удлинения, составляющая 14,79 мм (при полном прогреве корпуса и выходе турбины на стационарный режим работы).

2. Разработана методика, позволяющая по изменениям отдельных параметров до текущего измерения выполнять их прогноз изменения на некотором последующем диапазоне времени. Практическое применение методики в процессе конкретных пусков турбины показало, что прогноз изменения разности температур верха и низа корпуса цилиндра высокого давления последующими измерениями этого параметра подтверждается с высокой достоверностью.

3. Используя найденные из решения обратной задачи теплопроводности коэффициенты теплоотдачи, получены кривые изменения температуры в различных сечениях корпуса ЦВД с учетом тепловой изоляции на внешней поверхности стенки.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках базовой части государственного задания ФГБОУ ВО «Самарский государственный технический университет» (проект № 1.5551.2017/8.9).

ЛИТЕРАТУРА

1. Исследование термонапряженного состояния цилиндра высокого давления паровой турбины Т-100-130 / В. А. Кудинов [и др.] // Пространство, время и фундаментальные взаимодействия. 2018. № 3. С. 78–91.
2. Тимошенко, С. П. Теория упругости / С. П. Тимошенко, Дж. Гудьер. М.: Наука, 1979. 560 с.
3. Неймарк, Б. Е. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике / Б. Е. Неймарк. М.: Энергия, 1967. 200 с.

4. Кудинов, В. А. Аналитические решения задач тепломассопереноса и термоупругости для многослойных конструкций / В. А. Кудинов, Э. М. Карташов, В. В. Калашников. М.: Высш. шк., 2005. 429 с.
5. Кудинов, В. А. Теплопроводность и термоупругость в многослойных конструкциях / В. А. Кудинов, Б. В. Аверин, Е. В. Стефанюк. М.: Высш. шк., 2008. 305 с.
6. Гудмен, Т. Применение интегральных методов в нелинейных задачах нестационарного теплообмена / Т. Гудмен // Проблемы теплообмена: сб. науч. тр. М.: Атомиздат, 1967. С. 41–96.
7. Тимошпольский, В. И. Теоретические основы теплофизики и термомеханики в металлургии / В. И. Тимошпольский, Ю. С. Постольник, Д. Н. Андрианов. Минск: Беларус. навука, 2005. 560 с.
8. Глазунов, Ю. Т. Вариационные методы / Ю. Т. Глазунов. М.; Ижевск: Ин-т компьют. исслед., 2006. 470 с.
9. Кудряшов, Л. И. Приближенные решения нелинейных задач теплопроводности / Л. И. Кудряшов, Н. А. Меньших. М.: Машиностроение, 1979. 232 с.
10. Шумаков, Н. В. Метод последовательных интервалов в теплометрии нестационарных процессов / Н. В. Шумаков. М.: Атомиздат, 1979. 216 с.

Поступила 04.01.2019 Подписана в печать 26.03.2019 Опубликована онлайн 30.09.2019

REFERENCES

1. Kudinov V. A., Kurganova O. Yu., Gavrilova T. E., Stefanyuk E. V., Kudinov I. V. (2018) Study of Thermal Stress State of the High-Pressure Cylinder of the T-100-130 Steam Turbine. *Prostranstvo, Vremya i Fundamental'nye Vzaimodeistviya = Space, Time and Fundamental Interactions*, (3), 78–91 (in Russian).
2. Timoshenko S. P., Gud'er Dzh. (1979) *Elasticity Theory*. Moscow, Nauka Publ. 560 (in Russian).
3. Neimark B. E. (1967) *Physical Properties of Steels and Alloys Used in Power Engineering*. Moscow, Energiya Publ. 200 (in Russian).
4. Kudinov V. A., Kartashov E. M., Kalashnikov V. V. (2005) *Analytical Solutions of Heat and Mass Transfer Problems as Well as of Thermoelasticity Problems for Multilayer Structures.* Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 429 (in Russian).
5. Kudinov V. A., Averin B. V., Stefanyuk E. V. (2008) *The Thermal Conductivity and Thermoelasticity for Multilayer Structures*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 305 (in Russian).
6. Gudmen T. (1967) Application of Integral Methods in Nonlinear Problems of Unsteady Heat Transfer. *Problemy Teploobmena: Cb. Nauch. Tr.* [Heat Transfer Problems: Collected Proceedings]. Moscow, Atomizdat Publ., 41–96 (in Russian).
7. Timoshpol'skii V. I., Postol'nik Yu. S., Andrianov D. N. (2005) *Theoretical Foundations of Thermal Physics and Thermomechanics in Metallurgy.* Minsk, Belaruskaya Navuka Publ. 560 (in Russian).
8. Glazunov Yu. T. (2006) *Variational Methods*. Moscow – Izhevsk, Research Centre of “Regular and Chaotic Dynamics”, Institute of Computer Research. 470 (in Russian).
9. Kudryashov L. I., Men'shikh N. A. (1979) *Approximate Solutions of Nonlinear Heat Conduction Problems.* Moscow, Mashinostroenie Publ. 232 (in Russian).
10. Shumakov N. V. (1979) *The Method of Successive Intervals in Heat Measurements of Non-Stationary Processes*. Moscow, Atomizdat Publ. 216 (in Russian).

Received: 4 January 2019 Accepted: 26 March 2019 Published online: 30 September 2019

https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-469-481

УДК 62.5

Структурно-параметрическая оптимизация системы автоматического управления мощностью энергоблоков 300 МВт в широком диапазоне изменения нагрузок

К. И. Артёменко[1)]

[1)]Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2019
Belarusian National Technical University, 2019

Реферат. Рассматривается структурно-параметрическая оптимизация системы автоматического управления мощностью энергоблоков (САУМБ) 300 МВт Лукомльской ГРЭС в режиме как постоянного, так и переменного давления перегретого пара перед турбиной. На восьми энергоблоках Лукомльской ГРЭС с 1974 по 1979 г. были внедрены САУМБ с ведущим котельным регулятором мощности. В данный момент эти системы уже не удовлетворяют требованиям, предъявляемым к качеству регулирования частоты. В 2016 г. суточный график электрических нагрузок Белорусской энергосистемы выглядел следующим образом: базовую часть графика электрических нагрузок покрывали теплоэлектроцентрали (ТЭЦ) и мини-ТЭЦ (наименее маневренные электростанции), полупиковую часть – государственные районные электростанции (Лукомльская и Березовская ГРЭС), пиковую – импорт электроэнергии из соседних энергосистем. Но в этом году будет введен в эксплуатацию первый энергоблок Белорусской АЭС, в 2020 г. – второй. После пуска Белорусская АЭС покроет базовую часть в суточном графике нагрузки энергосистемы, в полупиковой будут работать ТЭЦ, пиковую покроют ГРЭС. Следовательно, из-за изменения структуры суточного графика электрических нагрузок Белорусской энергосистемы необходимо повысить эффективность работы энергоблоков в частности и всей Лукомльской ГРЭС в целом. Этого можно добиться при помощи предлагаемой методики структурно-параметрической оптимизации типовой САУМБ. Проведение данного мероприятия позволит повысить качество регулирования мощности и давления пара перед турбиной, снизить расход топлива, уменьшить перемещение регулирующих клапанов турбины, улучшить экологичность работы всей электростанции. Приведенная методика подтверждена результатами компьютерного моделирования переходных процессов в системе автоматического управления при внешнем и внутреннем возмущениях.

Ключевые слова: структурно-параметрическая оптимизация, система автоматического управления мощностью энергоблоков, регулирование частоты, режим постоянного давления пара перед турбиной, режим скользящего давления пара перед турбиной

Для цитирования: Артёменко, К. И. Структурно-параметрическая оптимизация системы автоматического управления мощностью энергоблоков 300 МВт в широком диапазоне изменения нагрузок / К. И. Артёменко // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2019. Т. 62, № 5. С. 469–481. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-469-481

Адрес для переписки
Артёменко Кирилл Игоревич
Белорусский национальный технический университет
просп. Независимости, 65/2,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 292-71-63
power.st@bntu.by

Address for correspondence
Artsiomenka Kirill I.
Belarusian National Technical University
65/2 Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 292-71-63
power.st@bntu.by

Structural-and-Parametric Optimization of Automatic Control System for Power Units of 300 MW in Wide Range of Load Variations

K. I. Artsiomenka[1)]

[1)]Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The structural-parametric optimization of the automatic control system for power units (ACSPU) of 300 MW of Lukoml'skaya GRES (Lukoml Local Condensing Power Plant) in the mode of both the permanent and the variable superheated steam pressure upstream of the turbine is under consideration. During 1974–1979, eight units of the Lukoml'skaya GRES implemented the ACSPU with a leading boiler power control. At the moment, these systems no longer meet all the frequency control quality requirements. In 2016, the daily schedule of electric loads of the Belarusian power system was as follows: the basic part of the schedule of electric loads was covered by combined heat and power plants (CHP) and by mini-CHP (which are the least maneuverable of the power plants), the semi-peak part of it–by local condensing power plants (Lukoml'skaya GRES and Berezovskaya GRES), the peak part–by import electric energy from neighboring power systems. However, this year the first unit of the Belorussian NPP will be put into operation, while the second one–in 2020. After the launch of the Belorussian NPP, it will cover basic part of load curve; CPPs will cover the semi-peak part, while the peak part of load curve will be covered by local condensing power plants. Correspondingly, due to the alteration of the structure of daily schedule of electric loads of the Belarusian power system, it is necessary to improve the efficiency of power units of Lukoml'skaya GRES as well as of the entire Lukoml'skaya GRES in general. This can be achieved with the help of the method of parametric optimization of the typical ACSPU proposed in the present paper. As a result, the quality of control of power and pressure upstream of the turbine will be improved; the flow of fuel will be reduced, as well as the turbine regulation valve displacement; environmental performance of entire power plant will be improved, too. The proposed technique has been confirmed by the results of computer simulation of transient processes in the automatic control system under external and internal disturbances.

Keywords: structural-and-parametric optimization, automatic control systems for power units, frequency control, mode of constant steam pressure upstream of the turbine, mode of variable steam pressure upstream of the turbine

For citation: Artsiomenka K. I. (2019) Structural-and-Parametric Optimization of Automatic Control System for Power Units of 300 MW in Wide Range of Load Variations. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 62 (5) 469–481. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-469-481 (in Russian)

Введение

В 1970-е гг. Южным отделением «Южтехэнерго», БЭРН и БПИ была разработана система автоматического управления мощностью энергоблока и внедрена на восьми энергоблоках Лукомльской ГРЭС [1]. Структурная схема типовой системы автоматического управления мощностью энергоблоков (САУМБ) Лукомльской ГРЭС приведена на рис. 1, где использованы следующие обозначения: АЗМБ – автоматический задатчик мощности блока; ЗН – задатчик нагрузки; ЗС – задатчик скорости; $N_{зд}$ – заданное значение мощности энергоблока; $N_ф$ – фактическая электрическая мощность; Σ_1 – сумматор измерительного блока; Δf – частота электрической сети; K_N – весовой коэффициент; КМ – котельный регулятор мощности; $\mu_к^{зд}$ – задание регулятором нагрузки котла; РРК – стабилизатор положения регули-

рующих клапанов; РД – регулятор давления; МУТ – механизм управления турбиной; РПС – реле переключения состояния; $p_т$ – давление перегретого пара перед турбиной; $p_{зд}$ – заданное давление перегретого пара перед турбиной; $h_т^{зд}$ – заданное значение положения регулирующих клапанов турбины; $h_т$ – положение регулирующих клапанов турбины; Дф – дифференциатор инвариантности; ПИ$_1$, ПИ$_2$, ПИ$_3$ – пропорционально-интегральные регуляторы.

