

ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ
И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ОБЪЕДИНЕНИЙ СНГ

ЭНЕРГЕТИКА

1
ЯНВАРЬ – ФЕВРАЛЬ
2015

МЕЖДУНАРОДНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ
ИЗДАЕТСЯ С ЯНВАРЯ 1958 ГОДА

Учредители

Электроэнергетический совет СНГ,
Министерство образования Республики Беларусь,
Министерство образования и науки Российской Федерации

СОДЕРЖАНИЕ

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

- Романюк Ф. А., Шевалдин М. А.** Принципы выполнения токовой защиты линий с односторонним питанием от междофазных коротких замыканий 5
- Новаш И. В., Румянцев Ю. В.** Расчет параметров модели трехфазного трансформатора из библиотеки MatLab-Simulink с учетом насыщения магнитопровода ... 12
- Хильмон В. И., Опейко О. Ф., Однолько Д. С.** Анализ динамики многодвигательного электропривода рельсового транспорта 24
- Гашимов А. М., Хыдыров Ф. Л.** Грозовая деятельность и грозозащита электроэнергетических устройств и оборудования на территории Республики Азербайджан 33

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

- Хрусталеv Б. М., Акельев В. Д., Матюшинец Т. В., Костевич М. Ф.** Моделирование конвективных потоков в пневмоопорных объектах (Часть 2) 44
- Dobrego K. V.** Improvement of Accuracy of Radiative Heat Transfer Differential Approximation Method for Multi Dimensional Systems by Means of Auto-Adaptable Boundary Conditions
- (Доброго К. В. Улучшение точности дифференциального приближения расчета теплообмена излучением в многомерных системах при использовании самосогласованных граничных условий) 54
- Кулаков Г. Т., Кухоренко А. Н., Голинко И. М.** Инвариантная система автоматического регулирования с использованием промежуточного сигнала теплоэнергетического параметра 62

Пиир А. Э., Кунтыш В. Б., Верещагин А. Ю. Энергоэффективность различных способов центрального теплоснабжения	72
Николаев В. В. Напряженно-деформированное состояние ремонтируемого участка трубопровода	82

Главный редактор Федор Алексеевич Романюк

Редакционная коллегия

С. Н. АСАМБАЕВ, В. ВУЙЦИК, В. В. ГАЛАКТИОНОВ, М. ДАДО, В. А. ДЖАНГИРОВ, К. В. ДОБРЕГО (зам. главного редактора), И. В. ЖЕЖЕЛЕНКО, П. В. ЖУКОВСКИ, А. С. КАЛИНИЧЕНКО, НГО ТУАН КИЕТ, А. И. КИРИЛЛОВ, ЛУ ЧЖУН-У, Б. К. МАКСИМОВ, А. С. МИХАЛЕВ, А. А. МИХАЛЕВИЧ, Е. С. МИШУК, О. Г. ПЕНЯЗЬКОВ, Е. Н. ПИСЬМЕННЫЙ, Э. Н. САБУРОВ, А. С. САУХАТАС, В. С. СЕВЕРЯНИН, И. И. СЕРГЕЙ (зам. главного редактора), Б. С. СОРОКА, В. А. СТРОЕВ, В. И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ, Е. В. ТОРОПОВ, Е. УШПУРАС, Б. М. ХРУСТАЛЕВ, Л. В. ШЕНЕЦ, Ю. ЭКМАНИС

Ответственный секретарь редакции В. Н. Гурьянчик

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

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

Подписано к печати 16.02.2015. Формат бумаги 60×84¹/₈. Бумага офсетная.
Отпечатано на ризографе. Гарнитура Таймс. Усл. печ. л. . Уч.-изд. л. . Тираж 250 экз.
Дата выхода в свет 2015. 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

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

© «Известия высших учебных заведений
и энергетических объединений СНГ – Энергетика», 2015

PROCEEDINGS OF CIS HIGHER
EDUCATION INSTITUTIONS
AND POWER ENGINEERING ASSOCIATIONS

ENERGETIKA

1
JANUARY – FEBRUARY
2015

INTERNATIONAL SCIENTIFIC AND TECHNICAL JOURNAL
PUBLISHED FROM JANUARY, 1958

Founders

CIS Electric Power Council,
Ministry of Education of the Republic of Belarus,
Ministry of Education and Science of the Russian Federation

C O N T E N T S

ELECTRICAL POWER ENGINEERING

Romaniuk F. A., Shevaldin M. A. Principles of Implementation of Overcurrent Protection from Phase-To-Phase Short-Circuits on the Power Lines with Unilateral Feed	5
Novash I. V., Rumiantsev Yu. V. Three-Phase Transformer Parameters Calculation Considering the Core Saturation for the MatLab-Simulink Transformer Model	12
Khilmon V. I., Opeiko O. F., Odnolko D. S. The Analysis of Railway Multi Motors Electrical Drive Dynamic	24
Gashimov A. M., Khidirov A. M. Thunderstorm Activity and Lightning Protection of Power Plants and Equipment on the Territory of Azerbaijan Republic	33

HEAT POWER ENGINEERING

Khroustalev B. M., Akelyev V. D., Matyushinets T. V., Kostevich M. F. Modeling of Convective Streams in Pneumobasic Objects (Part 2)	44
Dobrego K. V. Improvement of Accuracy of Radiative Heat Transfer Differential Approximation Method for Multi Dimensional Systems by Means of Auto-Adaptable Boundary Conditions	54
Kulakov G. T., Kukhorenko A. N., Golinko I. M. Invariant Automatic Control System, Using the Intermediate-Frequency Signals of Heat Power Parameters	62

Piir A. E., Kunttysh V. B., Vereshchagin A. Yu. Energy Efficiency of Different Ways of Central Heating	72
Nikolaev V. V. Stress and Strain State of Repairing Section of Pipeline	82

Editor-in-Chief Fiodar A. Romaniuk

Editorial Board

S. N. ASAMBAEV, V. VUITSIK, V. V. GALAKTIONOV, M. DADO, V. A. JANGIROV, K. V. DOBREGO (Deputy Editor-in-Chief), I. V. ZHEZHELENKO, P. V. ZHUKOVSKY, A. S. KALINICHENKO, NGO TUAN KIET, A. I. KIRILLOV, LU CHZHUN-U, B. K. MAK-SIMOV, A. S. MIKHALEV, A. A. MIKHALEVICH, E. S. MISHUK, O. G. PENYAZKOV, E. N. PISMENNYI, E. N. SABUROV, A. S. SAUKHATAS, V. S. SEVERYANIN, I. I. SERGEY (Deputy Editor-in-Chief), B. S. SOROKA, V. A. STROEV, V. I. TIMOSHPOLSKY, E. V. TOROPOV, E. USHPURAS, B. M. KHROUSTALEV, L. V. SHENETS, Yu. EKMANIS

Executive Secretary of Editorial Staff V. N. Guryanchyk

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

Typesetting and makeup are made in editorial office
of journals "Energetics" and "Science & Technique"

Passed for printing 16.02.2015. Dimension of paper 60×84¹/₈. Offset paper.
Printed on risograph. Type face Times. Conventional printed sheet .
An edition of 250 copies. Date of publishing 2015. Order list .

ADDRESS

Belorussian National Technical University
Nezavisimosty Avenue, 65, Building 2, Room 327
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel: +375 17 292-65-14
e-mail: energy@bntu.by

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

© "Proceedings of Higher Educational Institutions
and Energetic Societies of CIS-Energetica", 2015

УДК 621.316.925

ПРИНЦИПЫ ВЫПОЛНЕНИЯ ТОКОВОЙ ЗАЩИТЫ ЛИНИЙ С ОДНОСТОРОННИМ ПИТАНИЕМ ОТ МЕЖДУФАЗНЫХ КОРОТКИХ ЗАМЫКАНИЙ

Чл.-кор. НАН Беларуси, докт. техн. наук, проф. РОМАНИУК Ф. А.,
магистр техн. наук ШЕВАЛДИН М. А.

Белорусский национальный технический университет

E-mail: faromanuk@bntu.by

Рассмотрен принцип выполнения токовой защиты линий с односторонним питанием от междуфазных коротких замыканий. Предложено выражение для определения места короткого замыкания по относительному значению расстояния от места установки защиты до точки повреждения только по результатам оперативного контроля токов короткого замыкания поврежденных фаз. Также представлено выражение для определения выдержки времени срабатывания такой защиты с учетом определенного места короткого замыкания.

Предложена и подробно описана функциональная схема токовой защиты, обеспечивающая реализацию изложенных принципов ее выполнения. Рассматриваемая схема защиты содержит входные преобразователи тока, подключаемые к измерительным трансформаторам тока защищаемой линии, макси- и миниселектор, блок определения вида режима, измерительный орган с блоком задания уставок, блок определения места короткого замыкания с блоком задания параметров, блок расчета и контроля выдержки времени с блоком задания параметров, логический элемент ИЛИ, исполнительный элемент, отключающий выключатель защищаемой линии. Рассмотрено функционирование предложенной схемы. Все блоки и элементы функциональной схемы токовой защиты могут быть реализованы на базе средств аналоговой и цифровой техники. В качестве последней предполагается использование современных микропроцессорных средств.

Работоспособность изложенных принципов выполнения токовой защиты линий с односторонним питанием от междуфазных коротких замыканий применительно к цифровой реализации исследована методом вычислительного эксперимента. Полученные результаты подтверждают эффективность предлагаемых решений, а также то, что отключение короткого замыкания в пределах основной зоны защиты линии обеспечивается без выдержки времени, а в конце зоны резервирования – с выдержкой времени, не превышающей $2\Delta t$ на всех участках, включая головные участки сети.

Ключевые слова: энергетика, линия с односторонним питанием, релейная защита.

Ил. 2. Библиогр.: 10 назв.

PRINCIPLES OF IMPLEMENTATION OF CURRENT PROTECTION FROM INTERPHASE SHORT-CIRCUITS ON THE POWER LINES WITH UNILATERAL FEED

ROMANIUK F. A., SHEVALDIN M. A.

Belarusian National Technical University

The article describes the implementation of the principle of overcurrent protection from interphase short-circuits on the power lines with unilateral feed. The expression of the

detection of the fault location by the relative value of the distance from the installation of protection to the point of damage with the help of the results of operational control of the short-circuit current damaged phases has been suggested in the article. Also the expression for determining the time delay response for such protection has been presented, taking into account fault location that had been detected.

The paper proposes and describes the functional diagram of the overcurrent protection in detail, provides realization of the implementation of the principles set out in the article. Paper content includes the description of the elements of the considered overcurrent protection, such as input current transducers connected to the measuring current transformers of the protected line, maxiselector, miniselector, block of the determination of the mode type, the measuring unit with the setting unit, detecting fault location unit with the setting unit, calculation unit and control unit with time delay parameter setting, an OR gate, the actuating element, that opens circuit breaker of the protected line. The operation of the proposed scheme is reviewed in the article. All units and elements of functional circuit overcurrent protection can be implemented with the help of analog and digital technology. Modern microprocessors can be used for these purposes.

The efficiency of provided implementation of the principles of overcurrent protection from phase-to-phase short circuits on the power lines with unilateral feed was studied by computational experiments. These results confirm the effectiveness of the proposed solutions and also trip of short-circuit within the main zone line protection is provided without delay, and in the end zone redundancy – with time delay that is not exceeding $2\Delta t$ in all areas, including the head portion of the network.

Keywords: power engineering, power line with unilateral feed, relay protection.

Fig. 2. Ref.: 10 titles.

Существующие токовые защиты линий с односторонним питанием от междуфазных коротких замыканий (КЗ) отключают повреждения с относительно большими выдержками времени, особенно на головных участках сети, которые к тому же зависят от удаленности участка сети от источника питания, а также во многих случаях имеют недостаточную чувствительность к несимметричным КЗ, когда токи нагрузки соизмеримы по величине с токами КЗ [1]. В основу выполнения токовой защиты с более высокими одноименными показателями технического совершенства могут быть положены следующие принципы.

В процессе работы линии осуществляется контроль токов ее фаз I_A , I_B , I_C . При этом из токов I_A , I_B , I_C выделяются соответственно максимальное $I_{\max}$ и минимальное $I_{\min}$ значения, по которым выявляется вид режима. Для этой цели используется соотношение

$$\frac{I_{\max} - I_{\min}}{I_{\min}} > 0,5. \quad (1)$$

При выполнении условия (1) имеет место несимметричный режим, в противном случае режим является симметричным [2, 3]. Далее значение $I_{\max}$ сравнивается с током срабатывания для режимов двухфазного КЗ ($I_{C3}^{(2)}$) или трехфазного КЗ ($I_{C3}^{(3)}$) соответственно при соблюдении или несоблюдении условия (1). Величины $I_{C3}^{(2)}$ и $I_{C3}^{(3)}$ рассчитываются по известным методикам [4–7].

Если $I_{\max}$ превышает заданный ток срабатывания, то производится определение места КЗ, в противном случае осуществляется дальнейший контроль токов фаз линии. Место КЗ устанавливается по относительному

значению расстояния от места установки защиты до точки повреждения l_{*K3} с использованием следующего выражения:

$$l_{*K3} = \frac{(kI_{K1}^{(3)} - I_{K3})I_{K2}^{(3)}}{(I_{K1}^{(3)} - I_{K2}^{(3)})I_{K3}}, \quad (2)$$

где $I_{K1}^{(3)}$, $I_{K2}^{(3)}$ – токи трехфазных КЗ соответственно при повреждениях в начале и конце защищаемой линии, рассчитываемые по известным методикам [4–7]; I_{K3} – среднее из трех или двух значений токов поврежденных фаз; k – коэффициент, зависящий от вида повреждения, при трехфазных КЗ $k = 1$, а при двухфазных КЗ $k = 0,5\sqrt{3}$.

Если КЗ находится в пределах защищаемой линии, то $l_{*K3} \leq 1$ и ее следует отключать без выдержки времени. Когда повреждение расположено на смежной линии, то $l_{*K3} > 1$ и защищаемая линия должна отключаться с выдержкой времени, согласованной с временем срабатывания других защит сети [8, 9]. При этом выдержка времени защиты формируется с использованием следующего выражения:

$$t_{C31} = \left(1 + \frac{(kI_{K2}^{(3)} - I_{K3})I_{K3}^{(3)}}{(I_{K2}^{(3)} - I_{K3}^{(3)})I_{K3}} \right) \Delta t, \quad (3)$$

где $I_{K2}^{(3)}$, $I_{K3}^{(3)}$ – токи трехфазных КЗ соответственно при повреждениях в начале и конце смежной линии, рассчитываемые по известным методикам [4–7]; $\Delta t = 0,3–0,5$ с – степень селективности; I_{K3} , k – то же, что в (2).

Функциональная схема токовой защиты, обеспечивающая реализацию изложенных принципов ее выполнения, приведена на рис. 1.