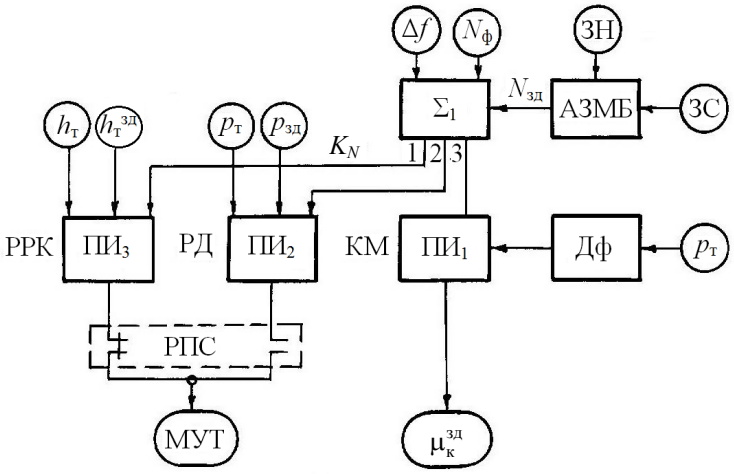

Рис. 1. Структурная схема типовой системы автоматического управления мощностью энергоблоков Лукомльской ГРЭС

Fig. 1. The structural diagram of the Lukoml'skaya GRES power units

Проведен системный анализ научно-технической информации по системам автоматического управления мощностью энергоблоков, который показал, что типовая САУМБ не может удовлетворять современным требованиям стандартов к качеству регулирования частоты и мощности без существенного увеличения максимальных относительных величин регулирующих воздействий клапанами турбины и задающих воздействий котельным регулятором нагрузки [2].

Типовая САУМБ энергоблока 300 МВт Лукомльской ГРЭС в 2020 г. после окончания строительства Белорусской АЭС вынуждена будет работать в более жестких к качеству регулирования условиях – в пиковой части суточного графика электрических нагрузок Белорусской энергосистемы (вместо полупиковой до этого) [3].

Центральным диспетчерским управлением Единой энергетической системы (ЦДУ ЕЭС) введен стандарт, который регламентирует современные требования к регулированию частоты и перетоков активной электрической мощности в энергосистеме для тепловых электростанций: время достижения 50 % необходимого значения изменения мощности должно составлять 10 с в пределах нормального и аварийного резервов; полного 30 с в пределах нормального резерва и 5 мин – в пределах аварийного [4]. Типовая

САУМБ набирает 10 % номинальной мощности энергоблока в режиме постоянного давления пара перед турбиной за 8 мин, в режиме переменного давления – за 12 мин [1]. Поэтому типовая САУМБ уже не удовлетворяет требованиям нового стандарта.

В последнее время опубликовано много работ, посвященных системам автоматического управления мощностью энергоблоков 300 МВт [5–11]. Но все предлагаемые в этих работах САУМБ отличает сложность настройки. Из-за этого актуальной становится задача модернизации САУМБ энергоблоков, работающих в переменной части графика электрических нагрузок (в частности, Лукомльской ГРЭС), при помощи современных методов структурно-параметрической оптимизации.

Описание предлагаемой системы автоматического управления мощностью энергоблоков

В ходе работы над заданием № 1.1.11 «Структурно-параметрическая оптимизация системы регулирования нагрузки энергоблока» за 2016–2018 гг. программы ГПНИ «Энергетические системы, процессы и технологии» подпрограммы «Энергетическая безопасность и надежность энергетических систем» на основе методов структурно-параметрической оптимизации получена структурная схема САУМБ, приведенная на рис. 2.

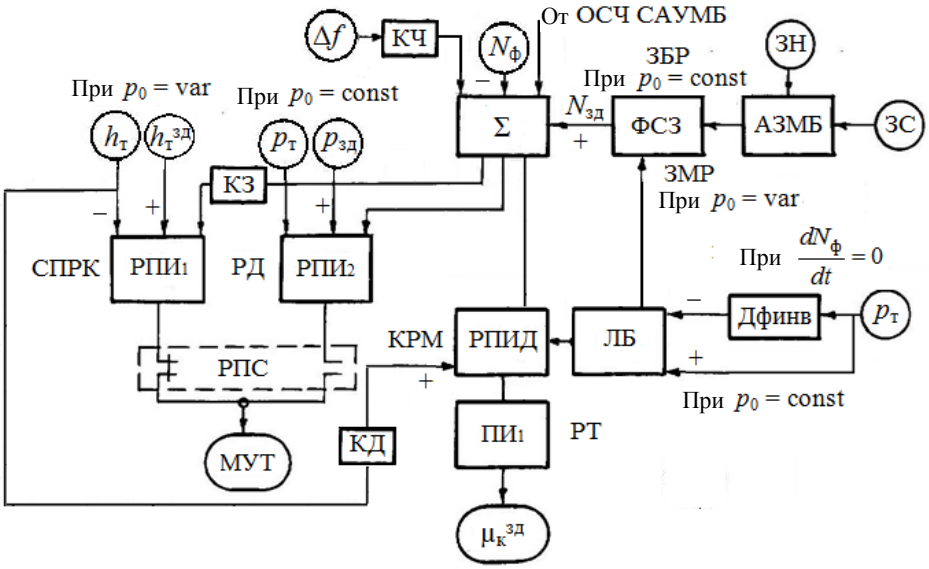

Рис. 2. Структурная схема предлагаемой системы автоматического управления мощностью энергоблоков

Fig. 2. The structural diagram of the proposed system of the automatic control system for power units

На рис. 2 использованы следующие обозначения: ФСЗ – формирователь сигнала задания; ЗБР – звено быстрого реагирования; ЗМР – звено медленного реагирования; ОСЧ САУМБ – общестанционная часть САУМБ;

КЧ – корректор частоты; ЛБ – логический блок; РПИД – реальный ПИД-регулятор; РТ – регулятор топлива; КД – компенсатор динамики $N_ф$ при изменении положения $h_т$; РПИ$_1$, РПИ$_2$ – реальные ПИ-регуляторы; СПРК – стабилизатор положения регулирующих клапанов; КЗ – корректор задания.

Энергоблок мощностью 300 МВт с целью повышения экономичности процесса в диапазоне от 100 до 30 % работает в двух режимах [12]:

– от 100 до 70 % – давление пара постоянное (режим постоянного давления). Для снижения нагрузки прикрывают регулирующие клапана турбины, уменьшая тем самым расход пара, следовательно, снижая электрическую мощность генератора;

– в диапазоне от 70 до 30 % уменьшение электрической мощности достигается за счет того, что блок переходит в режим скользящего, т. е. переменного давления перед турбиной. Чем меньше нагрузка, тем меньше давление пара перед турбиной, чтобы обеспечить меньший расход пара перед турбиной при меньшей нагрузке.

Работа энергоблока в широком диапазоне изменения нагрузки приводит к существенному ухудшению динамических характеристик по электрической мощности и давлению пара перед турбиной с уменьшением нагрузки энергоблока. Энергоблок как объект управления описывают с помощью таких динамических характеристик, как передаточная функция:

• опережающего участка по расходу топлива (газа)

$$W_{оп}(p) = W_{B_т, h_{ро}}(p) = \frac{K_{оп}}{(T_{оп}p+1)(\sigma_{оп}p+1)}, \quad (1)$$

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

• описывающая инерционность датчика измерения давления иввиоля, соответствующего положению регулирующих клапанов турбины:

$$W^*_{оп}(p) = W_{ивв}(p) = \frac{K_5}{T_9 p+1}, \quad (2)$$

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

• по электрической мощности $N_ф$ при скачкообразном изменении расхода топлива $B_т$

$$W_{N_ф, B_т}(p) = \frac{K_1 e^{-\tau_1 p}}{(T_1 p+1)(\sigma_1 p+1)}, \quad (3)$$

где K_1 – коэффициент передачи; T_1, σ_1 – соответственно большая и меньшая постоянные времени передаточной функции по мощности при изменении расхода топлива, с; τ_1 – время запаздывания по каналу регулирующего воздействия, с;

• по давлению перегретого пара перед турбиной p_0 при скачкообразном изменении расхода топлива $B_т$

$$W_{p_0, B_т}(p) = \frac{K_2 e^{-\tau_1 p}}{(T_2 p + 1)(\sigma_2 p + 1)}, \quad (4)$$

где K_2 – коэффициент передачи; T_2, σ_2 – соответственно большая и меньшая постоянные времени передаточной функции по давлению пара перед турбиной при изменении расхода топлива, с; τ_2 – время запаздывания по каналу регулирующего воздействия, с;

• по электрической мощности $N_ф$ при скачкообразном перемещении регулирующих клапанов турбины $h_{рк}$

$$W_{N_ф, h_{рк}}(p) = \frac{T_0 p (T_3 p + 1)}{(T_4 p + 1)(T_5 p + 1)}, \quad (5)$$

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

• по давлению перегретого пара перед турбиной p_0 при скачкообразном перемещении регулирующих клапанов турбины $h_{рк}$

$$W_{p_0, h_{рк}}(p) = \frac{K_3 (T_6 p + 1)}{T_7 p + 1}, \quad (6)$$

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

Регулятор топлива (РТ) и котельный регулятор мощности (КРМ) представляют собой каскадную систему автоматического управления. Корректирующий котельный реальный ПИД-регулятор настраивают на оптимальную отработку задающего сигнала, а стабилизирующий ПИ-регулятор топлива – на оптимальную отработку внутреннего возмущения.

В режиме постоянного давления перегретого пара перед турбиной регулятор топлива настраивают по передаточной функции опережающего участка (1) по методу частичной компенсации (МЧК) [13]. Сначала нужно рассчитать относительное значение коэффициента передачи ПИ-регулятора

$$K = K_{р1} K_{оп} = 0,7395 T \left(1 + \frac{1}{T}\right)^2 - 1, \quad (7)$$

где $K_{р1}$ – коэффициент передачи ПИ-регулятора; T – относительная постоянная времени передаточной функции опережающего участка (1),

$$T = \frac{T_{оп}}{\sigma_{оп}}. \quad (8)$$

С учетом (7) и (8) можно найти абсолютное значение $K_{р1}$

$$K_{р1} = \frac{K}{K_{оп}}.$$

Относительное значение времени интегрирования ПИ-регулятора I рассчитаем с помощью (7) и (8) по формуле

$$I = \frac{T_{и1}}{\sigma_{оп}} = \frac{6,3K}{T\left(1+\frac{1}{T}\right)^3}.$$

Абсолютное значение времени интегрирования $T_{и1}$ – $T_{и1} = I\sigma_{оп}$.