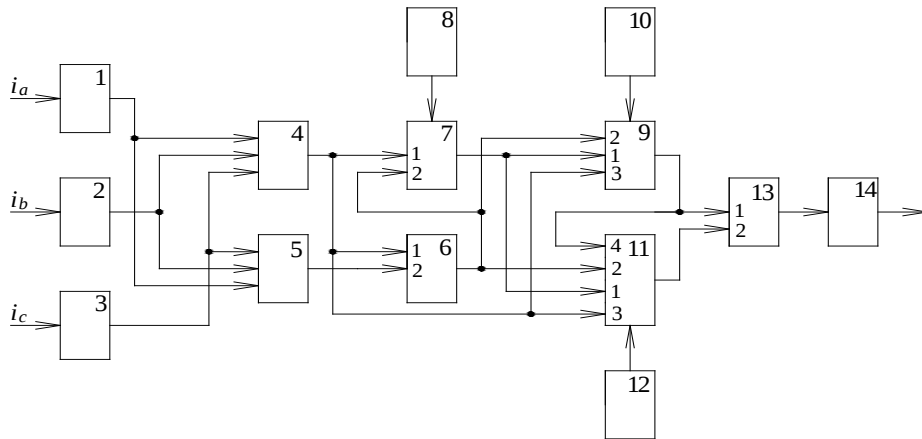


Рис. 1. Функциональная схема токовой защиты

Защита содержит входные преобразователи тока 1, 2, 3, подключаемые к измерительным трансформаторам тока защищаемой линии, максиселектор 4 и миниселектор 5, блок определения вида режима 6, измерительный орган 7 с блоком задания уставок 8, блок определения места КЗ 9 с блоком задания параметров 10, блок расчета и контроля выдержки времени 11

с блоком задания параметров 12, логический элемент ИЛИ 13, исполнительный элемент 14, отключающий выключатель защищаемой линии.

Входные преобразователи тока формируют выходные сигналы из токов i_a, i_b, i_c , которые пропорциональны соответственно токам фаз I_A, I_B, I_C . Макси- и миниселекторы предназначены для выделения из токов I_A, I_B, I_C соответственно максимального $I_{\max}$ и минимального $I_{\min}$ значений. Блок определения вида режима выявляет несимметрию токов фаз по соотношению (1). Если условие (1) выполняется, то имеет место несимметричный режим и на выходе блока 6 появляется сигнал, в противном случае – режим симметричный и сигнал на выходе блока 6 отсутствует.

Измерительный орган максимального действия сравнивает значение тока $I_{\max}$ с токами срабатывания, задаваемыми в блоке 8, где содержатся их значения для режимов трехфазного КЗ ($I_{C3}^{(3)}$) и двухфазного КЗ ($I_{C3}^{(2)}$). При наличии на втором входе измерительного органа сигнала сравнение производится со значением $I_{C3}^{(2)}$, в противном случае – со значением $I_{C3}^{(3)}$.

Блок определения места КЗ предназначен для фиксации места повреждения на основе (2) по величине тока I_{K3} , представляющего собой усредненную величину нескольких значений $I_{\max}$, с использованием параметров, задаваемых в блоке 10, где содержатся значения токов трехфазных КЗ в точках К1 и К2 (рис. 2) соответственно $I_{K1}^{(3)}$ и $I_{K2}^{(3)}$, а также значений k для режимов трехфазного КЗ ($k = 1$) и двухфазного КЗ ($k = 0,5\sqrt{3}$). При наличии на втором входе блока 9 сигнала в (2) используется значение $k = 0,5\sqrt{3}$, а при отсутствии $k = 1$. Блок определения места КЗ функционирует только в режимах повреждений при наличии на его первом входе разрешающего сигнала, поступающего с выхода измерительного органа.

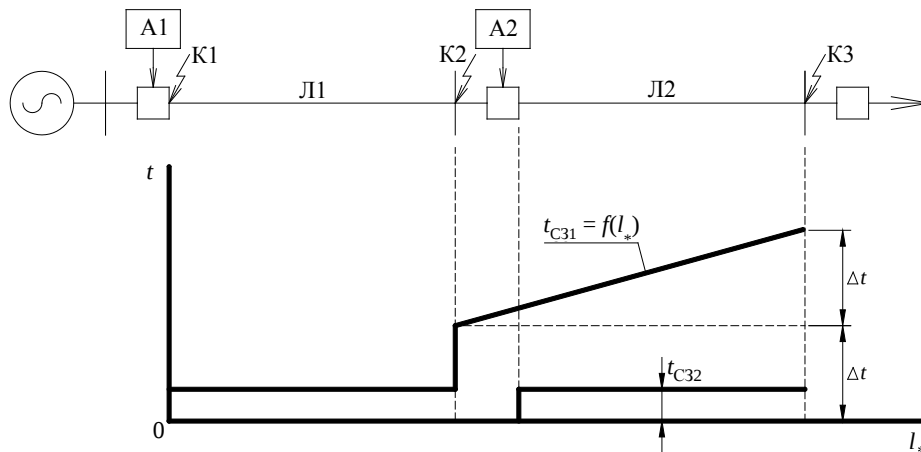


Рис. 2. Характеристика срабатывания токовой защиты

Линия Л1 (рис. 2) является основной зоной токовой защиты А1, и КЗ в пределах всей ее длины отключаются без специально создаваемой выдержки времени с временем срабатывания, представляющим собой собственное время действия защиты. Линия Л2 для токовой защиты А1 представляет собой зону резервирования, и повреждения во всех ее точках должны отключаться с выдержкой времени.

Блок расчета и контроля выдержки времени предназначен для определения и создания времени срабатывания защиты А1 при повреждениях в зоне резервирования на линии Л2 с использованием (3) по величине тока I_{K3} , являющегося усредненной величиной нескольких значений $I_{\max}$, на основе параметров, задаваемых в блоке 12, где содержатся значения токов трехфазных КЗ в точках К2 и К3 (рис. 2) соответственно $I_{K2}^{(3)}$ и $I_{K3}^{(3)}$, значения k для режимов трехфазного КЗ ($k = 1$) и двухфазного КЗ ($k = 0,5\sqrt{3}$), а также значение Δt . При наличии на втором входе блока 11 сигнала в (3) используется значение $k = 0,5\sqrt{3}$, а при отсутствии $k = 1$. Блок 11 функционирует только в режимах КЗ при наличии на его первом входе разрешающего сигнала, поступающего с выхода измерительного органа, и при отсутствии запрещающего сигнала на четвертом входе, подаваемого с выхода блока 9.

Исполнительный элемент реализует выходные команды защиты на отключение выключателя.

Все блоки и элементы функциональной схемы токовой защиты могут быть реализованы на базе средств аналоговой и цифровой техники. В качестве последней предполагается использование современных микропроцессорных средств.

Предлагаемая токовая защита функционирует следующим образом. Входные токи i_a , i_b , i_c от измерительных трансформаторов тока защищаемой линии поступают на входы преобразователей тока 1, 2, 3, выходные сигналы которых пропорциональны токам фаз I_A , I_B , I_C . Макси- и миниселекторы выделяют из указанных токов соответственно наибольшее $I_{\max}$ и наименьшее $I_{\min}$ значения. В блоке определения вида режима по величинам $I_{\max}$ и $I_{\min}$ определяется степень несимметрии токов фаз с использованием (1).

В нормальном режиме, при симметричной нагрузке, самозапуске электродвигателей, а также при трехфазных КЗ сигнал на выходе блока 6 отсутствует. При несимметричной перегрузке со значительной степенью несимметрии либо при двухфазных КЗ на выходе блока 6 присутствует сигнал.

Текущее значение тока $I_{\max}$ в измерительном органе сравнивается с $I_{C3}^{(2)}$ и $I_{C3}^{(3)}$, которые содержатся в блоке 8 и выбираются в зависимости от вида режима, устанавливаемого по сигналу на втором входе блока 7. В режимах отсутствия повреждений на защищаемой линии значение тока $I_{\max}$ не превышает ни один из токов срабатывания измерительного органа и сигнал на его выходе отсутствует. При возникновении КЗ ток $I_{\max}$ превышает соответствующий ток срабатывания, на выходе блока 7 появляется сигнал, который поступает на первые входы блока определения места короткого замыкания и блока расчета и контроля выдержки времени, разрешая их функционирование.

В блоке 9 в соответствии с (2) после определения I_{K3} путем усреднения нескольких значений $I_{\max}$ с использованием параметров, содержащихся в блоке 10, выбираемых в соответствии с видом КЗ, который устанавливается в результате анализа сигнала на втором входе блока 9, вы-

числяется $I_{*КЗ}$ и сравнивается с длиной линии в относительных единицах, равной 1.

При $I_{*КЗ} \leq 1$ местом КЗ является защищаемая линия Л1 (рис. 2), и на выходе блока 9 появляется сигнал, который поступает на первый вход логического элемента ИЛИ, а с его выхода воздействует на исполнительный элемент, и выключатель защищаемой линии Л1 отключается без специально создаваемой выдержки времени. При этом сигнал с выхода блока 9 поступает на четвертый вход блока 11, запрещая его функционирование.

Если $I_{*КЗ} > 1$, то местом КЗ является смежная линия Л2 (рис. 2), сигнал на выходе блока 9 не вырабатывается и разрешается функционирование блока расчета и контроля выдержки времени. В блоке 11 на основе (3) после определения $I_{КЗ}$ путем усреднения нескольких значений I_{max} с использованием параметров, содержащихся в блоке 12 и выбираемых в зависимости от вида КЗ, который определяется по результатам анализа сигнала на втором входе блока 11, вычисляется время срабатывания защиты для зоны резервирования и организуется его отсчет. По истечении указанного времени на выходе блока 11 появляется сигнал, который поступает на второй вход логического элемента ИЛИ, воздействуя с его выхода на исполнительный элемент, и выключатель защищаемой линии отключается с выдержкой времени.

Работоспособность изложенных принципов выполнения токовой защиты линий с односторонним питанием от междуфазных КЗ применительно к цифровой реализации исследована методом вычислительного эксперимента [10]. Полученные результаты подтверждают эффективность предлагаемых решений, а также то, что отключение КЗ в пределах основной зоны защиты обеспечивается без выдержки времени, а в конце зоны резервирования – с выдержкой времени, не превышающей $2\Delta t$ на всех участках, включая головные участки сети.

ВЫВОД

Реализация предложенных принципов выполнения токовой защиты линий обеспечит повышение ее технического совершенства по показателям быстродействия и чувствительности.

ЛИТЕРАТУРА

1. О в ы б о р е характеристик срабатывания токовых защит линий в распределительных сетях с односторонним питанием / Ф. А. Романюк [и др.] // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 2008. – № 6. – С. 5–10.
2. К о в а л е в с к и й, А. В. Выбор численного значения критерия для определения вида короткого замыкания в адаптивной микропроцессорной токовой защите линий / А. В. Ковалевский // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 2007. – № 6. – С. 5–13.
3. Р о м а н ю к, Ф. А. Определение вида повреждения на линиях распределительных сетей в объеме функций микропроцессорных токовых защит / Ф. А. Романюк, А. А. Тищенко, Е. В. Булойчик // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 2011. – № 4. – С. 5–10.
4. Ф е д о с е е в, А. М. Релейная защита электроэнергетических систем. Релейная защита сетей: учеб. пособие для вузов / А. М. Федосеев. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 520 с.

5. Ч е р н о б р о в о в, Н. В. Релейная защита энергетических систем / Н. В. Чернобровов, В. А. Семенов. – М.: Энергоатомиздат, 1998. – 798 с.
6. Ш а б а д, М. А. Расчеты релейной защиты и автоматики распределительных сетей / М. А. Шабад. – 4-е изд., перераб. и доп. – СПб.: ПЭИПК, 2003. – 350 с.
7. Ш н е е р с о н, Э. М. Цифровая релейная защита / Э. М. Шнеерсон. – М.: Энергоатомиздат, 2007. – 549 с.
8. Р о м а н ю к, Ф. А. Определение места повреждения на линиях напряжением 6–35 кВ с односторонним питанием / Ф. А. Романюк, М. А. Шевалдин // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 2014. – № 5. – С. 5–14.
9. Р о м а н ю к, Ф. А. Определение места короткого замыкания на линиях распределительных сетей в объеме функций микропроцессорных токовых защит / Ф. А. Романюк, А. А. Тишечкин, О. А. Гурьянчик // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 2010. – № 6. – С. 5–13.
10. Р о м а н ю к, Ф. А. Информационное обеспечение микропроцессорных защит электроустановок: учеб. пособие / Ф. А. Романюк. – Минск: Технопринт, 2001. – 133 с.

R E F E R E N C E S

1. R o m a n i u k, F. A., Tishechkin, A. A., Rumiantsev, V. Iu., Novash, V. I., Bobko, N. N., & Glinskii, E. V. (2008) About Choice of Pick-up Characteristics of the Current Relay Protections in the Distribution Networks with Unilateral Feed. *Izvestiia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii – Energetika* [Proceedings of Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Power Engineering], 6, 5–10 (in Russian).
2. K o v a l e v s k i j, A. V. (2007) Choice of the Numerical Values Criteria for the Determination of the Type of Short Circuit in Adaptive Microprocessor Current Relay Protections. *Izvestiia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii – Energetika* [Proceedings of Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Power Engineering], 6, 5–13 (in Russian).
3. R o m a n i u k, F. A., Tishechkin, A. A., & Bulojchik, E. V. (2011) Determination of the Type of Fault on the Lines of Distribution Networks in the Range of Functions of Microprocessor Current Relay Protections. *Izvestiia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii – Energetika* [Proceedings of Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Power Engineering], 4, 5–10 (in Russian).
4. F e d o s e e v, A. M. (1984) Relay Protection of Electric Energy Systems. Relay Protection of Electric Power Networks. Moscow, Energoatomizdat. 520 p. (in Russian).
5. C h e r n o b r o v o v, N. V., & Semenov, V. A. (1998) Relay Protection of Electric Energy Systems. Moscow, Energoatomizdat. 798 p. (in Russian).
6. S h a b a d, M. A. (2003) The Calculations of the Parameters of Relay Protection and Automation in the Distribution Networks. 4th ed. St.Petersburg, PEIPK. 350 p. (in Russian).
7. S h n e e r s o n, E. M. (2007) Digital Relay Protection. Moscow, Energoatomizdat. 549 p. (in Russian).
8. R o m a n i u k, F. A., & Shevaldin, M. A. (2014) Detection of Fault Location on the Power Lines 6–35 kV with Unilateral Feed. *Izvestiia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii – Energetika* [Proceedings of Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Power Engineering], 5, 5–14 (in Russian).
9. R o m a n i u k, F. A., Tishechkin, A. A., & Gurjanchik, O. A. (2010) Detection of Short-circuit Point Location on the Lines of Distribution Networks in the Range of Functions of Microprocessor Current Relay Protections. *Izvestiia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii – Energetika* [Proceedings of Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Power Engineering], 6, 5–13 (in Russian).
10. R o m a n i u k, F. A. (2001) Information support of the Microprocessor Relay Protections of the Electrical Installations. Minsk, Tehnoprnt. 133 p. (in Russian).

Представлена кафедрой
электрических станций

Поступила 27.11.2014

РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ МОДЕЛИ ТРЕХФАЗНОГО ТРАНСФОРМАТОРА ИЗ БИБЛИОТЕКИ MATLAB-SIMULINK С УЧЕТОМ НАСЫЩЕНИЯ МАГНИТОПРОВОДА

Канд. техн. наук, доц. НОВАШ И. В.¹⁾, асп. РУМЯНЦЕВ Ю. В.²⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет,

²⁾РУП «Белэнергосетьпроект»

E-mail: novashiv@tut.by

Представлена методика расчета параметров модели силового трехфазного двухобмоточного трансформатора из библиотеки SimPowerSystems системы динамического моделирования MatLab-Simulink. Данная методика основана на использовании каталожных данных силового трансформатора. Особое внимание уделено расчету параметров характеристики намагничивания стали магнитопровода для модели силового трансформатора. Методика расчета параметров модели силового трехфазного двухобмоточного трансформатора с учетом нелинейности его характеристики намагничивания в доступных русско- и англоязычных источниках отсутствует. В руководстве пользователя SimPowerSystems рассматриваются демонстрационные модели трансформаторов с уже готовыми параметрами, но без ссылок на источники по их определению. Силовой трансформатор является нелинейным элементом энергосистемы, поэтому для анализа его работы в различных режимах необходимо располагать параметрами характеристики намагничивания стали магнитопровода.

Особый интерес представляет анализ процессов при включении ненагруженного трансформатора под напряжение. Данный режим сопровождается возникновением со стороны питания трансформатора броска тока намагничивания, который по своему значению превосходит в несколько раз номинальный ток трансформатора. Резкое возрастание тока намагничивания объясняется насыщением стали магнитопровода. Поэтому учет характеристики намагничивания при моделировании работы трансформатора в данном режиме является обязательным условием. Предпринята попытка привести все расчетные выражения к виду, удобному для инженерного использования, а также обосновать расчет нелинейной характеристики намагничивания силового трансформатора. Осциллограммы броска тока намагничивания, полученные в ходе выполнения вычислительного эксперимента с применением рассматриваемой модели трансформатора, подтвердили адекватность рассчитанных параметров модели.

Ключевые слова: силовой трансформатор, характеристика намагничивания, насыщение, расчет параметров, Simulink, MatLab, SimPowerSystems.

Ил. 8. Табл. 4. Библиогр.: 17 назв.

THREE-PHASE TRANSFORMER PARAMETERS CALCULATION CONSIDERING THE CORE SATURATION FOR THE MATLAB-SIMULINK TRANSFORMER MODEL

NOVASH I. V.¹⁾, RUMIANTSEV Yu. V.²⁾

¹⁾Belarusian National Technical University,

²⁾RUE "Belenergosetproekt"

This article describes the parameters calculation for the three-phase two-winding power transformer model taken from the SimPowerSystems library, which is the part of the MatLab-Simulink environment. Presented methodology is based on the power transformer nameplate data usage. Particular attention is paid to the power transformer magnetization curve parameters calculation. The methodology of the three-phase two-winding power transformer model parameters calculation considering the magnetization curve nonlinearity isn't presented in Russian-and English-language sources. Power transformers demo models described in the SimPowerSystems user's guide have already calculated parameters, but without reference

to the sources of their determination. A power transformer is a nonlinear element of the power system, that's why for its performance analysis in different modes of operation is necessary to have the magnetization curve parameters.

The process analysis during no-load energizing of the power transformer is of special interest. This regime is accompanied by the inrush current on the supply side of the power transformer, which is several times larger than the transformer rated current. Sharp rising of the magnetizing current is explained by the magnetic core saturation. Therefore, magnetization characteristic accounting during transformer no-load energizing modeling is a mandatory requirement. Article authors attempt to put all calculating formulas in a more convenient form and validate the power transformer nonlinear magnetization characteristics parameters calculation. Inrush current oscillograms obtained during the simulation experiment confirmed the adequacy of the calculated model parameters.

Keywords: power transformer, magnetization curve, saturation, parameters calculation, Simulink, MatLab, SimPowerSystems.

Fig. 8. Tab. 4. Ref.: 17 titles.

Пакет расширения SimPowerSystems является распространенным инструментом для моделирования электротехнических устройств в системе динамического моделирования MatLab-Simulink [1, 2]. В состав библиотеки Simulink-SimPowerSystems входят модели пассивных и активных электротехнических элементов, источников энергии, электродвигателей, трансформаторов, линий электропередачи и другого электротехнического оборудования [3]. В библиотеке данного пакета имеется несколько моделей трансформаторов – линейных и нелинейных, одно- и трехфазных, двух- и трехобмоточных. Особый интерес представляет модель трехфазного нелинейного двухобмоточного трансформатора, которая является важнейшим элементом как для моделирования энергосистемы любого уровня сложности, так и для проверки работоспособности современных устройств защиты и автоматики. Зачастую подобные задачи носят инженерную направленность, когда требуется самостоятельно смоделировать фрагмент энергосистемы, не углубляясь в тонкости математического моделирования самих элементов. Тщательно подобранные демонстрационные примеры пакета SimPowerSystems с применением силовых трансформаторов создают ощущение простоты использования этих блоков и в моделях других пользователей. Однако любое отклонение параметров трансформатора от заданных «по умолчанию» приводит к неправильному функционированию модели.

Для всех трансформаторов из библиотеки Simulink-SimPowerSystems параметры схемы замещения задаются в относительных единицах (о. е., в зарубежной литературе *p. u.*). В более поздних версиях Simulink имеется возможность задавать параметры как в относительных, так и в именованных единицах. Преимущества о. е. общеизвестны: например, для трансформаторов мощностью от 300 кВ·А до 300 МВ·А индуктивное сопротивление обмоток находится в диапазоне от 0,03 до 0,12 о. е., а активное сопротивление обмоток – от 0,002 до 0,005 о. е. Таким образом, если параметры трансформатора заданной мощности неизвестны, то не будет большой ошибкой принять средние значения из приведенного диапазона [3].

Модель трехфазного двухобмоточного трансформатора Three-phase Transformer (Two Windings) построена на основе трех однофазных трансформаторов. В модели могут учитываться нелинейность характеристики

намагничивания материала сердечника и гистерезис. Методика расчета параметров модели трехфазного двухобмоточного трансформатора с учетом нелинейности его характеристики намагничивания в доступных русско- и англоязычных источниках отсутствует. В [3] приводятся демонстрационные модели трансформаторов с уже готовыми параметрами, но без ссылок на источники по их определению.

Авторами предпринята попытка привести все расчетные выражения к виду, удобному для инженерного использования, а также обосновать расчет нелинейной характеристики намагничивания силового трансформатора. Основы расчета схемы замещения трехфазного силового трансформатора, а также особенности расчета линейной модели в среде MatLab-Simulink изложены в [4, 5]. Стоит отметить, что ветвь намагничивания силового трансформатора в большинстве отечественных источников представляется последовательным соединением активного и индуктивного сопротивлений, а в рассматриваемой модели – параллельным соединением данных элементов. Модель двухобмоточного трансформатора из библиотеки Simulink-SimPowerSystems приведена на рис. 1 [3]. Индуктивность L_m учитывает действие основного магнитного потока, а активное сопротивление R_m эквивалентно потерям в стали магнитопровода.

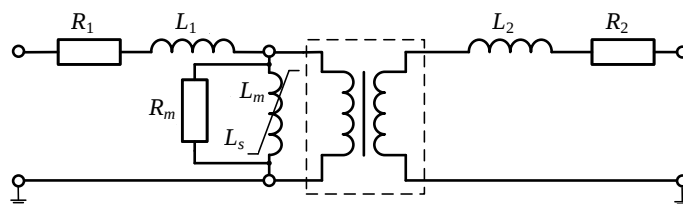


Рис. 1. Модель силового двухобмоточного трансформатора

В качестве примера произведем расчет схемы замещения трехфазного двухобмоточного силового трансформатора типа ТДН-16000/110 со схемой соединения обмоток Y/Δ (табл. 1).

Таблица 1

Каталожные данные трансформатора типа ТДН-16000/110 [6]

Параметр	Значение	Параметр	Значение
$S_{ном}$, МВ·А	16,0	$U_{1ном}$, кВ	115,0
U_k , %	10,5	$U_{2ном}$, кВ	10,5
P_k , кВт	85,0	I_0 , %	0,7
P_0 , кВт	19,0	$f_{ном}$, Гц	50,0

В каталожных данных номинальные напряжения $U_{1ном}$, $U_{2ном}$ обмоток являются линейными величинами, значения мощностей $S_{ном}$, P_k и P_0 приводятся как суммарные для трех фаз. Для расчета схемы замещения трехфазного трансформатора должны использоваться фазные величины. Соотношения по определению активного и индуктивного сопротивлений ветви намагничивания вытекают из принятой схемы замещения трансформатора (рис. 1) [7].

Следует отметить, что в о. е. индуктивность и индуктивное сопротивление имеют одинаковое значение. Расчетные выражения для вычисле-

ния параметров схемы замещения моделируемого трансформатора приведены в табл. 2.

Таблица 2

Расчетные выражения

Наименование величины	Расчетное выражение
Номинальная мощность каждой фазы трансформатора	$S_{\text{фном}} = \frac{S_{\text{ном}}}{3} = \frac{16 \cdot 10^6}{3} = 5,33 \text{ МВА}$
Фазное напряжение первичной обмотки при соединении «звезда»	$U_{1\text{ф}} = \frac{U_{1\text{ном}}}{\sqrt{3}} = \frac{115 \cdot 10^3}{\sqrt{3}} = 66,4 \text{ кВ}$
Номинальный фазный ток первичной обмотки трансформатора, соединенной по схеме «звезда»	$I_{1\text{фном}} = \frac{S_{\text{фном}}}{U_{1\text{ф}}} = \frac{5,33 \cdot 10^6}{66,4 \cdot 10^3} = 80,27 \text{ А}$
Из опыта холостого хода	
Фазный ток холостого хода трансформатора	$I_{0\text{ф}} = \frac{I_0 I_{1\text{фном}}}{100} = \frac{0,7 \cdot 80,27}{100} = 0,56 \text{ А}$
Полное сопротивление ветви намагничивания схемы замещения при холостом ходе	$Z_0 = \frac{U_{1\text{ф}}}{I_{0\text{ф}}} = \frac{66,4 \cdot 10^3}{0,56} = 118,57 \text{ кОм}$
Мощность потерь холостого хода на фазу	$P_{0\text{ф}} = \frac{P_0}{3} = \frac{19 \cdot 10^3}{3} = 6,33 \text{ кВт}$
Коэффициент мощности холостого хода	$\cos(\varphi_0) = \frac{P_{0\text{ф}}}{U_{1\text{ф}} I_{0\text{ф}}} = \frac{6,33 \cdot 10^3}{66,4 \cdot 10^3 \cdot 0,56} = 0,17$
Активное сопротивление ветви намагничивания	$R_m = \frac{Z_0}{\cos(\varphi_0)} = \frac{118,57 \cdot 10^3}{0,17} = 697,47 \text{ кОм}$
Индуктивное сопротивление ветви намагничивания	$X_m = \frac{Z_0}{\sin(\varphi_0)} = \frac{118,57 \cdot 10^3}{\sqrt{1 - 0,17^2}} = 120,3 \text{ кОм}$
Из опыта короткого замыкания	
Фазное напряжение короткого замыкания	$U_{\text{кф}} = \frac{U_{1\text{ф}} U_{\text{к}}}{100} = \frac{66,4 \cdot 10,5}{100} = 6,97 \text{ кВ}$
Полное сопротивление короткого замыкания	$Z_{\text{к}} = \frac{U_{\text{кф}}}{I_{1\text{фном}}} = \frac{6,97 \cdot 10^3}{80,27} = 86,83 \text{ Ом}$
Мощность потерь короткого замыкания на фазу	$P_{\text{кф}} = \frac{P_{\text{к}}}{3} = \frac{85 \cdot 10^3}{3} = 28,33 \text{ кВт}$
Коэффициент мощности короткого замыкания	$\cos(\varphi_{\text{к}}) = \frac{P_{\text{кф}}}{U_{\text{кф}} I_{1\text{фном}}} = \frac{28,33 \cdot 10^3}{6,97 \cdot 10^3 \cdot 80,27} = 0,051$
Активное сопротивление короткого замыкания	$R_{\text{к}} = Z_{\text{к}} \cos(\varphi_{\text{к}}) = 86,83 \cdot 0,051 = 4,43 \text{ Ом}$
Индуктивное сопротивление короткого замыкания	$X_{\text{к}} = Z_{\text{к}} \sin(\varphi_{\text{к}}) = 86,83 \cdot \sqrt{1 - 0,051^2} = 86,72 \text{ Ом}$
Базисные условия [3]	
Базисное значение тока	$I_{\text{баз}} = I_{1\text{фном}} = 80,27 \text{ А}$
Базисное значение сопротивления	$R_{\text{баз}} = \frac{U_{1\text{ф}}}{I_{\text{баз}}} = \frac{66,4 \cdot 10^3}{80,27} = 827,2 \text{ Ом}$

Наименование величины	Расчетное выражение
Перевод полученных значений в о. е. (индуктивность и активное сопротивление первичной и вторичной обмоток в о. е. будут равны)	
Активное сопротивление ветви намагничивания	$R_{m(oe)} = \frac{R_m}{R_{\text{баз}}} = \frac{697,47 \cdot 10^3}{827,2} = 843,2$
Индуктивность ветви намагничивания	$L_{m(oe)} = \frac{X_m}{R_{\text{баз}}} = \frac{120,3 \cdot 10^3}{827,2} = 145,4$
Активное сопротивление первичной и вторичной обмоток трансформатора	$R_{1(oe)} = R_{2(oe)} = \frac{1}{2} \frac{R_k}{R_{\text{баз}}} = \frac{4,43}{827,2 \cdot 2} = 0,0027$
Индуктивность первичной и вторичной обмоток трансформатора	$L_{1(oe)} = L_{2(oe)} = \frac{1}{2} \frac{X_k}{R_{\text{баз}}} = \frac{86,72}{827,2 \cdot 2} = 0,0524$

Вычисленные значения не противоречат величинам, приведенным в [3] в качестве ориентировочных значений сопротивлений обмоток трансформатора в о. е. Преобразовав приведенные в табл. 2 расчетные выражения, получим упрощенные выражения для расчета параметров схемы замещения, в которых используются только каталожные параметры (табл. 3).

Таблица 3

Упрощенные формулы расчета параметров схемы замещения

Параметр	Значение, о. е.
$R_1 = R_2$	$R_{1(oe)} = R_{2(oe)} = \frac{1}{2} \cdot \frac{P_k}{S_{\text{ном}}} = \frac{1}{2} \cdot \frac{85 \cdot 10^3}{16 \cdot 10^6} = 0,0027$
$L_1 = L_2$	$L_{1(oe)} = L_{2(oe)} = \frac{1}{2} \cdot \frac{U_k}{100} = \frac{1}{2} \cdot \frac{10,5}{100} = 0,0525$
R_m	$R_{m(oe)} = \frac{S_{\text{ном}}}{P_0} = \frac{16 \cdot 10^6}{19 \cdot 10^3} = 842,1$
L_m	$L_{m(oe)} \approx \frac{100}{I_0} = \frac{100}{0,7} = 142,9$

Как видно из табл. 2 и 3, рассчитанные значения параметров схемы замещения двухобмоточного трансформатора отличаются незначительно.