КРМ представляет собой реальный ПИД-регулятор, структура которого определена на базе передаточной функции оптимального регулятора [12]. С учетом (3) передаточная функция реального ПИД-регулятора имеет следующий вид:

$$W_{КРМ}(p) = \left[W^*_{N_ф,\,B_т}(p)\right]^{-1} W^{рс(n=2)}_{зд2}(p) = \frac{(T_1 p+1)((\sigma_1+\tau_1)p+1)}{K_1 2T_{зд2} p\left(\frac{T_{зд2}}{2}p+1\right)}, \qquad (9)$$

где $T_{зд2}$ – заданная постоянная времени, определяемая следующим образом:

$$T_{зд2} = \frac{T_1+\sigma_1+\tau_1}{2K_1}.$$

Структуру турбинного регулятора мощности (ТРМ) формируем на основе передаточной функции оптимального регулятора с использованием передаточной функции (6) по давлению пара перед турбиной при возмущении перемещением регулирующих клапанов [12]

$$W_{ТРМ}(p) = \left[W_{p_0,\,h_{рк}}(p)\right]^{-1} W^{рс(n=1)}_{зд1}(p), \qquad (10)$$

где $W^{рс(n=1)}_{зд1}(p)$ – передаточная функция разомкнутой системы в виде идеального интегрирующего звена,

$$W^{рс(n=1)}_{зд1}(p) = \frac{1}{T_{зд1}p}, \qquad (11)$$

$T_{зд1}$ – единственный расчетный параметр динамической настройки ТРМ.

С учетом (6), (10) и (11) передаточная функция ТРМ примет вид реального ПИ-регулятора

$$W_{ТРМ}(p) = \frac{T_7 p+1}{K_3(T_6 p+1)T_{зд1}p}.$$

Значение $T_{зд1}$ рассчитаем с учетом ряда чисел правила золотого сечения: $T_{зд1} = 0{,}56T_7$.

В режиме постоянного давления перегретого пара перед турбиной дифференциатор инвариантности превращен в пропорциональное звено с коэффициентом передачи, равным единице.

Передаточную функцию формирователя сигнала задания (ФСЗ) представим в виде звена быстрого реагирования

$$W_{ФСЗ}(p) = 1 + W_{д}^{зд}(p) = 1 + \frac{K_{д}^{зд}T_{д}^{зд}p}{T_{д}^{зд}p+1} = \frac{(1+K_{д}^{зд})T_{д}^{зд}p+1}{T_{д}^{зд}p+1} = \frac{T_{1}^{зд}p+1}{T_{д}^{зд}p+1}, \quad (12)$$

где $W_{д}^{зд}(p)$ – передаточная функция дифференциатора ФСЗ.

Постоянную времени знаменателя передаточной функции (12) при помощи формулы (5) определим с учетом ряда чисел правила золотого сечения, приняв за целое три:

$$T_{д}^{зд} = 3{,}146\left(T_4 + T_5\right).$$

Значение постоянной времени числителя передаточной функции ФСЗ (12) рассчитаем аналогично

$$T_{1}^{зд} = 3{,}382\left(T_4 + T_5\right).$$

В режиме переменного давления перегретого пара перед турбиной настройка САУМБ имеет несколько отличий. Во-первых, заданную постоянную времени $T_{зд2}$ котельного реального ПИД-регулятора вычислим по следующей формуле:

$$T_{зд2} = \sqrt{\frac{T_1(\sigma_1+\tau_1)}{1{,}2}}.$$

Во-вторых, структуру турбинного регулятора мощности (ТРМ) формируем на основе передаточной функции оптимального регулятора при помощи передаточной функции датчика измерения давления иввиоля (2) при возмущении изменением положения регулирующих клапанов турбины [12]

$$W_{ТРМ}(p) = \left[W_{оп}^{*}(p)\right]^{-1} W_{зд1}^{рс(n=1)}(p)W_{ф}(p), \quad (13)$$

где $W_{ф}(p)$ – передаточная функция фильтра,

$$W_{ф}(p) = \frac{1}{p+1}. \quad (14)$$

В цепь ТРМ необходимо добавить пропорциональное звено с коэффициентом передачи K_5. Тогда с учетом (2), (11), (13), (14) передаточная функция ТРМ примет вид

$$W_{\text{ТРМ}}(p) = K_5 \frac{T_9 p + 1}{K_5 T_{\text{зд}1} p\left(p+1\right)} = \frac{T_9 p + 1}{T_{\text{зд}1} p\left(p+1\right)}.$$

Численное значение $T_{\text{зд}1}$ принимают равным постоянной времени T_9.

Также в режиме переменного давления пара перед турбиной дифференциатор инвариантности отключен от входа КРМ. Вместо этого туда подается сигнал о положении регулирующих клапанов турбины через передаточную функцию (5) со знаком «плюс», компенсируя аналогичный сигнал на входе КРМ, переданный по обратной связи котельного регулятора нагрузки.

Корректор ТРМ вместо передаточной функции пропорционального звена с коэффициентом передачи, равным единице, реализуем в виде передаточной функции, обратной (5):

$$W_{\text{коррТРМ}}(p) = \left[W_{N_{\text{ф}}, h_{\text{рк}}}(p)\right]^{-1} = \frac{(T_4 p + 1)(T_5 p + 1)}{T_0 p (T_3 p + 1)}.$$

Формирователь сигнала задания представим в виде звена медленного реагирования с передаточной функцией (12). При этом постоянную времени знаменателя (12) с учетом передаточной функции (5) рассчитаем по формуле $T_{\text{д}}^{\text{зд}} = T_3$.

Значение постоянной времени числителя передаточной функции ФСЗ (12) определим с учетом ряда чисел правила золотого сечения: $T_1^{\text{зд}} = 0,618 T_3$.

Результаты математического моделирования переходных процессов

Графики переходных процессов предлагаемой САУМБ, построенные при помощи программы Simulink MatLab, для режимов постоянного и переменного давления пара перед турбиной при отработке скачка задания по мощности приведены на рис. 3.

Результаты промышленных испытаний типовой САУМБ при отработке десятипроцентного скачкообразного задания $N_{\text{зд}}$ при нагрузке 270 МВт (постоянное давление пара) и 150 МВт (переменное давление пара), а также внутреннего возмущения f_1 (котельной нагрузкой) описаны в [1, 12].

Результаты математического моделирования предлагаемой САУМБ при отработке внутреннего возмущения в режимах постоянного и переменного давления перегретого пара перед турбиной приведем в виде прямых показателей качества переходных процессов. Прямые показатели качества переходных процессов типовой и предлагаемой САУМБ при отработке скачка задания $N_{\text{зд}}$ и внутреннего возмущения f_1 в режиме постоянного давления пара сведены в табл. 1.

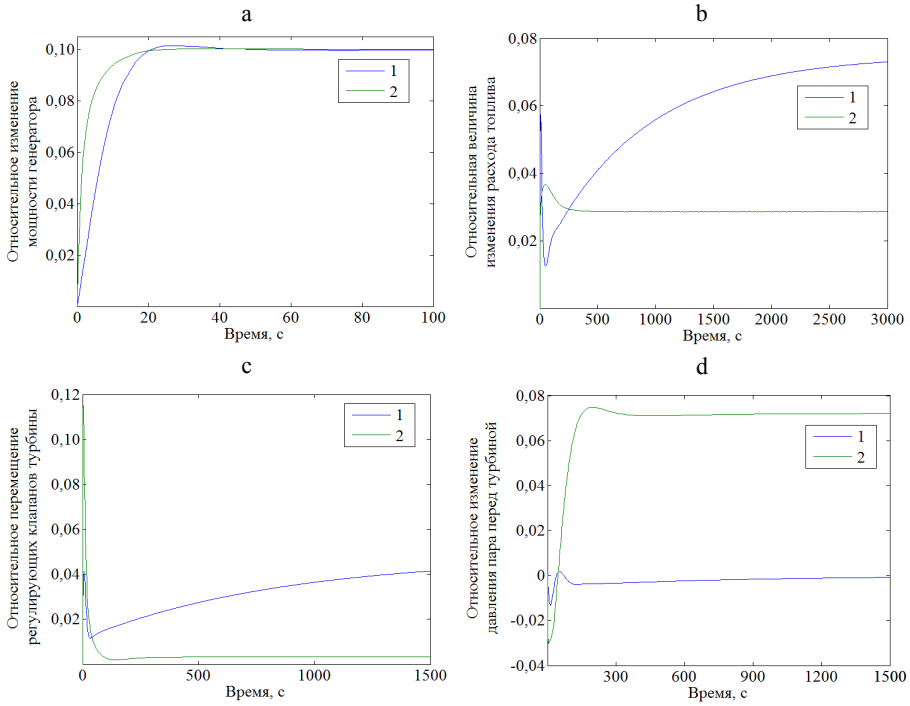

Рис. 3. Графики переходных процессов предлагаемой системы автоматического управления мощностью энергоблоков при отработке скачка задания: a – относительное изменение мощности генератора; b – относительная величина изменения расхода топлива; c – относительное перемещение регулирующих клапанов турбины; d – относительное изменение давления перегретого пара перед турбиной; 1, 2 – режим постоянного и переменного давления пара перед турбиной

Fig. 3. Transient simulation diagrams of the proposed system of the automatic control system for power units in the process of response to the input step: a – relative variation of generator power; b – relative variation of fuel flow; c – relative displacement of turbine regulation valves; d – relative variation of over-heated steam pressure upstream of the turbine; 1, 2 – constant and variable steam pressure upstream of the turbine

Таблица 1

Прямые показатели качества переходных процессов сравниваемых вариантов САУМБ в режиме постоянного давления перегретого пара перед турбиной

Direct indicators of quality of transient processes in the ACSPU variants under comparison at a constant pressure of superheated steam pressure upstream of the turbine

Вариант системы	Вид возмущения	$t_р$, с	$\Delta B_т^м$	$\Delta h_{рк}^м$	$\Delta p_0^м$	$\Delta N_{ф,м}^1$
Типовая	$N_{зд}$	480	1,5	1,6	–0,03	–
	f_1	600	+0,1	–0,02	+0,03	+0,023
Предлагаемая	$N_{зд}$	21	0,766	0,864	–0,013	–
	f_1	280	+0,093	–0,006	+0,069	+0,006

Обозначения: $t_р$ – полное время регулирования; $\Delta B_т^м$ – относительное максимальное изменение расхода топлива; $\Delta h_{рк}^м$ – то же положения регулирующих клапанов турбины; $\Delta p_0^м$ – максимальное отклонение давления перегретого пара перед турбиной; $\Delta N_{ф,м}^1$ – максимальное отклонение фактической мощности при внутреннем возмущении.

Прямые показатели качества переходных процессов типовой и предлагаемой САУМБ при отработке скачка задания $N_{зд}$ и внутреннего возмущения f_1 в режиме переменного давления перегретого пара перед турбиной сведены в табл. 2.

Таблица 2

Прямые показатели качества переходных процессов сравниваемых вариантов САУМБ в режиме переменного давления перегретого пара перед турбиной

Direct indicators of quality of transient processes in the ACSPU variants under comparison at a variable pressure of superheated steam pressure upstream of the turbine

Вариант системы	Вид возмущения	$t_р$, с	$\Delta B_т^м$	$\Delta h_{рк}^м$	$\Delta p_0^м$	$\Delta N_{ф,м}^1$
Типовая	$N_{зд}$	720	1,4	+0,1	1,0	–
	f_1	600	+0,1	–0,02	+0,03	+0,023
Предлагаемая	$N_{зд}$	25	1,283	+0,115	1,038	–
	f_1	150	+0,011	–0,0002	+0,001	+0,00002
Обозначения: $\Delta h^м{}_{рк}$ – максимальное отклонение положения регулирующих клапанов турбины; $\Delta p^м{}_0$ – относительное максимальное изменение давления перегретого пара перед турбиной; остальные обозначения в табл. 1.						