Силовой трансформатор является существенно нелинейным элементом энергосистемы (ЭС). Для анализа поведения трансформатора при его включении на холостой ход необходимо располагать нелинейной характеристикой намагничивания, которая в отечественной практике представляется зависимостью магнитной индукции (B , Тл) от напряженности магнитного поля (H , А/м). Однако в зарубежной практике нелинейность стального сердечника описывается зависимостью потокоцепления (Ψ , Вб) от тока намагничивания (I_μ , А). Этим и объясняется тот факт, что для задания нелинейности в специализированных компьютерных программах анализа переходных процессов в ЭС [3, 8, 9] используется именно данная зависимость.

Потокоцепление и поток имеют одинаковые значения в о. е. Для перевода характеристики $B(H)$ в $\Psi(I_\mu)$ необходимо располагать геометрически-

ми параметрами трансформатора (число витков обмоток, сечение магнитопровода, длина магнитной силовой линии), которые зачастую отсутствуют в документации от заводов-изготовителей.

Включение силового трансформатора под напряжение вызывает насыщение его сердечника, что, в свою очередь, приводит к возникновению значительных бросков тока намагничивания. Амплитуда данного тока зависит от нескольких факторов: фазы включения, остаточной намагниченности сердечника, значения потокоцепления в точке излома характеристики намагничивания (knee-point) и наклона характеристики намагничивания в области насыщения L_s , который в основном зависит от значения индуктивности air-core inductance L_{ac} (при полном насыщении магнитопровода его магнитная проницаемость становится близкой к магнитной проницаемости воздуха). Значение L_s связано с L_{ac} следующей зависимостью [3]:

$$L_s = L_{ac} - L_1,$$

где L_1 – индуктивность первичной обмотки.

Не располагая конкретными геометрическими параметрами трансформатора, однозначно оценить значение L_{ac} невозможно. Однако и при предоставлении производителем конкретного значения L_{ac} или L_s нельзя утверждать, что оно определено с достаточной точностью, так как в процессе стандартных заводских испытаний трансформатора его магнитопровод не вводят в режим глубокого насыщения, а неточность задания наклона участка кривой намагничивания в области глубокого насыщения приводит к получению неверного значения броска тока [10].

Анализ зарубежных и отечественных источников [8, 9, 11–16] по данной тематике показал, что однозначность в оценке параметров кривой намагничивания отсутствует, однако можно указать диапазоны изменений этих параметров. Так, вне зависимости от мощности трансформатора, индуктивность $L_{ac} = 0,16–0,20$ о. е., L_s рекомендуется принимать равной удвоенному значению напряжения (индуктивности) короткого замыкания (о. е.), а точка излома характеристики намагничивания (knee-point) лежит в пределах 1,1–1,2 о. е. Характеристика намагничивания в модели задается как кусочно-линейная зависимость между потокоцеплением сердечника Ψ (в о. е.) и током намагничивания I_m (в о. е.).

Как показано в [8], аппроксимация кривой намагничивания более чем двумя отрезками прямых линий не приводит к существенному повышению точности получаемых результатов по сравнению с аппроксимацией той же кривой только двумя отрезками. Поэтому в рассматриваемой модели трансформатора эта зависимость задается двумя прямыми, каждая из которых характеризуется своим значением индуктивности в о. е. Первая прямая соответствует характеристике намагничивания в линейной области, т. е. работе трансформатора в номинальном режиме (наклон данной прямой определяется значением L_m), вторая – работе трансформатора с вошедшим в режим глубокого насыщения магнитопроводом (наклон данной прямой определяется значением L_s). Точка излома характеристики намагничивания (knee-point) – начало насыщения (на рис. 2 данная точка обозначена как *Point2*).

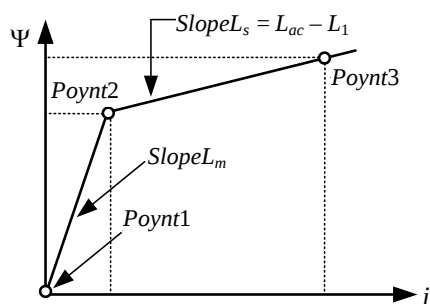


Рис. 2. Задание характеристики намагничивания магнитопровода трансформатора [3]

Рассчитаем координаты характерных точек кривой намагничивания (рис. 2) применительно к рассматриваемому трансформатору ТДН-16000/110 при условии отсутствия остаточной намагниченности магнитопровода. В этом случае для точки *Point1* имеем следующие координаты: $\Psi_{Point1} = 0$ о. е., $i_{Point1} = 0$ о. е.

Примем значение потокосцепления Ψ_{Point2} в точке излома характеристики намагничивания (knee-point) равным 1,15 о. е. Тогда значение тока намагничивания будет равно

$$i_{Point2} = \frac{\Psi_{Point2}}{L_m} = \frac{1,15}{145,4} = 0,0079 \text{ о. е.}$$

Величину L_{ac} рассчитаем как удвоенное значение напряжения короткого замыкания [17]

$$L_{ac} = 2 \frac{U_k}{100} = 2 \cdot \frac{10,5}{100} = 0,21 \text{ о. е.}$$

Таким образом, наклон характеристики в области насыщения будет равен

$$SlopeL_s = L_{ac} - L_1 = 0,21 - 0,052 = 0,158 \text{ о. е.}$$

Значение потокосцепления при насыщении стали магнитопровода ($i_{Point3} = 1$ о. е.) составит:

$$\Psi_{Point3} = \Psi_{Point2} + SlopeL_s = 1,15 + 0,158 = 1,308 \text{ о. е.}$$

Выразив вышеприведенные расчетные выражения через каталожные данные трансформатора, получим более удобные формулы для расчета координат характерных точек кривой намагничивания моделируемого трансформатора (табл. 4).

Таблица 4

Формулы расчета координат характерных точек кривой намагничивания

Характерная точка	Ψ , о. е.	I_μ , о. е.
<i>Point1</i>	$\Psi_{Point1} = 0$	$i_{Point1} = 0$
<i>Point2</i>	$\Psi_{Point2} = 1,15$	$i_{Point2} = \frac{\Psi_{Point2} I_0}{100} = \frac{1,15 \cdot 0,7}{100} = 0,0081$
<i>Point3</i>	$\Psi_{Point3} = \Psi_{Point2} + \frac{1,5 U_k}{100} = 1,15 + \frac{1,5 \cdot 10,5}{100} = 1,308$	$i_{Point3} = 1$

Отличие величин i_{Point2} (рассчитанных по тексту и в табл. 4) объясняется использованием в первом случае значения L_m из табл. 2.

Окно задания значений параметров модели трехфазного двухобмоточного трансформатора (вкладка **Configuration**) приведено на рис. 3.

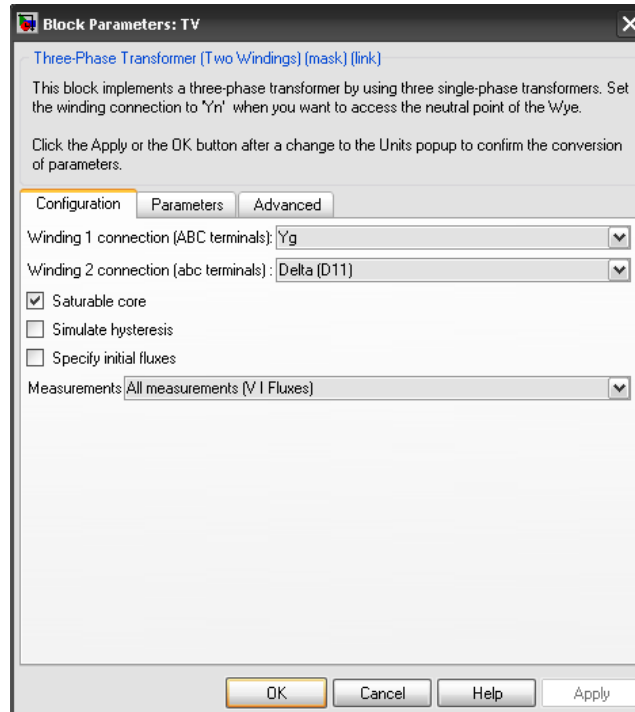


Рис. 3. Окно задания значений параметров модели трансформатора (вкладка **Configuration**)

На вкладке **Configuration** (рис. 3) в полях **Winding 1 connection (ABC terminals)** и **Winding 2 connection (abc terminals)** из выпадающего списка можно выбрать схему соединения первичной и вторичной обмоток:

- Y – «звезда»;
- Yn – «звезда» с нейтралью;
- Yg – «звезда» с заземленной нейтралью;
- $\Delta (D1)$ – «треугольник» первой группы;
- $\Delta (D11)$ – «треугольник» одиннадцатой группы.

При установке флажка в поле **Saturable core** (Насыщающийся сердечник) используется модель трансформатора, учитывающая насыщение его магнитопровода. В этом случае на вкладке **Parameters** (рис. 4) задается только активное сопротивление цепи намагничивания в о. е. (поле **Magnetization resistance R_m (pu)**). При установке флажка в поле **Simulate hysteresis** в характеристике намагничивания магнитопровода трансформатора учитывается гистерезис (при броске тока намагничивания относительная ширина петли гистерезиса столь мала, что ею можно пренебречь [17]). При установке флажка в поле **Specify initial fluxes** в модели имеется возможность задать начальные потоки для каждой фазы трансформатора (в данной статье вопрос задания остаточной намагниченности не рассматривается).

В поле **Measurements** (Измерения) имеется возможность выбрать из выпадающего списка передаваемые в блок измерений переменные, которые затем можно увидеть с помощью виртуального осциллографа. Остальные параметры задаются на вкладке **Parameters** (рис. 4).

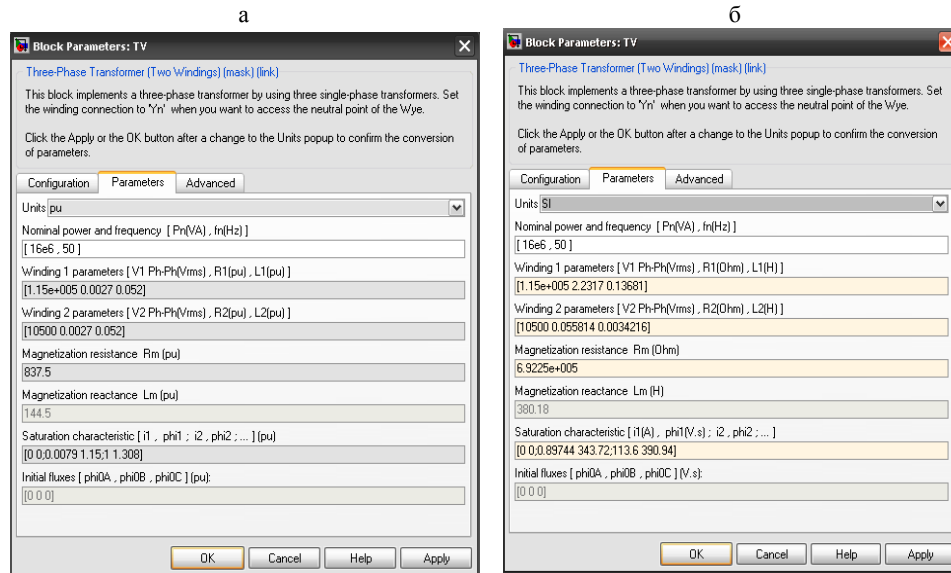


Рис. 4. Окно задания параметров модели трансформатора в о. е. (а) и в именованных единицах (б)

В поле **Units** из выпадающего списка можно выбрать способ задания значений параметров трансформатора:

- **pu** – в о. е.;
- **SI** – в именованных единицах.

Название следующих полей приведено при установленном в поле **Units** значении **pu**.

В поле **Nominal power and frequency [Pn(VA), fn(Hz)]** задаются номинальная полная мощность трансформатора (ВА) и частота переменного тока (Гц). В полях **Winding 1 parameters [V1 Ph-Ph(Vrms), R1(pu), L1(pu)]** и **Winding 2 parameters [V2 Ph-Ph(Vrms), R2(pu), L2(pu)]** задаются параметры первичной и вторичной обмоток трансформатора: линейное действующее напряжение (В), рассчитанное активное сопротивление обмотки (о. е.) и рассчитанная индуктивность обмотки (о. е.). В поле **Magnetization resistance Rm (pu)** (Активное сопротивление цепи намагничивания в о. е.) вводится рассчитанное значение активного сопротивления ветви намагничивания.

Поле **Magnetization reactance Lm (pu)** (Индуктивность цепи намагничивания в о. е.) доступно только при моделировании линейного трансформатора (флажок в поле **Saturable core** на вкладке **Configuration** не установлен). В данное поле вводится рассчитанное значение индуктивности ветви намагничивания. В поле **Saturation characteristic [i1, phi1; i2, phi2;...] (pu)** (Характеристика намагничивания магнитопровода) задаются координаты характерных точек кривой намагничивания – пары значений намагничивающего тока и потокосцепления в о. е.

Поле **Initial fluxes** [ϕ_{i0A} , ϕ_{i0B} , ϕ_{i0C}] (pu) доступно только при установленном флажке в поле **Specify initial fluxes** на вкладке **Configuration**. Вкладка **Advanced** в задании параметров трансформатора не участвует.

Окно параметров в именованных единицах (рис. 4б) автоматически пересчитывает все параметры в именованные единицы (из выпадающего списка поля **Units** необходимо выбрать значение **SI**). Такой вид окна удобен для проверки рассчитанных параметров в соответствии с выбранными базисными условиями.

Проверку адекватности рассчитанных параметров проводили на модели, представленной на рис. 5.

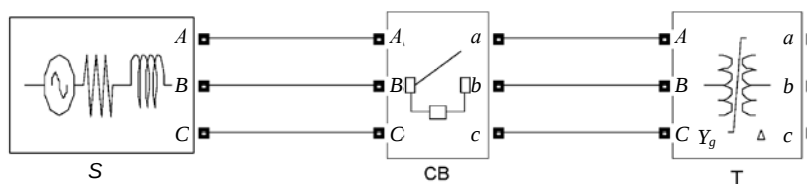


Рис. 5. Модель проверки трансформатора

Модель содержит силовой трансформатор Т с параметрами, рассчитанными выше, энергосистему бесконечной мощности S и силовой выключатель СВ. Длительность расчетов составляет 0,60 с. В момент времени 0,02 с происходит процесс включения трансформатора на холостой ход. Во время эксперимента фиксировали гармонический состав тока в фазе А с момента времени 0,02 с и с длительностью один период промышленной частоты. Результаты эксперимента приведены на рис. 6–8.

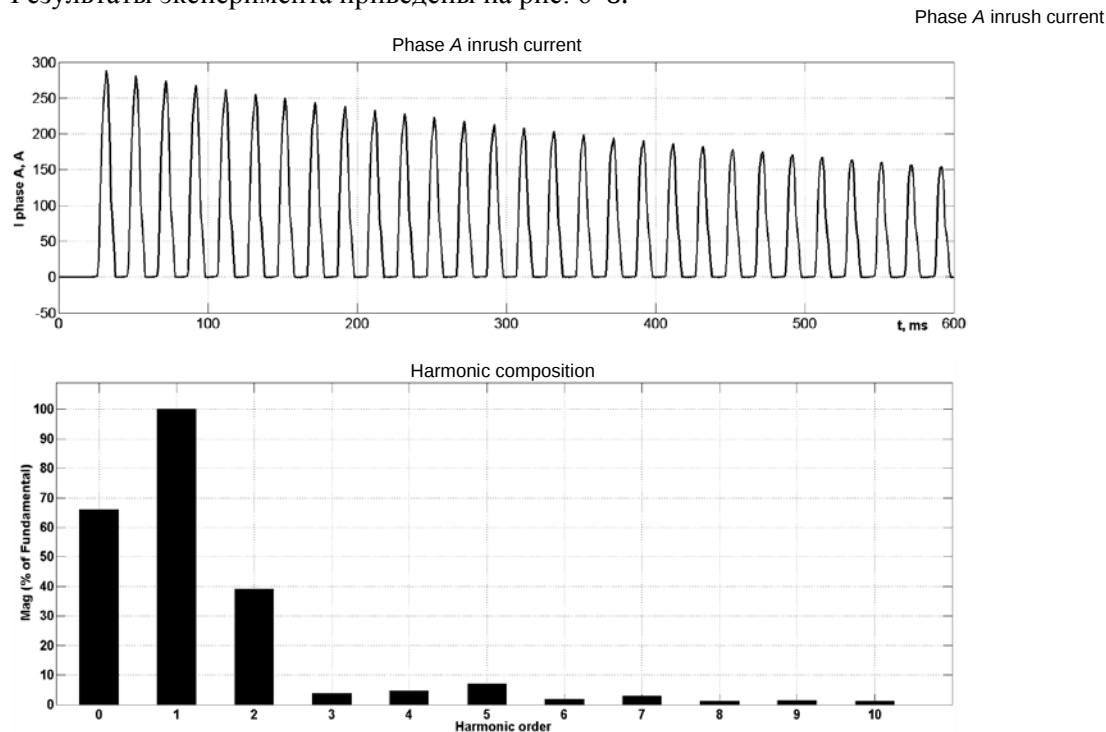


Рис. 6. Бросок и гармонический состав тока (фаза А)

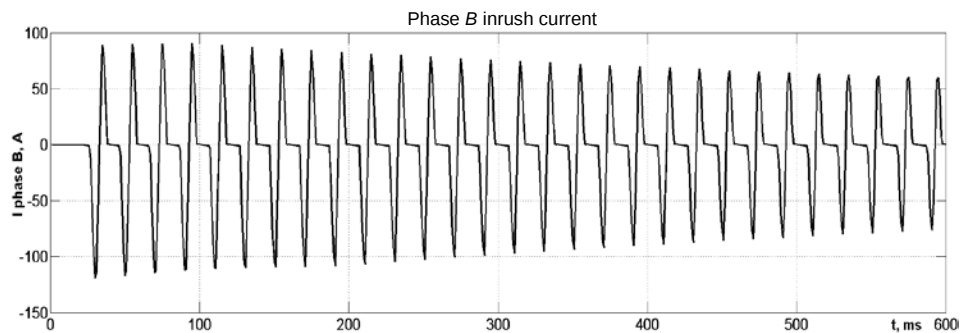


Рис. 7. Бросок тока (фаза B)

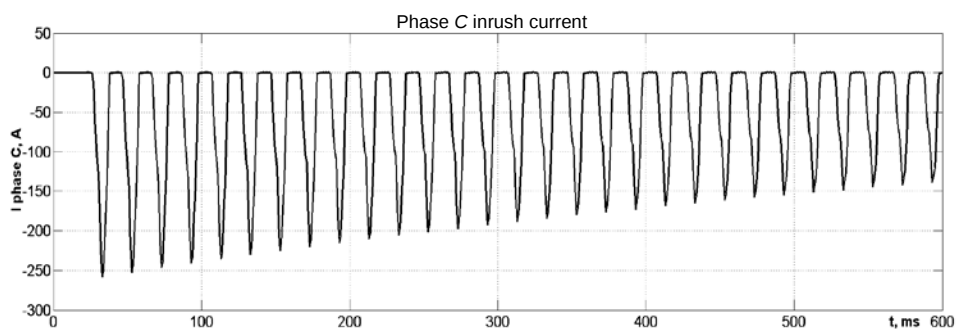


Рис. 8. Бросок тока (фаза C)

На рис. 6 гармонический состав броска тока в фазе A приведен в процентах от первой гармоники.

Как и ожидалось, при включении трансформатора на холостой ход возникает значительный бросок тока. В момент включения он в несколько раз превышает номинальный ток трансформатора и сопровождается высоким уровнем аperiodической составляющей и второй гармоники.

ВЫВОДЫ

1. Предложена методика расчета параметров модели нелинейного трехфазного двухобмоточного трансформатора, входящего в библиотеку Simulink-SimPowerSystems, основанная на использовании каталожных данных силового трансформатора.

2. Обоснована методика формирования характеристики намагничивания стали магнитопровода трансформатора.

3. Методом вычислительного эксперимента проведена серия расчетов, подтверждающая адекватность рассчитанных значений параметров модели.

ЛИТЕРАТУРА

1. А н у ф р и е в, И. Е. Самоучитель MatLab 5.3/6.x / И. Е. Ануфриев. – СПб.: БХВ-Петербург, 2003. – 736 с.
2. Д љ а к о н о в, В. Simulink 4. Специальный справочник / В. Дьяконов. – СПб.: Питер, 2002. – 528 с.
3. S i m Power Systems. User's Guide Version 3. – The MathWorks, Inc. – 2003. – 620 p.
4. В о л ъ д е к, А. И. Электрические машины: учеб. для студентов вузов / А. И. Вольдек. – 3-е изд., перераб. – Л.: Энергия, 1978. – 832 с.

5. Герман-Галкин, С. Г. MatLab & Simulink. Проектирование мехатронных систем на ПК / С. Г. Герман-Галкин. – СПб.: КОРОНА-Век, 2008. – 368 с.
6. Справочник по проектированию электроэнергетических систем / под ред. С. С. Рокотяна и И. М. Шапиро. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 368 с.
7. Китаев, В. Е. Электрические машины: учеб. пособие для техникумов / В. Е. Китаев, Ю. М. Корхов, В. К. Свирин; под ред. В. Е. Китаева. – М.: Высш. шк., 1978. – Ч. 1: Машины постоянного тока. Трансформаторы. – 549 с.
8. Dommel, H. W. Electromagnetic Transients Program Reference Manual (EMTP Theory Book) / H. W. Dommel. – Portland: Bonneville Power Administration, 1986.
9. EMTDC: Transient Analysis for PSCAD Power System Simulation. User's Guide V4.3.1. – Manitoba HVDC Research Centre, 2010. – 233 p.
10. Martínez Duró, M. Damping Modelling in Transformer Energization Studies for System Restoration: Some Standard Models Compared to Field Measurements // IEEE Bucharest Power Tech Conference, 2009. – P. 1–8.
11. Juan, A. Martinez-Velasco. Power System Transients: Parameter Determination. – CRC Press, 2009. – 644 p.
12. Neves, W. L. A. Saturation Curves of Delta-Connected Transformers from Measurements / W. L. A. Neves, H. W. Dommel // IEEE Transactions on Power Delivery. – 1995. – Vol. 10, No 3. – P. 1432–1437.
13. Rioual, M. Energization of a No-Load Transformer for Power Restoration Purposes: Modeling and Validation by on Site Tests / M. Rioual, C. Sicre // IEEE Power Engineering Society Winter Meeting. – 2000. – Vol. 3. – P. 2239–2244.
14. Kahrobaee, S., Algrain, M. C., Asgarpour, S. Investigation and Mitigation of Transformer Inrush Current During Black Start of an Independent Power Producer Plant // S. Kahrobaee, M. C. Algrain, S. Asgarpour / Energy and Power Engineering. – 2013. – No 5. – P. 1–7.
15. Assessing and Limiting Impact of Transformer Inrush Current on Power Quality / I. M. Nagga [et al.] // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2006. – Vol. 21, Iss: 2. – P. 890–896.
16. Руководящие указания по релейной защите. Вып. 12. Токовая защита нулевой последовательности от замыканий на землю. – М.: Энергия, 1980. – 86 с.
17. Электрические цепи с ферромагнитными сердечниками в релейной защите / А. Д. Дроздов [и др.]. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 255 с.

REFERENCES

1. Anufriev, I., E. (2003) *Tutorial MatLab 5.3/6.x*. St. Peterburg, BHV-Peterburg. 736 p. (in Russian).
2. Diakonov, V. (2002) *Simulink 4. Special Ref. Book*. St. Peterburg, Piter. 528 p. (in Russian).
3. *Sim Power Systems. User's Guide Version 3*. The MathWorks, Inc, 2003. 620 p.
4. Voldek, A. I. (1978) *Electrical Machines*. 3rd Edition. Leningrad, Energia. 832 p. (in Russian).
5. German-Galkin, S. G. (2008) *MatLab & Simulink. Computer-Aided Design of Mechatronic Systems*. St. Peterburg, KORONA-Vek. 368 p. (in Russian).
6. Rokotian, S. S., & Shapiro, I. M. (1985) *Ref. Book on Electric Power Systems Design*. Moscow, Energoatomizdat. 368 p. (in Russian).
7. Kitaev, V. E., Korkhov, Yu. M., & Svirin, V. K. (1978) *Electrical Machines. Part 1. Continuous-Current Machines. Transformers: Educational Medium for Technical Schools*. Moscow, Higher School. 549 p. (in Russian).
8. Dommel, H. W. (1986) *Electromagnetic Transients Program Reference Manual (EMTP Theory Book)*. Portland, Bonneville Power Administration.
9. EMTDC. *Transient Analysis for PSCAD Power System Simulation. User's Guide V4.3.1*. Manitoba HVDC Research Centre, 2010. 233 p.
10. Martínez Duró, M. (2009) Damping Modelling in Transformer Energization Studies for System Restoration: Some Standard Models Compared to Field Measurements. *IEEE Bucharest Power Tech Conference, 2009*, 1–8. Doi: 10.1109/PTC.2009.5282236.
11. Juan, A. Martinez-Velasco. (2009) *Power System Transients: Parameter Determination*. CRC Press. 644 p.
12. Neves, W. L. A., & Dommel, H. W. (1995) Saturation Curves of Delta-Connected Transformers from Measurements. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 10 (3), 1432–1437. Doi: 10.1109/61.400926.

13. Rioual, M., & Sicre, C. (2000) Energization of a No-Load Transformer for Power Restoration Purposes: Modeling and Validation by on Site Tests. *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting*, 3, 2239–2244. Doi: 10.1109/PESW.2000.847704.
14. Kharobae, S., Algrain, M. C., & Asgarpour, S. (2013) Investigation and Mitigation of Transformer Inrush Current During Black Start of an Independent Power Producer Plant. *Energy and Power Engineering*, 5, 1–7. Doi: 10.4236/epe.2013.51001.
15. Nagpal, I. M., Martinich, T. G., Moshref, A., Morison, K., & Kundur, P. (2006) Assessing and Limiting Impact of Transformer Inrush Current on Power Quality. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 21 (2), 890–896. Doi: 10.1109/TPWRD.2005.858782.
16. *Relay Protection Guidelines. Edition 12. Current Protection of Zero-Phase-Sequence from Earth Short Circuit*. Moscow, Energia, 1980. 86 p. (in Russian).
17. Drosdov, A. D., Zasyplin, A. S., Kuzhekov, S. L., Platonov, V. V., & Podgornyi, E. V. (1986) *Electrical Circuits with Ferromagnetic Cores in Relay Protection*. Moscow, Energoatomizdat. 255 p. (in Russian).

Представлена кафедрой
электрических станций

Поступила 11.11.2014

УДК 621.333-23.018.53.629.423.1

АНАЛИЗ ДИНАМИКИ МНОГОДВИГАТЕЛЬНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА РЕЛЬСОВОГО ТРАНСПОРТА

**Инж. ХИЛЬМОН В. И.¹⁾, канд. техн. наук, доц. ОПЕЙКО О. Ф.²⁾,
инж. ОДНОЛЬКО Д. С.²⁾**

¹⁾НТПЦ «Белкоммунмаш»,

²⁾Белорусский национальный технический университет

E-mail: oopeiko@bntu.by

Актуальность исследований динамических режимов многодвигательного тягового электропривода определяется его широким применением в рельсовом электрическом транспорте. В статье выполнен анализ двухдвигательного тягового электропривода с питанием двух параллельно включенных асинхронных электродвигателей от одного преобразователя частоты с векторным управлением и датчиками скорости каждого из электродвигателей. Методом лабораторных исследований и имитационного моделирования проведен анализ двухдвигательного асинхронного электропривода с учетом параметрических возмущений, а также с учетом ограниченного момента сцепления колес с рельсами. Так как двигатели одной серии могут иметь отличия в параметрах, для включения на параллельную работу необходим подбор машин с наименьшим отличием сопротивлений и индуктивностей обмоток. Для этого использовали метод параметрической идентификации каждого из электродвигателей, а также электродвигателя, эквивалентного двум, включенным параллельно. Результат идентификации был применен в настройке управления.

Анализ режима буксования тягового электропривода в связи с трудностями его воспроизведения в лабораторных условиях проводили математическим и имитационным моделированием с учетом ограничения силы сцепления, характерного для рельсового транспорта. Предложенная имитационная модель построена с учетом упругих деформаций в кинематической цепи, передающей тяговое усилие. Модель позволяет проанализировать динамику системы в различных условиях при буксовании.

Представлены результаты лабораторных исследований и имитационного моделирования динамических режимов двухдвигательного электропривода. На основании полученных

данных можно сделать вывод, что близость параметров двигателей, подключаемых параллельно к преобразователю, имеет важное значение для устойчивости к буксованию.

Ключевые слова: многодвигательный электропривод, рельсовый транспорт, анализ динамики.

Ил. 4. Табл. 1. Библиогр.: 10 назв.

THE ANALYSIS OF RAILWAY MULTI MOTORS ELECTRICAL DRIVE DYNAMIC

KHILMON V. I.¹⁾, OPEIKO O. F.²⁾, ODNOLKO D. S.²⁾

¹⁾*NTPC-Belkommunmash,*

²⁾*Belarusian National Technical University*

The importance of multi motors electrical traction drive dynamic analysis is denoted by its large application in electrical driving railway vehicles. In this paper an analysis is presented for two induction motors traction drive with frequency inverter, vector control, and speed sensors of each electrical drive. The goal of this work is the analysis of two induction motors electrical drive, taking into account parametric perturbations and also a limited moment of wheel-rail adhesion, by laboratory study and simulation. Because of difference between motor's parameters, it is necessary for parallel work to select motors with identical resistances and inductive winding. For this purpose the parametric identification method was used for each electrical drive, and also for two parallel motors. The result of identification was used in control setting.