Проанализировав прямые показатели качества сравниваемых вариантов САУМБ, можно сделать вывод, что лучшие характеристики при отработке скачка задания и внутреннего возмущения в широком диапазоне изменения нагрузок обеспечивает предлагаемый вариант системы. Также данный вариант обеспечивает время регулирования, удовлетворяющее требованиям нового стандарта по регулированию частоты и перетоков активной электрической мощности в энергосистеме для тепловых электростанций.

ВЫВОДЫ

1. Предложена система автоматического управления мощностью энергоблоков, отличающаяся от типовой тем, что котельный регулятор мощности представляет собой реальный ПИД-регулятор. Второе отличие – в режиме постоянного давления пара перед турбиной дифференциатор инвариантности превращен в пропорциональное звено с коэффициентом передачи, равным единице, а в режиме скользящего давления – отключен от входа КРМ для уменьшения времени регулирования. Третье отличие – структура ТРМ формируется на основе передаточной функции оптимального регулятора. Также в систему добавлен формирователь сигнала задания, передаточную функцию которого представляют в виде звена быстрого реагирования в режиме постоянного давления пара перед турбиной или в виде звена медленного реагирования при переменном давлении пара.

2. Результаты моделирования переходных процессов предлагаемой САУМБ по сравнению с результатами промышленных испытаний типовой САУМБ в режиме постоянного давления пара перед турбиной показали улучшение качества управления: при отработке скачка задания $N_{зд}$ полное время регулирования $t_р$ составляет 21 с против 480 с у типовой системы, однако при этом максимальное относительное изменение расхода топлива у типовой САУМБ меньше на 48,9 % [12]. Также в предлагаемом варианте

САУМБ относительное максимальное изменение положения регулирующих клапанов сократилось на 46,0 %, но при этом максимальное отклонение давления перегретого пара перед турбиной также уменьшилось на 56,7 % [12].

3. Результаты моделирования переходных процессов предлагаемой САУМБ по сравнению с типовой САУМБ Лукомльской ГРЭС в режиме скользящего давления пара перед турбиной: при отработке скачка задания полное время регулирования $t_р$ равняется 25 с против 720 с у типовой системы, при этом максимальное относительное изменение расхода топлива у типовой САУМБ меньше на 8,4 % [12]. Однако в предлагаемом варианте САУМБ максимальное отклонение положения регулирующих клапанов увеличилось на 15,0 %, а относительное максимальное изменение давления перегретого пара перед турбиной повысилось на 3,8 % [12].

4. При отработке внутреннего возмущения f_1 время регулирования $t_р$ у предлагаемой САУМБ сократилось в 2,14 раза в режиме постоянного давления пара перед турбиной и в 4 раза – в режиме переменного давления пара по сравнению с типовой САУМБ при значительном улучшении других прямых показателей качества.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кулаков, Г. Т. Теоретические основы экспресс-методов структурно-параметрической оптимизации систем автоматического управления для повышения эффективности использования теплоэлектростанций в переменных режимах / Г. Т. Кулаков. Минск, 1990. 450 с.
2. Кулаков, Г. Т. Системный анализ научно-технической информации по системам автоматического управления мощностью энергоблоков / Г. Т. Кулаков, К. И. Артёменко // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2017. Т. 60, № 5. С. 446–458. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-5-446-458.
3. Интеграция белорусской АЭС в энергосистему: влияние на национальную безопасность и экономическое развитие / Т. Г. Зорина [и др.] // Экономика и управление. 2015. № 4. С. 60–65.
4. 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.
5. Адаптация СКУ энергоблоков 300 МВт Ириклинской ГРЭС к современным требованиям эксплуатации / В. А. Биленко [и др.] // Электрические станции. 2009. № 2. С. 65–74.
6. Давыдов, Н. И. Результаты испытаний и модельных исследований системы автоматического управления мощностью газомазутного энергоблока 300 МВт / Н. И. Давыдов, Д. Г. Бояршинов, Н. В. Зорченко // Теплоэнергетика. 2005. № 10. С. 36–41.
7. Система автоматического управления мощностью энергоблока 300 МВт Конаковской ГРЭС / Н. И. Давыдов [и др.] // Теплоэнергетика. 2006. № 7. С. 43–49.
8. Давыдов, Н. И. Анализ результатов сертификационных испытаний энергоблоков 200, 300 и 800 МВт по проверке готовности к участию в нормированном регулировании частоты / Н. И. Давыдов, Н. В. Зорченко // Электрические станции. 2008. № 11. С. 4–8.
9. Система автоматического регулирования мощности энергоблока паровой котел – турбина: пат. 2315871 Рос. Федерации: МПК F 01 K 13/02 / Н. И. Давыдов. Опубл. 27.01.2008.
10. 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.
11. Разработка и внедрение САРЧМ крупных энергоблоков / В. А. Биленко [и др.] // Теплоэнергетика. 2008. № 10. С. 14–26.

12. Теория автоматического управления теплоэнергетическими процессами / Г. Т. Кулаков [и др.]; под общ. ред. Г. Т. Кулакова. Минск: Вышэйш. шк., 2017. 238 с.
13. Кулаков, Г. Т. Инженерные экспресс-методы расчета промышленных систем / Г. Т. Кулаков. Минск: Вышэйш. шк., 1984. 192 с.

Поступила 29.04.2019 Подписана в печать 09.07.2019 Опубликована онлайн 30.09.2019

REFERENCES

1. Kulakov G. T. (1990) *Theoretical Foundations of Express Methods of Structural-Parametric Optimization of Automatic Control Systems to Improve the Utilization Efficiency of Thermal Power Plants in Variable Modes.* Minsk. 450 (in Russian).
2. Kulakov G. T., Artsiomenka K. I. (2017) System Analysis of Scientific-and-Technical Information in Automatic Control System of Power Units Wattage. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Obedinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations,* 60 (5), 446–458 (in Russian). https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-5-446-458.
3. Zorina T. G., Rak V. A., Tkachev V. A., Shershunovich E. S. (2015) Integration of the Belarusian NPP into Power Supply System: Influence on National Security and Economic Development. *Ekonomika i Upravlenie* [Economics & Management], (4), 60–65 (in Russian).
4. Company Standard 59012820.27.100.002–2013. *Participation Norms of Thermal Power Plants' Power Generator Units in Standard Primary Frequency Control and Automatic Secondary Control of Frequency and of Active Power Flows*. Moscow, OJSC "UPS SO", 2013. 36 (in Russian).
5. Bilenko V. A., Chernomzav I. Z., Kuznetsov N. A., Rogachev R. L., Nefedov K. A., Gushchin F. Yu., Kirillov N. G., Kindyakov V. N., Butskikh V. V., Sadykov V. S. (2009) Adapting the Monitoring and Control Systems of the 300 MW Power Generation Units at the Iriklinskaya DPS to Modern Operational Requirements. *Electricheskie Stantsii = Electrical Stations*, (2), 65–74 (in Russian).
6. Davydov N. I., Boyarshinov D. G., Zorchenko N. V. (2005) Results From Tests and Model Studies of the Automatic Power Control System for a 300 MW Gas-and-Oil-Fired Unit. *Teplotekhnika = Thermal Engineering,* (10), 36–41 (in Russian).
7. Davydov N. I., Grigorenko A. A., Zorchenko N. V., Pavlova M. F., Basharin V. V., Nazarov A. A., Baibara V. I., Babykin V. G., Anufriev V. V., Korotenkov P. I. (2006) The Automatic Power Control System for the 300 MW Unit at the Konakovo District Power Station. *Thermal Engineering*, 53 (7), 538–545. https://doi.org/10.1134/s004060150607007x.
8. Davydov N. I., Zorchenko N. V. (2008) Analysis of the Results of Certification Tests of 200, 300 & 800 MW Power Units Preparedness to Participate in Rated Control of Frequency. *Electricheskie Stantsii = Electrical stations*, (11), 4–8 (in Russian).
9. Davydov N. I. (2006) *System of Automatic Control of Power of Steam Boiler–Turbine Power Unit*. Russian Federation Patent No 2315871 (in Russian).
10. 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.
11. 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.
12. 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 Thermal Power Activities*. Minsk, Vysheishaya Shkola Publ. 238 (in Russian).
13. Kulakov G. T. (1984) *Engineering Express Methods of Design Calculation for Industrial Regulating Systems.* Minsk, Vysheishaya Shkola Publ. 192 (in Russian).

Received: 29 April 2019 Accepted: 9 July 2019 Published online: 30 September 2019

https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-482-498

УДК 697.9

Повышение эффективности получения тепловой энергии из бытовых стоков

С. Н. Осипов[1], А. В. Захаренко[1]

[1]ГП «Институт жилища – НИПТИС имени Атаева С. С.» (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2019
Belarusian National Technical University, 2019

Реферат. Основной задачей современного энергоэффективного строительства является максимальное снижение потребляемых зданиями в процессе эксплуатации энергоресурсов, вырабатываемых из невозобновляемых источников энергии. В настоящее время существуют два принципиальных решения данного вопроса: использование источников возобновляемых энергоресурсов (солнце, геотермальная энергия и т. п.) и оптимизация процесса вторичного энергопотребления. В статье рассмотрен один из главных подходов вторичного энергопотребления, который целесообразно применять в жилых зданиях, – использование теплоты бытовых стоков. Учитывая тот факт, что в современных энергоэффективных зданиях на горячее водоснабжение все еще затрачивается значительный объем энергии, одним из вариантов оптимизации данного процесса является повторное использование теплоты сточных вод в качестве первоначального источника подогрева подаваемой в здание холодной воды. Предложено конструктивно-технологическое решение теплообменника, который позволит наиболее эффективно использовать теплоту сточных вод для подогрева холодной водопроводной воды. Характерная особенность теплообменника – организация винтового движения сточных вод по внутреннему стояку. При этом холодная вода равномерно движется по его наружному контуру, постепенно нагреваясь от бытовых стоков. Ключевая задача рассматриваемого конструктивного решения – правильный выбор соответствующего уклона винтовой поверхности, который позволит обеспечить максимальную передачу теплоты холодной воде и в то же время обеспечит качественный спуск стоков, исключая вероятность засорения и застоя мелких частиц. С этой целью проведена оценка существующих теоретико-практических подходов по организации движения вод в технологических трубопроводах, которая позволяет определить оптимальное значение величины уклона такой поверхности.

Ключевые слова: энергоэффективность, теплообменник, бытовые стоки, смывающая скорость, бурное состояние потока, вторичные энергоресурсы

Для цитирования: Осипов, С. Н. Повышение эффективности получения тепловой энергии из бытовых стоков / С. Н. Осипов, А. В. Захаренко // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ.* 2019. Т. 62, № 5. С. 482–498. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-482-498

Адрес для переписки
Осипов Сергей Николаевич
ГП «Институт жилища –
НИПТИС имени Атаева С. С.»
ул. Ф. Скорины, 15б,
220114, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 263-81-91
up-niptis@rambler.ru

Address for correspondence
Osipov Sergey N.
UE “Institute of Housing –
NIPTIS named after Ataev S. S.”
15b F. Skoriny str.,
220114, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 263-81-91
up-niptis@rambler.ru

Improving the Efficiency of Heat Power Generation from Household Drains

S. N. Osipov[1], A. V. Zakharenko[1]

[1]UE "Institute of Housing – NIPTIS named after Ataev S. S." (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. Minimization of consumption by the buildings during exploitation of energy resources produced of non-renewable energy sources is the main objective of modern energy efficient construction. Currently, there are two principal solutions to this issue: the use of renewable energy sources (such as solar energy, geothermal energy, etc.) and optimization of secondary energy consumption. The paper considers one of the main approaches of secondary energy consumption, which is advisable to use in residential buildings, viz. the use of heat of household drains. Taking into account the fact that in modern energy-efficient buildings a significant amount of energy is still spent on hot water supply, one of the options for optimizing this process is the reuse of waste water heat as the initial source of heating of cold water supplied to the building. The design and technological solution of the heat exchanger, which will make the most efficient use of waste water heat for heating cold tap water possible, is proposed. A characteristic feature of the heat exchanger is the providing a screw movement of waste water along the internal standpipe. At the same time, cold water moves evenly along its outer contour, gradually being heated up from household drains. The key problem of the considered design solution is the correct choice of the appropriate slope of the screw surface, which will ensure the maximum transfer of heat to cold water and at the same time provide a quality drain, eliminating the possibility of clogging and stagnation of small particles. In order to solve this problem an assessment of the existing theoretical and practical approaches to the provision of water flow in technological pipelines which allows determining the optimal value of the slope of the surface has been fulfilled.

Keywords: energy efficiency, heat exchanger, household drains, flushing speed, turbulent flow state, secondary energy resources

For citation: Osipov S. N., Zakharenko A. V. (2019) Improving the Efficiency of Heat Power Generation from Household Drains. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 62 (5) 482–498. https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-62-5-482-498 (in Russian)

Снижение теплопотребления на отопление энергоэффективных жилых домов в Германии и Беларуси до 30 кВт·ч/м^2 в год [1], что примерно в два раза меньше годового расхода теплоты на горячее водоснабжение, обусловило необходимость оптимизации процесса утилизации теплоты «серых» (из ванных, душей и раковин) сточных вод. Основной проблемой качественного обеспечения данного процесса является предотвращение засорения сточных каналов. Однако ограничение попадания в сточные воды крупных бытовых отбросов (капустных листьев, очистков, мятой бумаги, пищевых отбросов и т. п.) оказывается недостаточным для предотвращения заиливания и полного засорения горизонтальных, слабонаклонных и ступенчатых каналов «серых» сточных вод. Так, известен случай выхода из строя теплообменника в одном из жилых домов г. Гомеля из-за закупорки в системе первичного нагрева холодной водопроводной воды отработанными теплыми стоками из ванных комнат. Закупорка теплообменника произошла вследствие затвердевания попавшего в него цементного раствора, слитого во внутреннюю систему канализации при косметическом ремонте квартиры. В итоге пришлось вырезать теплообменник и переходить

на традиционную систему внутренней канализации, которая оборудована вертикальными сборными трубопроводами (стояками).

Наиболее успешной для утилизации теплоты бытовых сточных теплых вод, применения в уже существующей системе водоотлива, при этом удовлетворяющей требованиям сравнительно невысокой первоначальной стоимости, быстрой окупаемости (в Канаде), не нуждающейся в специальной службе эксплуатации, является канадская Power-Pipe DWHR System [2]. Система представляет собой медную центральную трубу большого диаметра, обернутую медными трубами меньшего диаметра. Данная конструкция устанавливается вместо вертикального участка внутридомовой канализации. По трубе большего диаметра транспортируются сточные воды, по трубам меньшего диаметра – холодная вода от источника водоснабжения к водонагревателю горячей воды. Таким образом, с помощью теплоты сточных вод осуществляется предварительный подогрев воды, идущей на нужды горячего водоснабжения. Витки трубы меньшего диаметра сконструированы так, чтобы потери давления воды в них были минимальны. Это необходимо для того, чтобы мощности уже существующего насоса водоснабжения хватило для транспортировки воды и не потребовалась его замена на насос большей мощности, что привело бы к снижению энергоэффективности системы и дополнительным расходам средств заказчика. Работа системы основана на физическом принципе, называемом «эффектом падающей пленки». Он заключается в том, что падающая вертикально по трубе вода не будет находиться в центре трубы, а будет перемещаться тонкой пленкой по ее внутренней поверхности. Это позволяет максимально собрать тепловую энергию от сточной воды и передать ее через медную поверхность, известную своим высоким коэффициентом теплопроводности, водопроводной воде.

Как показали исследования [2], система длиной около 1,5 м, смонтированная на вертикальном участке стандартной для Канады канализационной трубы, поднимет температуру входящей холодной воды от 10 до 24 ºС, т. е. на 14 ºС, что составляет около 35 % нагрева до нормативных 50 ºС. Тогда при зимней температуре холодной воды $t_х$ = 5 ºС доля нагрева составит всего 30 %, что достаточно мало и обусловлено нестабильностью «эффекта падающей пленки» (в первую очередь из-за сложного взаимодействия падающей в вертикальном стояке теплой грязной воды с вытесняемым влажным воздухом), особенно при нагреве только той части воды, которая затем идет к водонагревателю и используется на нужды горячего водоснабжения.

Необходимо отметить, что слив теплой отработанной воды в зимнее время с температурой около 35 ºС из ванных и душей носит сугубо нестационарный характер. Так, в утренние и особенно вечерние часы (с 22:00 до 24:00) потребление горячей воды многократно увеличивается [3, с. 302], а в ночные часы сильно уменьшается и в отдельные периоды оказывается нулевым. Кроме того, медная вставка с винтообразным припаянным медным трубопроводом увеличенного диаметра для небольшого повышения

давления подачи холодной воды многократно дороже аналогичных стальных оцинкованных труб. В целом система Power-Pipe характеризуется следующими существенными недостатками: относительно низкой эффективностью, недостаточной приспосабливаемостью к нестационарному режиму работы и высокой стоимостью изготовления.

В общем случае повышение надежности и эффективности работы теплообменника при использовании загрязненной жидкости для получения вторичных энергоресурсов (ВЭР), например при теплоснабжении жилых зданий с теплообменом через теплопроводную непроницаемую перегородку, возможно с учетом следующих конструктивно-технологических решений:

– обеспечить теплообмен таким образом, чтобы загрязненный первичный теплоноситель стекал под действием собственного веса внутри теплообменника, в центре которого расположен трубопровод с теплой грязной водой, а поверхности стока в виде винта должны быть расположены под углом наклона к горизонту α, обеспечивающим отсутствие отложений примесей или застойных скоплений жидкости в зависимости от их физико-химических свойств;

– для увеличения интенсивности теплообмена (в случае шероховатости теплообменных поверхностей, повышенной вязкости загрязненной жидкости и т. п.) поверхности, по которым стекает загрязненный первичный теплоноситель, покрыть лиофильной пленкой;

– направление потока теплой грязной воды в узле присоединения поэтажного ответвления к стояку производить в его краевой зоне.

Загрязнение жидкости может состоять из растворимого в данной жидкости вещества, например мыла в воде, и нерастворимых мелкодисперсных (с максимальным размером до 4–5 мм в соответствии с размерами отверстий в решетках сливных выпусков) веществ, плотность которых $\rho < 5$ г/см^3. В этих условиях минимальное значение угла наклона несущих загрязненный теплоноситель поверхностей должно определяться в каждом конкретном случае в соответствии с вязкостью и содержанием нерастворимых примесей в загрязненной жидкости. В целом определение минимального уклона поверхности для самотечной канализации, при котором не происходит закупорка или уменьшение поперечного сечения канала за счет различных отложений, является важнейшим элементом всего комплекса характеристик, к которым также относятся скорость движения воды, размеры канала и коэффициент его наполнения.

Ввиду важности обеспечения надежной работы канализации во многих нормативных документах и технической литературе [4–9] приведены рекомендации по определению минимальных углов наклона канализационных каналов. Так, в российских строительных правилах [4] наименьшие уклоны i трубопроводов и каналов следует принимать в зависимости от допустимых минимальных скоростей движения сточных вод: для трубы диаметром d = 150 мм i = 0,008; диаметром d = 200 мм i = 0,007. При этом

расчетное наполнение трубопроводов и каналов любого сечения (кроме прямоугольного) следует принимать не более 0,7 диаметра (высоты).

Так, в [7] для труб d = 50 мм рекомендуемый минимальный уклон i = 3 %, для d = 100 мм i = 2 %. Здесь же указывается, что по европейскому стандарту EN 752:2008, который используется при проектировании нового многоэтажного жилья, для вычисления нужного уклона применяется формула Кольбрука – Уайта

$$u_{\text{ср}} = -2\sqrt{2gdi}\,\lg\left(\frac{k}{3,71d} + \frac{2,5i\nu}{d\sqrt{2gdi}}\right), \tag{1}$$

где $u_{\text{ср}}$ – средняя скорость потока в сечении трубы, м/с; g – ускорение свободного падения, м/с^2; k – шероховатость внутренней стенки трубы, м; ν – кинематическая вязкость жидкости, м^2/с; d – диаметр трубы, м.

Также используется формула Маннинга

$$u = KR_h^{2/3} i^{1/2}, \tag{2}$$

где K – коэффициент Маннинга, м$^{1/3}$·с; R_h – гидравлический радиус, м; i – гидравлический уклон.

Следует отметить, что приведенные формулы используются преимущественно для проектирования огромных водоотводящих комплексов. Для зданий с канализацией малой нагрузки в условиях непостоянного потока их применение затруднительно [7], в связи с чем можно принять i = 3 %. В данном случае важно также учитывать способность канализационного трубопровода к самоочищению от мягких и твердых загрязнений. В приведенной в [7] таблице необходимый уклон для отвода стоков для бытовой раковины при d = 40 мм составляет i = (1/12) = 0,083, для ванны i = 0,033.

В [8] отмечается, что при крутом наклоне канализационной трубы (который логично принять для быстрого ухода нечистот) из-за слишком быстрого прохода воды она не успевает смыть более твердые фракции нечистот, которые затем прилипают к внутренней поверхности. Для наружной канализационной трубы максимальный уклон не должен превышать $i \approx 0,15$ (угол наклона около 9°). Если сток производится из обычного умывальника, то опасаться заиливания не надо, и уклон можно делать достаточно большим. При этом оптимальное значение заполненности стока составляет от 0,5 до 0,6 при средней скорости стоков примерно v = 0,7 м/с.

Для пластиковых трубопроводов [9] при устоявшемся турбулентном режиме движения удельные потери от преодоления сопротивления трения, соответствующие уклону дна во время протекания со свободным зеркалом жидкости, рассчитываются по формуле Дарси – Вейсбаха. Минимальный гидравлический уклон, обеспечивающий выполнение условия самоочищения пластикового канала от прилипающих к его поверхности примесей бытовых стоков, который для трубопроводов малого диаметра (d = 50–100 мм)

составляет около 8°–4° при скорости потока $u \geq 0{,}8$ м/с, определяется из выражения

$$i_{\min} = \frac{0{,}815 \cdot 10^{-3} R}{dR_h}. \quad (3)$$

Угол трения для твердых частиц, содержащихся в стоке, составляет $\theta_т = 35°$, что указывает на большой коэффициент трения даже в пластиковых трубопроводах.

Для расчета необходимого диаметра стоков канализации в первую очередь определяется максимальный секундный расход сточных вод [5, с. 7, (6.5)]

$$q_{\max}^{w} = K_{\max} q_w, \quad (4)$$

где q_w – средний секундный расход сточных вод, л/с; $K_{\max}$ – максимальный коэффициент общей неравномерности притока сточных вод, принимаемый по табл. 6.1 [5, с. 7], в примечании к которой сказано (пункт 2), что при средних расходах сточных вод менее 5 м/с максимальный коэффициент общей неравномерности принимают равным 3.