The slippage of the traction drives is difficult to reproduce in laboratory; therefore a mathematical modeling and simulation of mechanical part with a traction force restriction, specific for railway transport, were carried out. The suggested simulation is built with account of elastic deformations in kinetic chain, transforming traction force. The model permits to study a dynamic system in various circumstances.

The results of laboratory investigations and simulation of dynamic regimes for two motor electrical drives are presented in this article. The results of analysis show, that a minimal difference between any parameters of two motors, parallel connected to convertor, is important for the slippage stability.

Keywords: multimotor drive, railway transport, analysis of dynamics.

Fig. 4. Tab. 1. Ref.: 10 titles.

Тяговый электропривод рельсового транспорта в настоящее время выполняется на основе асинхронных электродвигателей с векторным управлением [1–5]. При двухзонном регулировании скорости с ослаблением магнитного потока векторное управление способно обеспечить все необходимые для тягового электропривода режимы работы.

Поскольку потокосцепление и момент, которые являются выходными регулируемыми величинами каналов управления, не доступны для непосредственного измерения, эти величины оцениваются косвенно, на основании суммарного тока фаз статора, измеряемого датчиками тока, а также значений скоростей и напряжения, формируемого автономным инвертором напряжения (АИН). Таким образом, два параллельно включенных электродвигателя при синтезе замкнутой системы рассматриваются как один двигатель удвоенной мощности. Такое допущение справедливо лишь в случае, если двигатели идентичны. В то же время двигатели подвержены как внутренним (параметрическим), так и внешним возмущениям, что вызывает различия в динамике приводимых ими осей. Из внутренних возмущений, действующих на двигатели, наиболее значительны изменения сопротивлений обмоток статора и ротора. Из внешних возмущений – моменты нагрузки, которые могут различаться. От степени равномерности распределения нагрузок на приводы зависит устойчивость к буксованию.

Анализ динамики двухдвигательного асинхронного тягового электропривода с учетом условий сцепления колес с дорожным покрытием является актуальной задачей [1–5] для формирования пусковых, тормозных режимов и выхода из буксования. Режим буксования трудно воспроизвести в лабораторных условиях, поэтому использование математических моделей механической части привода с учетом ограниченности силы сцепления колес с дорожным покрытием является важной задачей. В [3–5] рассматриваются вопросы формирования управления тяговыми электроприводами рельсового транспорта с ограничениями на момент привода для предотвращения буксования. В [3, 4] анализ систем привода выполнен методом моделирования. В частности, в [4] механическая часть двухдвигательного привода постоянного тока электровоза представлена упругой системой с пятью сосредоточенными массами, а в качестве возмущения рассмотрен коэффициент сцепления колесной пары. При разработке систем управления режимами пуска, торможения и выхода из буксования и юза актуальным остается изучение влияния внешних и внутренних возмущений электропривода.

Целью исследований авторов являлся анализ метода лабораторных испытаний и имитационного моделирования двухдвигательного асинхронного электропривода с учетом возмущений, а также с учетом ограниченного момента сцепления колес с рельсами. Такой анализ помогает в предотвращении буксования.

Электропривод имеет структуру, показанную на рис. 1, и содержит два асинхронных короткозамкнутых электродвигателя двух осей тележки, подключенных к одному преобразователю UZ электрической энергии – АИН с широтно-импульсной модуляцией (ШИМ). На каждой оси расположен инкрементальный энкодер (BQ_1, BQ_2) для получения сигналов углов поворота и скоростей двигателей. Система векторного управления содержит два канала управления – потокосцеплениями роторов и электромагнитными моментами, – которые формируют сигналы управления потокосцеплениями и моментами в устройстве MCU , построенном на основе сигнального процессора.

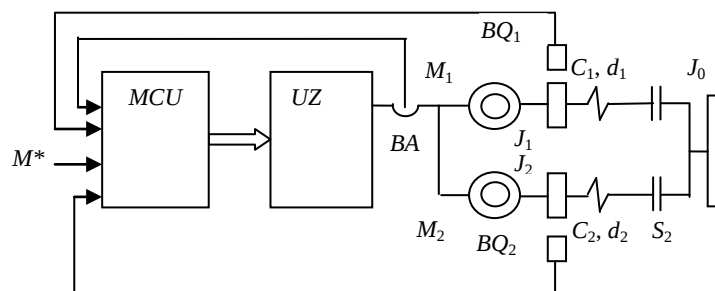


Рис. 1. Двухдвигательный тяговый электропривод

Механическая часть тягового электропривода представлена упругим соединением каждой из ведущих осей с конструктивными элементами тележки. Благодаря упругой деформации усилие от осей передается транспортному средству. Схема, показанная на рис. 1, учитывает механическую

часть в виде трехмассовой системы [1] с упругими связями C_1 , C_2 и коэффициентами демпфирования d_1 , d_2 . Однако следует учесть, что тяговое усилие возникает только при условии сцепления колес с рельсами, которое реализуется в звеньях S_1 , S_2 кинематической схемы, учитывающих контакт колеса с рельсом. На рис. 1: J_1 , J_2 – приведенные к валу электродвигателя моменты инерции вращающихся частей; J_0 – приведенный момент инерции поступательно движущейся части. Движение к J_0 передается от колес через их сцепление (S_1 , S_2) с рельсами. Момент сцепления колес с рельсами обычно ограничен [1, 6, 7], что следует учитывать при моделировании системы.

Для включения на параллельную работу подбираются двигатели одного типа, тем не менее их параметры могут отличаться. Для подбора двигателей с близкими параметрами применяются методы идентификации [8–10]. В результате идентификации для двух параллельно включаемых двигателей АИР90Л4У3 (2,2 кВт, 1420 об/мин, 380 В) получены параметры электромагнитной схемы замещения, представленные в табл. 1. В результате идентификации можно получить значение постоянной времени ротора T_2 , а определить сопротивление фаз ротора можно лишь при допущении $L_2 \approx L_{12}$.

Таблица 1

Результаты идентификации параметров

Параметр	Двигатель		Параллельно включенные M_1 , M_2
	M_1	M_2	
Сопротивление фазы статора R_1 , Ом	3,500	3,580	1,840
Сопротивление фазы ротора R_2 , Ом	2,800	2,805	1,300
Индуктивность статора L_1 , Гн	0,305	0,340	0,161
Индуктивность рассеяния статора L_{σ} , Гн	0,022	0,022	–
Индуктивность взаимная L_{12} , Гн	0,294	0,330	0,149
Постоянная времени ротора T_2 , с	0,108	0,121	0,125

Результаты лабораторных испытаний получены для двухдвигательного электропривода с двумя электродвигателями АИР90Л4У3 (2,2 кВт, 380 В, 1420 об/мин), подключенными к одному преобразователю. Для значений параметров, представленных в табл. 1, выполнен расчет регуляторов каналов потокосцепления и момента. Каждый из двигателей оснащен датчиком скорости, что позволяет использовать в системе управления два сигнала скорости. Процесс разгона и торможения для случая, когда моменты нагрузки электродвигателей равны, показан на рис. 2.

Процесс изменения скорости происходит для двух двигателей одинаково, что видно по совпадению графиков скоростей на рис. 2б. Суммарные значения составляющих тока I_x , I_y на рис. 2в показывают, что заданные диаграммы разгона (рис. 2а) до скорости, выше синхронной, с ослаблением потокосцепления и торможения до остановки выполняются. Таким образом, имеющаяся разница в параметрах электродвигателей не оказывает влияния на работоспособность двухдвигательного электропривода.

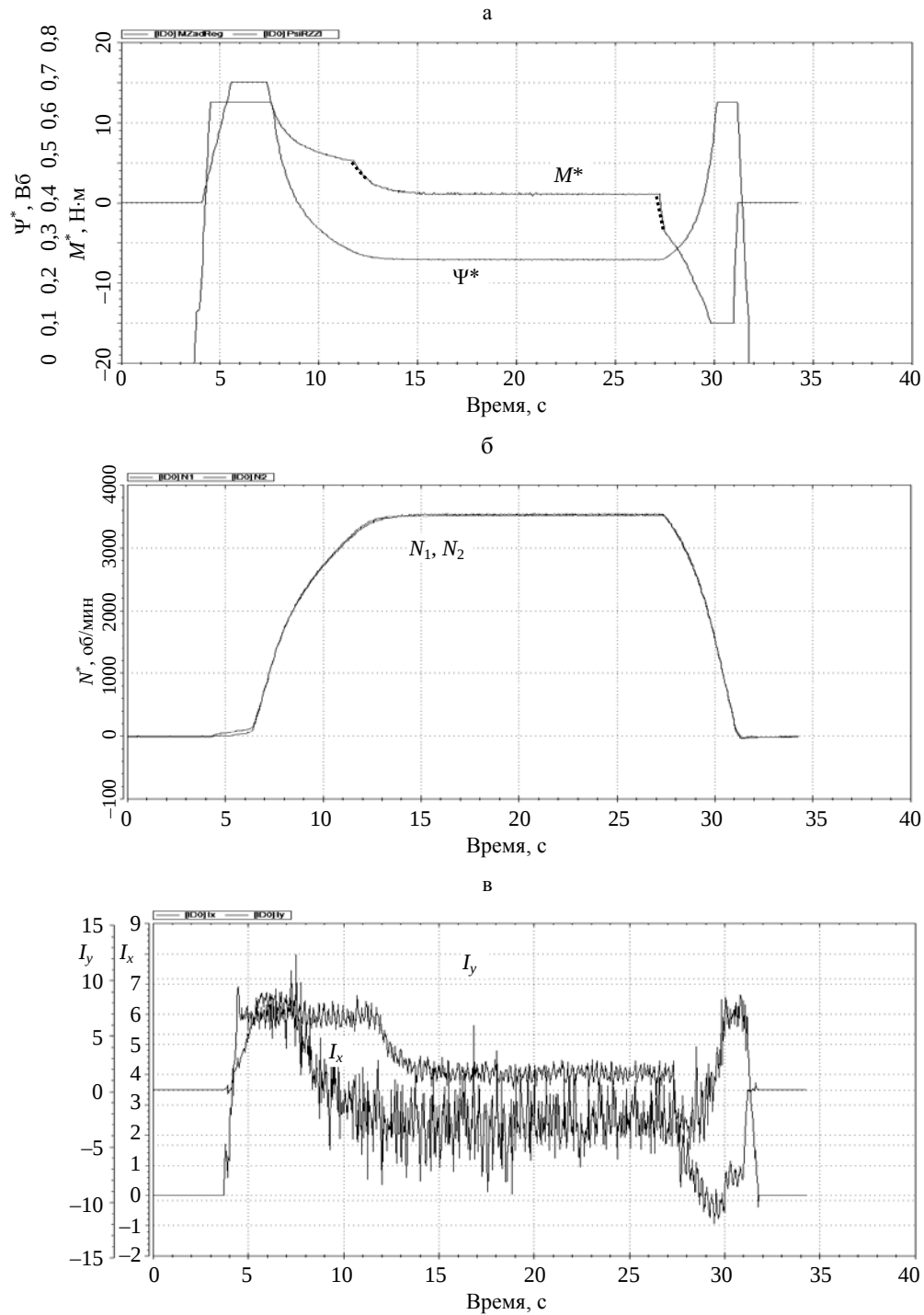


Рис. 2. Разгон и торможение привода при равенстве нагрузок АД₁ и АД₂:
а – задание момента M^* и потока Ψ^* ; б – скорости N_1 и N_2 ;
в – токи I_x , I_y в двухдвигательном приводе

Для многодвигательного электропривода рельсового транспорта важным свойством является устойчивость к буксованию. Исследование динамики электропривода с учетом условий сцепления колес с рельсами в лабораторных условиях затруднительно, а на имитационной модели элек-

тропривода возможно. Условие сцепления колес с рельсами [1, 6, 7] имеет вид

$$|M| \leq |M_{sc}(v)| = f_t(v) N \rho. \quad (1)$$

где M – момент, развиваемый приводом колеса; M_{sc} – момент сил сцепления, наибольший при данной скорости v ; N – сила нормального давления, перпендикулярная площадке контакта колеса с рельсом; $f_t(v)$ – коэффициент трения скольжения, зависящий от скорости v ; ρ – радиус приведения. Зависимость $f_t(v)$ имеет вид [4]

$$f_t(v) = (a + bv) \exp(-cv) + d, \quad (2)$$

где a, b, c, d – постоянные, зависящие от природы тел и давления. Зависимость $M_{sc}(v)$ принимает вид

$$M_{sc}(v) = f_t(v) N \rho = N \rho ((a + bv) \exp(-cv) + d). \quad (3)$$

Механическое движение трехмассовой системы с двумя двигателями описывается системой уравнений:

$$\begin{aligned} J_1 \dot{\omega}_1 &= M_{D1} - M; \quad \dot{M}_{C1} = c_1 (\omega - \omega_1); \\ J_2 \dot{\omega}_2 &= M_{D2} - M_2; \quad \dot{M}_{C2} = c_2 (\omega - \omega_2); \\ J_0 \dot{\omega} &= M_1 + M_2 - M_c, \end{aligned} \quad (4)$$

где все величины приведены к валам электродвигателей и приняты следующие обозначения: M_{D1}, M_{D2} – моменты двигателей; M_1, M_2 – моменты нагрузки на каждый двигатель, передаваемые упругими связями; M_{C1}, M_{C2} – моменты упругих сил, пропорциональные величине деформации, т. е. разности приведенного к валу двигателя положения транспортного средства и углов поворота валов двигателей; C_1, C_2 – жесткости упругих связей, приведенные к валу каждого электродвигателя; M_c – момент сил сопротивления движению, зависящий от уклона пути, сил трения и других причин.

Моменты M_1, M_2 действуют лишь при условии сцепления колес с рельсами и определяются выражениями:

$$M_1 = s_1 M_{C1}; \quad M_2 = s_2 M_{C2}, \quad (5)$$

где s_i – логическая переменная, отображающая условие сцепления колес с рельсами: $s_i = 1$ при наличии сцепления, т. е. при $M_{sc}(v) > M_{Ci}$, иначе $s = 0$ ($i = 1, 2$); s_1, s_2 – переменные, определяемые аналитически в соответствии с выражением

$$s_i = \frac{1}{2} (1 + \text{sign}(M_{sc} - M_{Ci})). \quad (6)$$

Имитационная модель механической части привода основывается на схеме рис. 1, уравнениях (1)–(6) и предназначена для исследования динамики тягового электропривода с учетом режимов буксования. В модели

в момент нарушения условий сцепления происходит изменение структуры упругого звена, учитывающее изменение силы тяги до нуля. Моделирование системы выполнено для двух случаев: когда отличие параметров двигателей не превышает 5 % и когда сопротивления отличаются на 10 %.

Процесс разгона и торможения при близких параметрах двух двигателей и одинаковых моментах нагрузки на них (рис. 3) показывает близкие по значению моменты и скорости двигателей АД₁, АД₂. Приведенная к валу двигателя скорость $\omega = v/\rho$ транспортного средства (где v – линейная скорость; ρ – радиус приведения) показана на рис. 3. Таким образом, если разница в параметрах двух двигателей не более 5 %, сцепление колес с рельсами не нарушается и происходит управляемый разгон транспортного средства.