Однако результаты статистической обработки результатов исследований В. С. Животнева [9, с. 18, табл. 1] показали, что при малых расходах воды (q_w < 5 л/с) коэффициент неравномерности может составлять $K_{\max} \geq 3{,}2$.

В соответствии с п. 6.1.2 [5, с. 6] удельное водоотведение для определения расходов сточных вод от отдельных жилых зданий следует принимать по ТКП 45-4.01-54–2007 [10].

Одним из условий уноса породных загрязняющих частиц (песчинок и т. п.) с твердой гладкой поверхности (например, оцинкованной стали), по которой стекает грязная вода, является необходимая скорость потока. Эта проблема давно решена (во многом для обычной воды) в важной технической области обогащения полезных ископаемых [11].

В зависимости от соотношения сил, действующих на частицу, она поразному перемещается в потоке: взвешенно, т. е. переносится струей воды; влечением – скользит или перекатывается по дну желоба либо слою осевшего в нем материала; скачкообразно – перемещается попеременно взвешенно и влечением [11, с. 91].

Скорость потока, при которой начинается движение частицы влечением, называется смывающей скоростью [11, с. 91]. Именно такую скорость потока отработанной грязной теплой воды необходимо обеспечить для уноса частиц грязи и смыва отложений на теплообменной поверхности.

Смывающая скорость потока воды

$$u_c = \sqrt{v_0^2 \left(f \cos\alpha_c - \sin\alpha_c \right) - c^2 f}, \quad (5)$$

где u_c – смывающая скорость, см/с; v_0 – конечная скорость свободного падения частицы, см/с; f – коэффициент трения частиц о поверхности стекания; α_c – угол наклона плоскости стекания, при котором начинается про-

цесс смывания, град; c – скорость струи, направленной нормально к плоскости стекания, см/с.

Из (5) получаем выражение

$$\frac{u_c^2 + c^2 f}{v_0^2} = f\cos\alpha_c - \sin\alpha_c. \quad (6)$$

Скорость восходящих струй возрастает с глубиной потока [11, с. 92]. По опытным данным, максимальную величину скорости восходящих струй можно представить как линейную функцию средней скорости потока

$$c = 0,2u_{ср}, \quad (7)$$

где $u_{ср}$ – средняя скорость потока воды, см/с.

При этом

$$v_0^2 = \frac{(\delta - \Delta) g\pi d_r}{6\psi\Delta}, \quad (8)$$

где δ – плотность частицы, г/см^3; Δ – плотность среды (грязной воды), г/см^3; g – ускорение силы тяжести, см/с^2; d_r – диаметр частицы, см; ψ – коэффициент сопротивления среды, зависящий от режима движения потока и формы частицы.

Подставляя значения c и v_0^2 в (4), можно получить

$$\frac{6\psi\Delta\left(u_c^2 + 0,04u_{ср}^2 f\right)}{g\pi d_r(\delta - \Delta)} = f\cos\alpha_c - \sin\alpha_c. \quad (9)$$

Из уравнения (9) нельзя получить значение α_c в явном виде. Поэтому приходится прибегнуть к графоаналитическому методу.

Если обозначить вспомогательный параметр

$$A = f\cos\alpha_c - \sin\alpha_c, \quad (10)$$

то можно определить зависимость $A = \varphi(\alpha_c)$ в более простом виде, из которой получить значение α_c в явном виде. Однако сначала надо найти значение коэффициента трения частиц о поверхность стекания.

Как следует из справочной литературы, коэффициент трения можно принять f_1 = 0,4–0,5. Тогда $A = \varphi(\alpha_c)$ при f = 0,5 в диапазоне α_c = 0–20° (расчетные точки приняты при α_c = 0; 5°; 10°; 15° и 20°) можно аппроксимировать прямой линией (рис. 1) с уравнением

$$A = f - b\alpha_c, \quad (11)$$

где b – эмпирический коэффициент, 1/град.

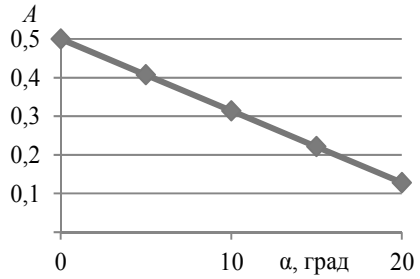

Рис. 1. Зависимость параметра *A* от угла наклона плоскости стекания α

Fig. 1. The dependence of the parameter *A* from the slope of the plane of the draining α

Диапазон α_c = 0–20° выбран исходя из предельных значений (14°–15° [11, с. 98]) наклонов головных частей моечных желобов обогатительных установок. С учетом (9), (10) и (11) можно записать

$$\frac{6\psi\Delta\left(u_c^2 + 0,04u_{cp}^2 f\right)}{g\pi d_r(\delta - \Delta)} = f - b\alpha_c, \tag{12}$$

откуда

$$\alpha_c \geq \frac{f}{b} - \frac{6\psi\Delta\left(u_c^2 + 0,04u_{cp}^2 f\right)}{g\pi d_r\left(\delta - \Delta\right)b}. \tag{13}$$

Необходимо отметить, что эмпирический коэффициент *b* составляет сотые доли от единицы и для зависимости (11), представленной графически на рис. 1, *b* = 0,0186, что при *f* = 0,5 дает *f*/*b* = 0,5/0,0186 = 26,9°. Ориентировочное значение вычитаемого в (13) составляет около 18°, что в итоге дает $\alpha_c \geq 9°$.

Как следует из (13), с ростом скорости потока угол наклона поверхности для смывания твердых осадков резко уменьшается. В свою очередь, для увеличения скорости свободного потока необходимо повышение угла наклона поверхности стекания. Поэтому головные части желобов обогатительных установок имеют углы наклона α_c = (12–15)°, которые можно рекомендовать для уноса небольших осадков в водоотливных системах с относительно длительными (несколько минут) периодами слива сточных вод из санитарно-технических устройств с защитными решетками (ванны и раковины). Наличие защитных решеток на сливе гарантирует защиту от крупных предметов (капустных листьев, ваты, корок, очисток и т. п.) в системе теплообмена теплой сточной воды с холодной чистой водой. Поэтому для теплообменников, не выполненных по типу Power-Pipe [2], нужно устраивать отдельные стояки для слива из ванных, душей и раковин.

Однако обеспечение требуемого (для развития необходимой смывающей скорости) угла наклона поверхности стекания не является достаточным условием уноса всех твердых частиц. Следует также обеспечить

должный расход теплой грязной воды и периодическое бурное состояние потока [12, с. 301–311], который смывает предыдущие отложения, возникающие при уменьшении скорости потока в конце водных процедур при их небольшой вероятности реализации, например в ночное время суток. Бурное состояние потока характеризуется повышенной турбулентностью, напоминающей внешне горный поток, который наступает после критического состояния потока, когда удельная энергия сечения с увеличением глубины наполнения поперечного сечения русла уменьшается [12, с. 301–302].

Величина критического уклона (в ‰, что эквивалентно $i_{кр} = \mathrm{tg}\alpha_{кр}$ в тысячных долях ед.) определяется из выражения [12, с. 309, (15.24)]

$$i_{кр} = \frac{g\chi_{кр}}{\alpha_{ки} C_{кр}^2 B}, \tag{14}$$

где $i_{кр}$ – продольный уклон дна русла, $i = \sin\theta$ [13, с. 296]; g – постоянная земного тяготения, м/с^2; $\chi_{кр}$ – параметр размеров потока, м; $\alpha_{ки}$ – коэффициент кинетической энергии (коэффициент Кориолиса) [12, с. 109, 160]; $C_{кр}$ – показатель сопротивления движению потока (коэффициент Шези) [12, с. 160, 309], м^{0,5}/с; B – ширина потока по свободной поверхности [12, с. 297, рис. 15.2].

Оценить состояние потока можно по значению параметра кинетичности [12, с. 307], а именно: при $П_к < 1$ – спокойное состояние потока; при $П_к > 1$ – бурное состояние потока. Параметр кинетичности потока определяется по формуле [12, с. 298, (15.9)]

$$П_к = \frac{\alpha_{ки} Q^2 B}{g\omega^3}, \tag{15}$$

где Q – расход жидкости, м^3/с; B – ширина живого сечения по верху потока, м; ω – площадь живого сечения, м^2.

Выражение (15) с учетом $u_{ср} = Q/\omega$ можно записать в виде

$$П_к = \frac{\alpha_{ки} u_{ср}^2 B}{g\omega}. \tag{16}$$

Из (16) видно, что с повышением средней скорости потока $u_{ср}$, которая растет с увеличением угла наклона, величина $П_к$ возрастает. Уменьшение площади живого сечения и увеличение ширины потока также приводят к повышению значения $П_к$, что ускоряет наступление бурного режима течения потока.

Следовательно, для надежного обеспечения удаления всех возможных отложений в канале для стока грязной теплой воды из ванных, душей и раковин угол наклона поверхности стекания к горизонту должен составлять:

$$\left.\begin{matrix} \alpha \ge \alpha_с; \\ \alpha \ge \alpha_{кр} \end{matrix}\right\} \text{ или } \left.\begin{matrix} i \ge \mathrm{tg}\alpha_с; \\ i \ge i_{кр}. \end{matrix}\right\} \tag{17}$$

Как отмечается в [7], «песок и прочие минеральные вещества, будучи тяжелыми, оседают на дно трубы» со стоками. Для их выноса требуется высокая скорость потока, которая зависит от уклона канализации и существенно увеличивается с ростом уклона. Следовательно, больший уклон дает большую скорость потока, меньший – большее наполнение струи [7]. Для оценки сочетания разных параметров потока грязной воды можно использовать выкопировку номограммы [7] для внутреннего диаметра трубы $d_{вн}$ = 160 мм, приведенную на рис. 2. Так, при уклоне i = 200 ‰, что соответствует чуть более 11 угловым градусам, расход грязной воды Q составляет около 60 л/с при скорости $v \approx 3{,}5$ м/с.

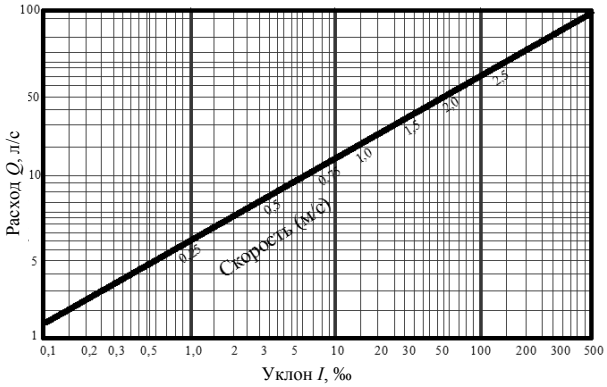

Рис. 2. Номограмма для определения скорости стекания в зависимости от расхода и уклона при внутреннем диаметре трубы 160 мм

Fig. 2. The nomogram to determine the rate of runoff depending on the flow rate and slope when the inner diameter of the pipe is 160 mm

При технических расчетах в качестве показателя наступления бурного состояния потока используется его критическая глубина $h_{кр}$ [12, с. 301–306], которая, в частности, зависит от формы поперечного сечения смоченного периметра. Рассмотрены прямоугольные, трапецеидальные, параболические и круговые (сегментные) русла [12].

Для прямоугольного русла

$$h_{кр} = \sqrt[3]{\frac{\alpha_{ки} q^2}{g}}, \tag{18}$$

где $q = Q/B$ – удельный расход, т. е. расход на единицу ширины прямоугольного русла, м^3/см; B – ширина живого сечения по верху потока, м.

Тогда при $\alpha_{ки} = 1$ и $g = 9{,}81$ м/с^2 имеем

$$h_{кр} = 0{,}467 q^{2/3}. \tag{19}$$

Для сегментного русла (при движении потока жидкости в наклонной трубе диаметром $d_с$ без каких-либо вставок) в соответствии с предложе-

ниями И. И. Агроскина и В. М. Малышева [12, с. 308] с погрешностью до 2 % для вычисления критической глубины рекомендуются следующие выражения:

$$0,05 < \frac{h_{кр}}{d} \le 0,4\frac{h_{кр,с}}{d} = 1,55\frac{h_{кр}}{d} - 0,9\left(\frac{h_{кр}}{d}\right)^2 + 0,025; \quad (20)$$

$$0,5 < \frac{h_{кр}}{d} \le 0,85\frac{h_{кр,с}}{d} = 1,5\frac{h_{кр}}{d} - 0,6\left(\frac{h_{кр}}{d}\right)^2 + 0,018, \quad (21)$$

где $h_{кр} = \sqrt[3]{\frac{\alpha_{ки} q^2}{g\cos\alpha_п}}$; $\alpha_п$ – угол наклона дна в продольном направлении по отношению к горизонтальной плоскости сравнения.

В простейшем случае для реализации предлагаемого способа пригоден теплообменник типа «теплая грязная – холодная чистая вода» в виде металлической трубы с продольной перегородкой с незначительным термическим сопротивлением, наклоненной вместе с трубой под углом к горизонту, обеспечивающим полный сток грязной воды вместе с примесями, как это показано на рис. 3 (*А–А* – поперечное сечение трубы с перегородкой).

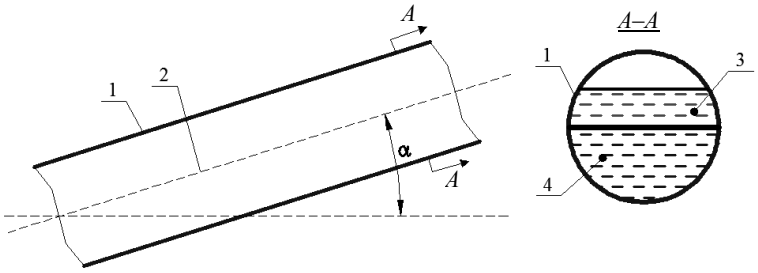

Рис. 3. Схема теплообменника в виде трубы: 1 – труба; 2 – поперечная перегородка; 3 – теплый грязный сток; 4 – холодная чистая вода

Fig. 3. The diagram of the heat exchanger in the form of a pipe: 1 – pipe; 2 – transverse partition; 3 – warm dirty drain; 4 – cold clean water

Однако такая конструкция теплообменника мало пригодна в условиях внутридомовых вертикальных стояков, где для более эффективного теплообмена между грязными стоками и чистой водой применяется винтовая форма теплообменника.

Простейшая винтовая поверхность (рис. 4а) получается, если образующая − прямая, пересекающая ось перпендикулярно к ней [13, с. 149]. Основой винтовой поверхности является винтовая линия с углом подъема α (рис. 4b). Высота подъема *h* винтовой линии за один оборот равна $2\pi R\mathrm{tg}\alpha$, а ее длина [13, с. 148]

$$l = \sqrt{(2\pi R)^2 + h^2}, \tag{22}$$

где R – радиус окружности, в которую вписана винтовая линия, м.

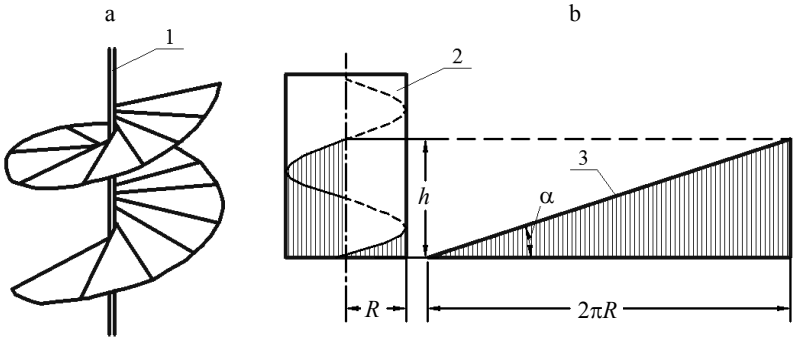

Рис. 4. Схема винтовой поверхности (a) и ее параметров (b):
1 – ось винтовой поверхности; 2 – ограничивающая винт внутренняя поверхность трубы;
3 – подъем винтовой линии за один оборот винта

Fig. 4. The diagram of the helical surface (a) and its parameters (b):
1 – axis of the screw surface; 2 – limiting screw inner surface of the pipe that limits screw;
3 – lifting the helix in one turn of the screw

Повышение энергоэффективности использования вторичных ресурсов в системе функционирования здания достигается путем применения нового способа использования винтового теплообменника для загрязненной жидкости, у которого теплообменная часть выполнена по схеме «труба в трубе» и при этом в центральной внутренней трубе находится теплая грязная жидкость, а в межтрубном пространстве, т. е. между внутренней и наружной трубами, – холодная чистая вода. При этом угол наклона внутренней винтовой поверхности внутренней трубы к горизонту на всем протяжении теплообменника должен быть не менее минимально необходимого для полного стока загрязненной жидкости значения угла в соответствии с ее вязкостью и другими физико-химическими свойствами. В случае использования загрязненных жидкостей, которые оставляют осадок, в частности при больших углах наклона поверхностей стоков, эти поверхности следует покрывать лиофильной пленкой.

Исходя из вышесказанного для применения вертикальной системы «труба в трубе» в качестве теплообменника авторы предлагают внутреннюю небольшую часть трубы с теплой грязной водой оборудовать неподвижной винтовой поверхностью, занимающей весь участок вертикального стояка, проходящего через примыкающую емкость, постоянно заполненную проходящей холодной чистой водой, которая потом нагревается до 50 °С. Для эффективной работы теплообменника винтовая поверхность, выполняющая роль спирального оребрения [14, с. 54], должна вплотную примыкать к внутренней поверхности внутренней трубы. Для этого на заводе должны быть изготовлены секции теплообменника, например путем

помещения цельной спиралевидной металлической вставки во внутреннюю полость гладкоствольной внутренней трубы.

При попадании теплой загрязненной воды на поверхность винта она не проваливается вниз, как это происходит в пустом вертикальном стояке, а стекает по поверхности винта, отдавая ему и внутренней поверхности внутренней трубы теплоту. Режим стекания загрязненной воды по поверхности винта должен быть бурным, т. е. турбулентным. Данное требование обеспечивает винтовая конструкция стекающей поверхности, благодаря которой поток загрязненной теплой воды несколько раз закручивается на каждый 1 м потери высоты. Площадь поверхности винтовых выступов на 1 м высоты составляет [13, с. 50]

$$S = \pi K_R^2 R^2, \tag{23}$$

где $K_R = \sqrt{1 + \left(\frac{h}{2\pi R}\right)^2}$; R – внутренний радиус внутренней трубы, см; h – полный шаг винта, см.

Примером использования предлагаемого винтового теплообменника для загрязненной жидкости может служить внутренняя система канализации жилого здания, которая должна, в частности, состоять из отдельного вертикального стояка с теплообменником типа «труба в трубе», совмещающего функции стока отработанной в ванных, душах и умывальниках теплой воды с температурой t = (30−40) ^{o}C и предварительного подогрева холодной водопроводной воды. Следует отметить, что обычно установленные в жилых домах вертикальные стояки внутренней канализации служат для транспортировки жидких бытовых отходов, которые не текут, почти не текут или падают под действием собственного веса сверху вниз до отвода от стояка к системе наружной канализации. При этом вследствие крайней нестационарности процесса стока теплой грязной воды (даже без туалетов) образование и режим стекания пленки по вертикальной внутренней поверхности стояка также имеет нестационарный характер.

В качестве примера преимущества использования бурного потока для получения ВЭР из теплой грязной воды, являющейся стоком с раковин, ванн и душей путем установки винтовых поверхностей внутри вертикального стояка, далее приводится сравнение возможной эффективности теплообменника системы Power-Pipe [2], принятого за прототип, при внутреннем диаметре $d_в$ = 160 см, для которого на рис. 2 приведена выкопировка зависимости $Q = \varphi(i)$.

Как следует из ТКП 45-4.01-54–2007 [10, табл. А.1], пропускная способность вертикальных вентилируемых канализационных стояков при обычном присоединении поэтажного ответвления к стояку под углом 90° составляет: при $d_в$ = 5 см Q = 0,8 л/с, при $d_в$ = 8,5 см Q = 2,8 л/с, при $d_в$ = = 10 см Q = 4,3 л/с; при $d_в$ = 15 см Q = 11,4 л/с. При интерполяции дан-

ных значений до $d_в$ = 16 см получим Q = 13,3 л/с. В этом случае средняя скорость стекания теплой грязной воды в вертикальном стояке диаметром $d_в$ = 16 см составляет $u_{ср} = Q/S$ = 13300/201 ≈ 66 см/с.

Для получения такого же расхода жидкости в наклонной трубе диаметром $d_в$ = 16 см в соответствии с номограммой на рис. 2 уклон трубы должен составлять i = 11 ‰ (0,011, или $\alpha = 0^o40'$) при средней скорости $u_{ср}$ = 80 см/с. При этом заполнение трубы жидкостью $S_ж = Q/u_{ср}$= = 13300/80 ≈ 166 см^2, или доля заполнения сечения трубы жидкостью γ = = 166/201 = 0,83. С учетом круглого сечения стрела сегмента [15, с. 31, 50], которая является максимальной глубиной потока жидкости, составляет h ≈ 12,6 см. Для обозначенных условий в соответствии с выражениями (19) и (21) критическая величина глубины потока жидкости для сегмента (размерность длины – м) $h_{кр}$ ≈ 11,2 см, что явно меньше h = 12,6 см и свидетельствует о спокойном течении потока жидкости при таком незначительном наклоне трубы (i = 11 ‰, равных уклону 0,001).

При использовании винтовой теплообменной вставки с существенным (i > 100 ‰) наклоном поверхности стекания жидкости форма поперечного сечения канала стекания приближается к прямоугольной, у которой ширина примерно равна внутреннему диаметру стояка ($b \approx d_в$), а высота – шагу винта $h_в$.

В случае i = 100 ‰, что соответствует $\alpha = 5^o40'$, и при шаге винта $h_в$ = = $0{,}1d_в$ = 1,6 см, в соответствии с (18) и графиком на рис. 2 (Q_{max} ≈ 40 л/с; $u_{ср}$ ≈ 2,5 м/с) расчетная величина

$$h_{кр} = \sqrt[3]{\frac{1}{9{,}81}\left(\frac{0{,}0133}{0{,}16}\right)^2} = 0{,}089 \text{ м } (8{,}9 \text{ см}),$$

что почти в 5,5 раза больше расчетной величины, и при расчетной пропускной способности Q_{max} ≈ 40 л/с такая площадь поперечного сечения канала недостаточна для пропуска стока. Следовательно, угол наклона плоскости винта должен быть значительно больше, например i = 500 ‰ ($\alpha = 26^o30'$). При таком уклоне (i = 500 ‰) $h_в$ = 8 см = 0,08 м, что менее $h_{кр}$, поток стекающей жидкости окажется бурным. Площадь поперечного сечения такого канала стока S = 16 · 8 = 128 см^2 = 0,0128 м^2 при возможном дебите $u_{ср}$ ≈ 6 м/с (рис. 2). В этом случае возможная толщина потока теплой грязной воды в канале теплообменного винта примерно равна $h_ж$ = 1,4 см = 0,014 м, что значительно меньше $h_{кр}$ и обеспечивает устойчивый бурный поток.