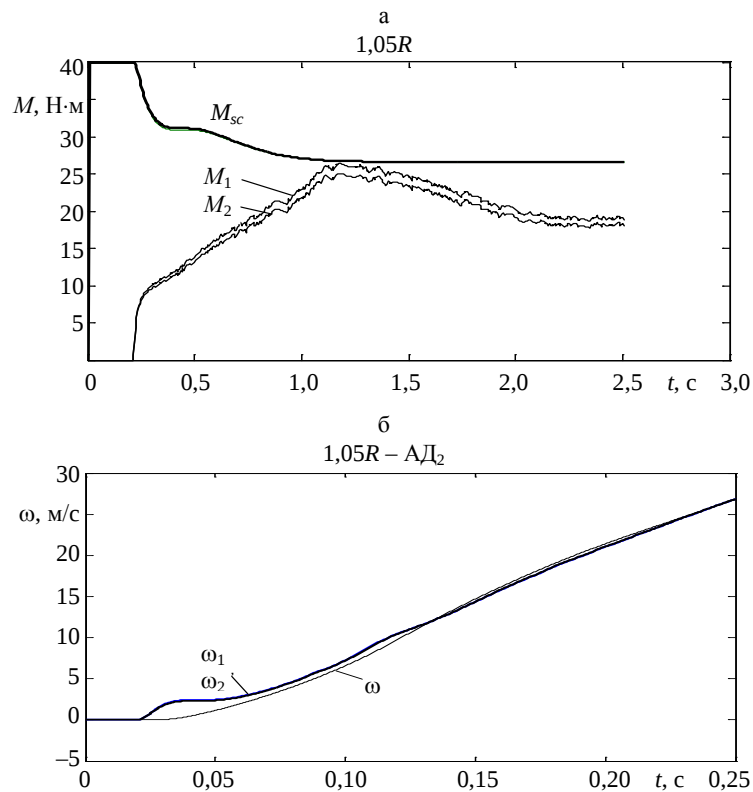


Рис. 3. Процесс разгона и торможения при параметрах двух двигателей, отличающихся не более чем на 5 %: а – момент двигателей; б – скорость

В случае, когда АД₁ имеет расчетные параметры, а сопротивления обмоток АД₂ меньше на 10 % по отношению к сопротивлению АД₁, процесс разгона показан на рис. 4. Сцепление колес с рельсами нарушается в момент времени $t = 1,2$ с, как видно из рис. 4б, как только момент сцепления первого колеса превышает предельное значение. После этого M_2 возрастает и, в свою очередь, превышает значение момента сцепления. Вследствие буксования колес разгон транспортного средства прекращается, происходит его торможение, сопровождаемое увеличением скорости двигателей. После уменьшения моментов двигателей условия сцепления восстанавливаются, а скорости двигателей уменьшаются.

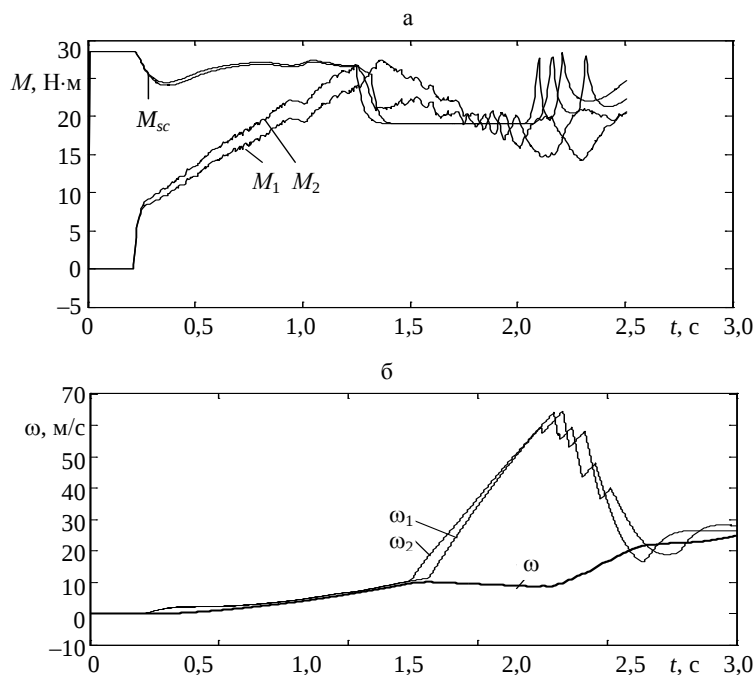


Рис. 4. Процесс разгона и торможения при сопротивлениях обмоток АД₂, меньших на 10 % по отношению к АД₁: а – момент двигателей; б – скорость

Анализ результатов моделирования показывает, что при плохих условиях сцепления колес с рельсами различия в параметрах электродвигателей способствуют буксованию. Поэтому если используется параллельное включение двигателей, рекомендуется применять методы идентификации [7–9] с тем, чтобы подобрать экземпляры двигателей с наименьшими различиями параметров.

ВЫВОДЫ

1. В двухдвигательном электроприводе двигатели, подключенные параллельно к одному преобразователю, должны иметь близкие значения параметров, что способствует их наиболее полному использованию по мощности.

2. Если сопротивления обмоток двигателей отличаются, при одном и том же задаваемом суммарном токе статорных обмоток один из двигателей будет развивать момент, больший заданного, что при плохих условиях сцепления может привести к буксованию. Для предотвращения буксования следует задавать пусковой момент, меньший, чем момент сцепления, на величину, пропорциональную разности параметров. Это приводит к недоиспользованию электропривода по мощности, причем чем больше разница в параметрах, тем меньше степень использования мощности электропривода.

3. Подбор двигателей для параллельной работы рекомендуется выполнять с использованием идентификации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Динамические процессы в асинхронном тяговом приводе магистральных электропоездов // Ю. А. Бахвалов [и др.]; под ред. А. А. Зарифьяна. – М.: Маршрут, 2006. – 374 с.
2. Жаров, И. А. Критерии оценки работы противоюзных устройств электроподвижного состава / И. А. Жаров, С. Б. Курцев, А. А. Макас // Вестник ВНИИЖТ. – 2011. – № 3. – С. 39–44.
3. Сафин, А. Р. Выбор рациональных схем управления тяговым электроприводом трамвая на основе разработки имитационной модели / А. Р. Сафин // Электротехника. – 2013. – № 1. – С. 57–61.
4. Артеменко, А. Н. Система автоматического выравнивания нагрузки тягового электропривода карьерного электропоезда / А. Н. Артеменко // Вісник КДУ імені Михайла Остроградського. – 2010. – Вип. 4, ч. 3. – С. 56–58.
5. Проценко, Д. П. Управление тяговым электроприводом трамвая при наличии ограничений по сцеплению / Д. П. Проценко // Вісник КДУ імені Михайла Остроградського. – 2010. – Вип. 3, ч. 2. – С. 42–44.
6. Крагельский, И. В. Коэффициенты трения: справ. пособие / И. В. Крагельский, И. Э. Виноградова. – М.: Гос. науч.-техн. изд-во машиностроительной литературы, 1955. – 188 с.
7. Опейко, Ф. А. Колесный и гусеничный ход / Ф. А. Опейко. – Минск: Изд-во Академии сельскохозяйств. наук БССР, 1960. – 228 с.
8. Однолько, Д. С. Идентификация состояния трехфазных асинхронных двигателей / Д. С. Однолько // Электроника, автоматика и измерительная техника: межвузовский сборник научных трудов с международным участием; под науч. ред. Г. В. Миловзорова. – Уфа: Уфимский гос. авиационный тех. ун-т, 2011. – С. 21–25.
9. Однолько, Д. С. Алгоритм отслеживания «дрейфа» параметров асинхронного двигателя для микропроцессорных систем управления / Д. С. Однолько // Електромеханічні та енергетичні системи, методи моделювання та оптимізації: Зб. наук. праць X Міжнар. наук.-техн. конф. молодих учених і спеціалістів, Кременчук 28–29 березня 2012 р. – Кременчук: КрНУ, 2012. – С. 142–143.
10. Однолько, Д. С. Аналитическое исследование процесса синтеза наблюдателя параметров асинхронного двигателя / Д. С. Однолько // Инновационные технологии, автоматизация и мехатроника в машино- и приборостроении: материалы Междунар. науч.-практ. конф., Минск, 11 апреля 2012 г. – Минск: Бизнесофсет, 2012. – С. 140–141.

REFERENCES:

1. Bakhvalov, Yu. A., Buzalo, G. A., Zarif'ian, A. A., Kolpakhch'ian, P. G., Petrov, P. Iu., Sorin, L. N., & Ianov, V. P. (2006) *Dynamic Processes in Asynchronous Traction Drive of Main-line Electric Locomotives*. Moscow, Line Route. 374 p. (in Russian).
2. Zharov, I. A., Kurtsev, S. B., & Makas, A. A. (2011) Evaluation Criteria of Antiskid Devices Operation in Electrical Driving Railway Vehicles. *Vestnik Nauchno-Issledovatel'skogo Instituta Zheleznodorozhnogo Transporta* [Bulletin of the Research Institute of Railway Transport], 3, 39–44 (in Russian).
3. Safin, A. R. (2013) Choice of Optimal Control Variants of Electric Traction Drive of Tramway on the Base of Imitation Model Development. *Elektrotehnika* [Electrical Engineering], 1, 57–61 (in Russian).
4. Artemenko, A. N. (2010) Automatic Load Equalization System of Electric Traction Drive for Open-Cast Electric Locomotives. *Visnik Kremenchuts'kogo Natsional'nogo Universitetu Imeni Mikhaila Ostrograds'kogo* [Bulletin of the Kremenchug National University Michael Ostrogradskii], 4, Part 3, 56–58 (in Russian).
5. Prosenko, D. P. (2010) Electric Traction Drive Control of Tramway When Track Adhesion is Limited. *Visnik Kremenchuts'kogo Natsional'nogo Universitetu Imeni Mikhaila Ostrograds'kogo* [Bulletin of the Kremenchug National University Michael Ostrogradskii], 3, Part 2, 42–44 (in Russian).
6. Kragselskiy, I. V., & Vinogradova, I. E. (1955) *Friction coefficient*. Moscow, State Scientific-Engineering Publication of Mechanical Engineering Literature. 188 p. (in Russian).
7. Opeiko, F. A. (1960) *Wheeled and Truck Track*. Minsk, Publication of Academy of Agricultural Sciences of BSSR. 228 p. (in Russian).

8. O d n o l k o, D. S. (2011) Condition Identification of Three-Phase Asynchronous Engines. *Elektronika, Avtomatika i Izmeritel'naia Tekhnika: Mezhvuzovskii Sbornik Nauchnykh Trudov* [Electronics, automation and Measuring Devices: Interuniversity Collection of Scientific Papers]. Ufa: Ufa State Aviation Technical University, 21–25 (in Russian).

9. O d n o l k o, D. S. (2012) Algorithm of Track Out “Dreifa” of Asynchronous Engine Parameters for Micro-Processing Control Systems. *Elektromekhanichni ta Energetichni Sistemi, Metodi Modeliuvannia ta Optimizatsii. Zbirnik Naukovikh Prats' X Mizhnar. Nauk.-Tekhn. Konf. Molodikh Uchenikh i Spetsialistiv* [Electromechanical & Power Systems, Methods of Modeling and Optimization. Collection of Scientific Publications of the X International Scientific-Engineering Conference of Young Scientists and Specialists]. Kremenichuk: Kremenichug National University Michael Ostrogradskii, 142–143 (in Russian).

10. O d n o l k o, D. S. (2012) Analytical Investigation of Synthesis Process for Observation of Asynchronous Engine's Parameters. *Innovatsionnye Tekhnologii, Avtomatizatsiia i Mekhatronika v Mashino- i Priborostroenii: Materialy Mezhdunar. Nauch.-Prakt. Konf.* [Innovation Technologies, Automation and Mechatronics in Mechanical Engineering and Instrument-Making Engineering: Materials of International Scientific-Practical Conference]. Minsk, Biznesofset, 140–141 (in Russian).

Представлена кафедрой электропривода
и автоматизации промышленных установок
и технологических комплексов

Поступила 07.04.2014

УДК 551.594.2; 621.315.1

ГРОВОАЯ ДЕАТЕЛЬНОСТЬ И ГРОВОЗАЩИТА ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТРОЙСТВ И ОБОРУДОВАНИЯ НА ТЕРРИТОРИИ РЕСПУБЛИКИ АЗЕРБАЙДЖАН

**Акад. НАН Азербайджана, докт. техн. наук, проф. ГАШИМОВ А. М.,
канд. техн. наук ХЫДЫРОВ Ф. Л.**

*Азербайджанский научно-исследовательский
и проектно-изыскательский институт энергетики*

E-mail: info@pei.az

Представлены результаты анализа параметров ветра на территории строительства ветроэнергетических парков на севере Азербайджанской Республики. С помощью экстраполяции рассчитаны скорости потока ветра на высотах 80 и 100 м. В условиях Азербайджанской Республики потенциал ветра вначале определяли на высоте 10–15 м от поверхности земли на основе данных флюгера, установленного на гидрометеорологической станции, расположенной в черте города Баку. Последующие измерения проводили на высоте 40 м с помощью анемометра, расположенного за чертой города в южном направлении. Установлено, что на высоте 100 м скорость ветра существенно превышает скорость ветра на высоте 22 м. Следовательно, высота 100 м является рентабельной для построения и эксплуатации ветряных сооружений. Результаты фактических измерений показали, что скорость ветра зависит от высоты и времени суток. Изменение в течение месяца потока ветра соответствует изменению суточного графика мощности энергетической станции, и коэффициент корреляции двух процессов оказывается достаточно высоким и составляет 0,61. Для построения парка ветровой электрической станции необходимо в течение одного года на различных высотах (до 100 м) непрерывно проводить фактические измерения параметров ветра. В противном случае размещение вет-

ровой станции на данном участке может быть нерентабельным. КПД ветряных агрегатов, помимо их конструктивных особенностей, также зависит от правильного выбора места их установки.

Передача энергии, вырабатываемой с помощью ветряных электростанций, в энергосистемы потребителю тесно связана со скоростью ветра, плотностью воздуха, распределением потока ветра и другими параметрами. Поэтому исследование параметров ветра имеет экономическое и даже юридическое значение.

Ключевые слова: грозовая деятельность, грозозащита, карты интенсивности грозовой деятельности.

Ил. 2. Библиогр.: 17 назв.

THUNDERSTORM ACTIVITY AND LIGHTNING PROTECTION OF POWER PLANTS AND EQUIPMENT ON THE TERRITORY OF AZERBAIJAN REPUBLIC

GASHIMOV A. M., KHIDIROV A. M.