Величина площади теплообменной поверхности с теплой загрязненной водой по системе Power-Pipe [2] на 1 пог. м стояка при $d_в$ = 16 см составляет $S_т = \pi d_в l_т = \pi 16 \cdot 100$ = 5020 см^2 ≈ 0,5 м^2. Площадь поверхности теплообмена при учете только одной стороны винта с $h_в$ = 8 см на 1 пог. м стояка

$$S_{\text{т}} = \pi d_l l_{\text{т}} + K_{\text{в}} d_l n_{\text{в}} = \pi d_l l_T + \pi r^2 \sqrt{d_{\text{в}}^2 + h_{\text{в}}^2} \cdot n_{\text{в}} = \\ = \pi 16100 + \pi 8^2 \sqrt{16^2 + 8^2} \cdot \frac{100}{8} = 7800 \text{ см}^2, \quad (24)$$

где $K_{\text{в}}$ – коэффициент увеличения площади в винте по сравнению с трубой; $n_{\text{в}}$ – количество оборотов винтовой вставки на 1 м стояка.

Площадь поверхности теплообмена со стороны холодной чистой воды (змеевик с диаметром трубопровода $d_{\text{з.в}}$ = 2,5 см и толщиной стенки 0,2 см) определяется по длине одного витка $\pi(d_{\text{с.н}} + d_{\text{з.н}}) = \pi(16{,}4 + 2{,}9) = 60{,}6$ см. Тогда общая длина наружного змеевика на 1 м стояка $l_{\text{з}} = 60{,}6 \cdot 34{,}5 = 2091$ см ≈ 21 м. Площадь поверхности теплообмена для холодной чистой воды на 1 м стояка составляет $\pi \cdot 0{,}02521 \approx 1{,}65$ м^2.

Из приведенных элементарных расчетов видно, что в системе Power-Pipe поверхность теплообмена с холодной чистой водой в 3,3 раза больше по сравнению с поверхностью теплообмена с теплой грязной водой. Для повышения недостаточной эффективности системы Power-Pipe нужно в первую очередь повысить площадь теплообмена теплой грязной воды с теплопередающими поверхностями до уровня таковых для холодной воды, т. е., по крайней мере, в три раза, для чего следует использовать четырехзаходную винтовую поверхность для оребрения внутренней поверхности стояка. В этом случае площадь поверхности теплообмена теплой грязной воды с теплопередающими поверхностями составит $S_{\text{т}} = 0{,}5 + 4 \cdot 0{,}28 = 1{,}62$ м^2.

Для увеличения максимальной пропускной способности вентилируемого канализационного стояка, аналогично влиянию угла присоединения поэтажного ответвления [10, с. 17, табл. А.1], необходимо, чтобы присоединение поэтажного ответвления к стояку осуществлялось в его краевой точке, а направление потока грязной теплой воды совпадало с направлением вращения потока в стояке.

Описанные условия обеспечивают эффективный теплообмен между теплой загрязненной отработанной водой при $t \approx (30–40)$ °С и холодной водопроводной водой при $t_{\text{х}} \approx 10$ °С, которая нагревается до (30–35) °С, т. е. на 50–60 % требуемой для горячей воды температуры ($t_{\text{г}} \approx 55$ °С). Наружную часть винтового теплообменника желательно теплоизолировать от наружного окружающего пространства.

Отрицательным свойством применения описанного теплообменника является увеличение массы стояка внутридомовой системы канализации (пропускающей загрязненную теплую воду из ванных комнат) на несколько килограммов на 1 м при толщине четырехзаходного винта из обыкновенной стали 1–2 мм. Если расстояние между сливами в стояк соседних этажей составляет 3 м, то винтовой теплообменник типа «труба в тру-

бе» можно изготавливать из стали секциями по 2,5 м. Монтаж подобного стояка осуществляется последовательно снизу вверх. Однако массу теплообменника можно значительно уменьшить, если вместо стали 35 использовать медь, теплопроводность которой примерно в 8−10 раз больше (393 и 40 Вт/(м·град)).

ВЫВОДЫ

1. Разработка эффективных мероприятий по организации потребления вторичных энергоресурсов в процессе эксплуатации зданий является одним из основных способов повышения их энергоэффективности.

2. Наиболее энергоемкая система даже в энергоэффективных жилых зданиях – горячее водоснабжение, на которое в современных условиях затрачивается вдвое больше энергии, чем на отопление. Частично оптимизировать данную систему позволит организация процесса вторичного использования теплоты сточных вод.

3. Внутреннее винтовое оребрение стояка для теплой грязной воды может увеличить площадь поверхности теплообмена, по крайней мере, в (1,62 + 1,65)/(0,5 + 1,65) = 1,5 раза, что позволяет на 30–40 % повысить эффективность теплообменника или примерно в 1,5 раза уменьшить его требуемую длину при прежней эффективности, что соответственно уменьшает его стоимость.

4. Необходимо учитывать, что коэффициент теплоотдачи от бурного потока к нагреваемой поверхности резко увеличивается вследствие высокой скорости и турбулентности по сравнению с пленочным стеканием.

ЛИТЕРАТУРА

1. К вопросу развития жилищного строительства с минимальным потреблением энергоресурсов / Б. М. Хрусталев [и др.] // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2014. № 5. С. 45–60.
2. Утилизация тепла сточных вод [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://www.abok.ru/for_spec/articles.php?nid=5462. Дата доступа: 29.03.2017.
3. Исаченко, В. П. Теплопередача / В. П. Исаченко. М.: Энергия, 1975. 486 с.
4. Канализация. Наружные сети и сооружения. Актуализированная редакция СНиП 2.04.03–85: СП 32.13330.2012. Введ. 01.08.2016. М.: Мин-во регион. развития Рос. Федерации, 2012. 16 с.
5. Минимальный уклон канализации [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://kanalizaciya-expert.ru/vnutrennyaya/truby/minimalnyj-uklon-kanalizacii-128. Дата доступа: 29.02.2017.
6. Угол наклона канализационной трубы [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://www.forumhouse.ru/threads/214052/. Дата доступа: 19.12.2016.
7. Канализационные трубы [Электронный ресурс]. Режим доступа: www.lazar.ru/ssets/docs/trubypolytrop/grpt.doc. Дата доступа: 29.08.2016.
8. Системы канализации населенных пунктов. Основные положения и общие требования: ТКП 45-4.01-53–2012 (02250). Введ. 01.12.2012. Минск: Минстройархитектуры, 2012. 18 с.
9. Животнев, В. С. Режим водопотребления в жилых домах / В. С. Животнев // Водоснабжение и санитарная техника. 1988. № 7. С. 18–20.
10. Системы внутренней канализации зданий. Строительные нормы проектирования: ТКП 45-4.01-54–2007 (02250). Введ. 01.09.2008. Минск: Минстройархитектуры, 2008. 21 с.

11. Горное дело: энцикл. справ.: в 11 т. / глав. ред. А. М. Терпигорев. М.: Госгортехиздат, 1960. Т. 11: Обогащение и брикетирование углей / ред. коллегия: И. Ф. Пахалок (отв. ред.) [и др.]. 519 с.
12. Штеренлихт, Д. В. Гидравлика / Д. В. Штеренлихт. М.: КолосС, 2007. 655 с.
13. Краткий политехнический словарь / Ю. А. Степанов [и др.]. М.: Гос. изд-во технико-теорет. лит., 1956. 1136 с.
14. Лебедев, П. Д. Теплообменные, сушильные и холодильные установки. Тепломассообменные и холодильные установки / П. Д. Лебедев. М.: Энергия, 1972. 320 с.
15. Краткий технический справочник: в 2 т. / под общ. ред. В. А. Зиновьева. М.; Л.: Гос. изд-во техн.-теор. лит., 1949.

Поступила 11.05.2018 Подписана в печать 07.08.2019 Опубликована онлайн 30.09.2019

REFERENCES

1. Khroustalev B. M., Pilipenko V. M., Danilevsky L. N., Nguyen T. (2014) On Problem in Development of House Building Construction with Minimum Power Resources Consumption. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Obedinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations,* (5), 45–60 (in Russian).
2. Waste Water Heat Recovery. Available at: http://www.abok.ru/for_spec/articles.php?nid=5462. (Accessed 29 March 2017) (in Russian).
3. Isachenko V. P. (1975) *Heat Transfer*. Moscow, Energiya Publ. 486 (in Russian).
4. Updated SNiP [Version of the Construction Regulations and Rules] 2.04.03–85: SP [Code of Rules] 32.13330.2012. *Sewerage. External Networks and Structures*. Moscow, Ministry of Regional Development of the Russian Federation, 2012. 16 (in Russian).
5. *Minimum Slope of the Sewer*. Available at: http://kanalizaciya-expert.ru/vnutrennyaya/truby/minimalnyj-uklon-kanalizacii-128. (Accessed 29 February 2017) (in Russian).
6. *Angle of Inclination of a Sewer Pipe*. Available at: http://www.forumhouse.ru/threads/214052/. (Accessed: 19 December 2016) (in Russian).
7. *Sever Pipes*. Available at: www.lazar.ru/ssets/docs/trubypolytrop/grpt.doc. (Accessed: 29 August 2016) (in Russian).
8. TKP 45-4.01-53–2012 (02250). *Sewage Systems of Settlements. Basic Provisions and General Requirements*. Minsk, *Ministry of Architecture and Construction*, 2012. 18 (in Russian).
9. Zhivotnev V. S. (1988) Mode of Water Consumption in Residential Buildings. *Vodosnabzhenie i Sanitarnaya Tekhnika = Water Supply and Sanitary Technique*, (7), 18–20 (in Russian).
10. TKP 45-4.01-54–2007 (02250). *Systems of Internal Sewerage of Buildings. Building Design Standards*. Minsk, *Ministry of Architecture and Construction*, 2008. 21 (in Russian).
11. Terpigorev A. M., Pakhalok I. F. (eds.) (1960) *Mining: Encyclopedic Reference Book. Vol. 11: Coal Beneficiation and Briquetting*. Moscow, Gosgortekhizdat Publ. 519 (in Russian).
12. Shterenlikht D. V. (2007) *Hydraulics*. Moscow, KolosS Publ. 655 (in Russian)
13. Stepanov Yu. A., Brestina B. S., Znamenskii A. A., Shukhgal'ter L. Ya. (eds.) (1956) *Concise Polytechnic Dictionary*. Moscow, State Publishing House of Technical and Theoretical Literature. 1136 (in Russian).
14. Lebedev P. D. (1972) *Heat Exchange, Drying and Refrigeration Units. Heat and Mass Transfer and Refrigeration Units*. Moscow, Energiya Publ. 320 (in Russian).
15. Zinov'ev V. A. (ed.) (1949) *Concise Technical Handbook*. Moscow-Leningrad, State Publishing House of Technical and Theoretical Literature (in Russian).

Received: 11 May 2018 Accepted: 7 August 2019 Published online: 30 September 2019