Azerbaijan Scientific-Research and Design Institute of Energy

In the article the results of a wind parameters analysis at the wind power parks construction territory in the north of the Azerbaijan Republic are presented. By means of extrapolation the speeds of a wind stream at heights of 80 and 100 m have been calculated. In the conditions of the Azerbaijan Republic initially the wind potential was defined at height of 10–15 m from the earth surface by the data of the “weather vane” established at hydrometeorological station, located within the precincts of Baku city. The subsequent measurements were spent at height of 40 m by means of “anemometer” located outside of city boundaries in a southern direction. It is established that at height of 100 m the wind speed essentially exceeds the wind speed at height of 22 m. Hence, the height of 100 m is profitable for construction and operation of wind constructions. Results of actual measurements have shown that wind speed depends on height and time of day. It is established that change of a wind stream within a month corresponds to change of the daily schedule of power station capacity and correlation factor of two processes appears high enough and makes 0.61. Note that for building the park of wind power plant it is necessary within 1 year continuously to spend actual measurements of a wind parameters at various heights (to 100 m). Otherwise placing of wind station on the given site can be not profitable. It is necessary to notice that the efficiency of wind units, besides their constructive features also depends on a correct choice of their installation place.

On the other hand, the transmission of energy, produced by the wind power plants, in the power supply systems to the consumer is closely connected with a wind speed, air density, distribution of a wind stream, etc. parameters. From the told follows that research of a wind parameters represents the economic and somewhat legal value.

Keywords: thunderstorm activity, lightning protection, maps of lightning activity strength.

Fig. 2. Ref.: 17 titles.

Основным показателем надежности работы энергосистем является электроэнергия, выработанная на электрических станциях, непрерывно и без потерь передаваемая потребителям. Это главная обязанность электроэнергетических служб энергосистем. Но, несмотря на принятие всех мер, по различным причинам не всегда удается обеспечение непрерывности работы электрооборудования энергосистем. Одна из таких причин – поражение устройств и оборудования энергосистем разрядами молнии, развивающимися между облаками и землей. Выбор метода и средств грозозащиты электроэнергетических и других объектов обычно осуществляется по карте интенсивности грозовой деятельности, построенной по среднему значению в году, где указаны число грозовых дней, их продолжительность в часах, удельное число разрядов молнии на землю на квадратный километр и ожидаемый параметр токов молнии в районе расположения объектов.

Карты интенсивности грозовой деятельности территорий по среднему значению числа и продолжительности грозовых дней в году обычно строятся на основании многолетних их регистраций, проводимых метеорологическими станциями и пунктами. При проектировании и строительстве как электроэнергетических, так и других промышленных и гражданских объектов их грозозащита рассчитывается на основании интенсивности грозовой деятельности по месту расположения объектов, определенных из указанных карт.

Карта интенсивности грозовой деятельности по числу грозодней для территории Республики Азербайджан впервые была построена [1] на основании 10-летних (1933–1942 гг.) регистраций в 66 метеорологических станциях и пунктах. Эта карта в последующем включена в Атлас Азербайджанской Республики [2]. Карта же по продолжительности грозовых дней, приведенная в [3], построена на основании 15-летних (1942–1956 гг.) данных, которые регистрировались примерно 70 метеорологическими станциями и пунктами республики.

Известно, что чем больше период охвата регистраций статистических данных, тем их среднее значение более близко отражает истинные данные. Исходя из этого на основании многолетних метеорологических данных (более 40 лет) и по результатам натурных исследований молнии, проведенных в лаборатории «Молнии и молниезащита» Азербайджанского научно-исследовательского института энергетики (ныне – АзНИ и ПИИЭ), авторами построены новые уточненные карты интенсивности грозовой деятельности по грозодням и продолжительности грозовых дней для территории Республики Азербайджан. Эти карты в отличие от предшествующих включают в себя регистрацию данных с 1936 по 2009 г. на 98 метеорологических станциях и нескольких десятках метеопунктов, охватывающих почти всю территорию республики [4, 5]. Таким образом, показания, используемые при построении новых карт, отличаются от прежних и периодом регистрации, и числом регистрационных станций, что повлияло на величины параметров и уточнение границ контуров карты. Для территорий республики, находящихся под оккупацией армянской армии, данные регистрации по метеостанциям, расположенным в этих районах, включались в карты за период с 1936 по 1988 г. Из 98 метеостанций в 53 продолжительность регистрации составляла более 40 лет, из которых в 42 метеостанциях продолжительность регистрации – более 50 лет. В остальных же метеостанциях в 23 случаях продолжительность регистрации составляла от 21 года до 39 лет и в 15 случаях – от 10 до 20 лет.

Высота местности расположения метеостанций над уровнем моря – от минус 26 (г. Сиазань) до плюс 2294 м (пос. Истису в Кельбаджарском районе). Причем 22 метеостанции расположены на высоте от минус 26 до плюс 2 м (в зоне низменности), 20 метеостанций – на высоте плюс 3–300 м (в зоне равнин), 28 метеостанций – на высоте плюс 301–800 м (в зоне предгорья) и еще 28 метеостанций – на высоте плюс 801–2294 м (в горной и высокогорной зонах).

Изменение числа грозовых дней и их продолжительности в часах по указанным зонам составляет в среднем: для низменности – 9,6 грозового дня и 13,9 грозового часа, для равнинных – соответственно 15,4 и 24,4, для пред-

горья – 15,9 и 38,94, а для горных и высокогорных – 27,9 и 50,5. Сравнение этих данных показывает, что если число грозовых дней для равнины и предгорья примерно равно, то с увеличением высоты местности над уровнем моря становится больше и продолжительность грозовых дней. Это хорошо видно из анализа соотношений продолжительности и числа грозовых дней, которые составляют: для первой зоны – 1,44, для второй – 1,58 и для третьей – 2,45, а в горных и высокогорных районах с увеличением высоты местности над уровнем моря это соотношение снижается. Такое изменение объясняется в основном прохождением фронтальных гроз в низменных и равнинных районах, а в предгорных и горных районах – образованием тепловых (местных) и прохождением фронтальных грозовых облаков.

Проведенный анализ материалов показывает, что имеется несоответствие между распределением по годам числа дней с грозами и продолжительностью гроз. Это хорошо видно из корреляционного поля зависимости средних значений продолжительности грозовых дней в году от числа грозодней (рис. 1). На рис. 1 приведен график их зависимости в виде экспоненциальных и степенных функций, а также график, который построен по формуле, приведенной в [6]. Графики хорошо согласуются для области 0–25 грозодней и 0–40 грозовых часов, где имеется наибольшее число статистических материалов. По анализу имеющихся данных, для территории Республики Азербайджан в среднем на один грозодень ($N_{гд}$) соответствует продолжительность гроз примерно 1,6 грозового часа ($N_{гч}$), т. е. $N_{гч}/N_{гд} \cong 1,6$ ч [5].

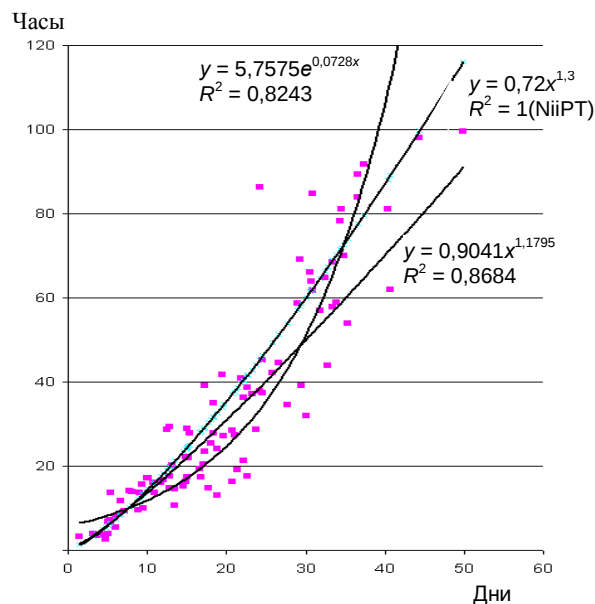


Рис. 1. Зависимость средних значений продолжительности грозовых дней в году от числа грозодней

При отсутствии данных о продолжительности грозовых дней при пересчете с грозовых дней на грозочасы рекомендуется пользоваться формулой [6]

$$N_{гч} = 0,72N_{гд}^{1,3}.$$

Повышение надежности защиты различных объектов от молнии невозможно без наличия точных данных о грозопоражаемости территорий, на

которых расположены эти объекты. При оценке возможности удара молнии на объекты с наиболее существенной характеристикой грозопоражаемости принимается среднегодовая удельная частота разрядов молнии в землю. Этот параметр характеристики грозовой деятельности можно определять различными методами: специальными счетчиками и многоотраслевыми системами по регистрации числа общих и наземных разрядов молнии, регистрацией поражения опор линий электропередачи и отдельно стоящих высоких объектов и молниеотводов и т. д. Один из основных способов получения данных о количестве молниевых разрядов – это ведение учета молниевых разрядов радиотехническими методами (предложенными СИГРЭ), с помощью молниевых счетчиков с частотой 10 кГц.

В последние годы развитые страны, такие как США, Германия, Франция, Япония, Канада, Испания и другие, для определения плотности разрядов молнии на своей территории используют различные многопунктовые системы регистрации мест и параметров разрядов молнии. Это пассивные радиотехнические системы пеленгации гроз, основанные на регистрации импульсов электромагнитного излучения разряда молнии. Как пример можно указать системы NLDN, LADR, LPATS, TOA, SAFIR, выпускаемые различными фирмами США и Финляндии. В России для пеленгации гроз использовались различные однопунктные системы типа «Очаг» и многопунктные АГПД, АРС и ВЕРЕЯ. В последние годы по заказу Росгидромета на Северном Кавказе финская фирма Vaisala развернула комплекс, состоящий из четырех грозопеленгаторов типа LS8000, работающих в VHF-диапазоне 112–118 МГц и LF-диапазоне 1–350 кГц. В LF-диапазоне уверенность регистрации от каждого датчика составляет 650 км. Точность определения местоположения ударов молнии – от 300 м в центре до 50 км на периферии области регистрации. В VHF-диапазоне общая область регистрации в два раза меньше, а минимальная точность составляет 600 м. Здесь следует отметить, что все указанные значения как по дальности действия, так и точность определения видов разрядов молнии (разрядов в землю или между облаками), указанные в технических характеристиках грозопеленгаторов, зависят от формы и параметров импульсов токов молнии, а также траектории и разветвленности каналов разрядов молнии [7, 8].

Как было указано, построенные и описанные авторами две карты по интенсивности грозовой деятельности по среднему числу и продолжительности грозовых дней представляют собой общую характеристику интенсивности грозовой деятельности местности. При расчете грозозащиты каких-либо наземных объектов необходимо иметь данные об удельной плотности ($N_{уд}$) и о параметрах токов разрядов молнии в землю в районе расположения объекта. Когда нет такой карты или данных об удельной плотности разрядов молнии в землю, определение примерного значения этого параметра из вышеуказанных карт можно осуществить расчетным путем по формулам:

$$N_{уд} = 0,036N_{гд}^{1,3} [9]; N_{уд} = 0,05N_{гч} [6]; N_{уд} = 0,067N_{гч} [10].$$

Карта интенсивности грозовой деятельности по удельному числу грозовых разрядов в землю на квадратный километр, т. е. карта удельной плот-

ности разрядов молнии в землю для территории Азербайджанской Республики с использованием результатов многолетних натурных исследований молнии, проведенных в АЗНИИЭнергетики (рис. 2), построена авторами. При создании этой карты были использованы результаты работ: комплексно-натурные исследования молнии (в периоды 1969–1981 гг.) в полевой лаборатории, находившейся вблизи г. Шуша; совместные регистрации амплитуды и крутизны токов молнии при прямых ее ударах в опоры ЛЭП 110–330 кВ Азербайджанской энергосистемы, расположенные на различных высотах местности над уровнем моря (в периоды 1964–1976 гг.) и на 39 одиночных высоких объектах (радиотелевизионных вышках и на отдельно стоящих молниеотводах республики) в периоды 1971–1982 гг.; регистрации общего количества разрядов молнии счетчиками молнии, установленными на территории 12 метеорологических станций и пяти других объектов (в периоды 1973–1974 гг.) [11–13].

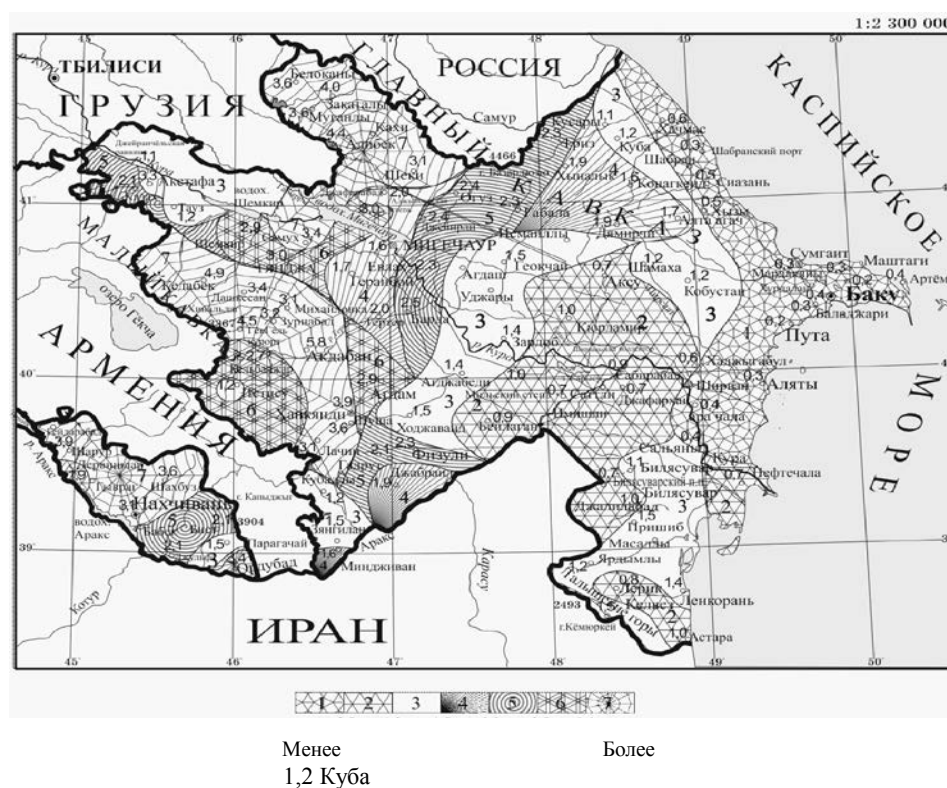


Рис. 2. Среднее число разрядов молнии на 1 км² в году

Радиус действия счетчиков разрядов молнии составлял примерно 15 км [11]. Счетчики регистрировали разряд, происходящий как между облаком и землей, так и между и внутри облаков. Соотношение числа наземных разрядов и общего количества регистрируемых принимали равным 1:4. Его определяли на основании совместной оптико-осциллографической регистрации разрядов молнии в полевой лаборатории [11]. Перерасчет от зарегистрированных чисел разрядов молнии на воздушных линиях (ВЛ) электропередачи и высоких объектах на площадь земли производили по формулам [6–8, 10, 14, 15]. Карта составлена с учетом физико-

географических и климатических зон республики. Согласно этой карте, удельная плотность разряда молнии в направлении Кура-Араксинской низменности уменьшается, а в предгорных и горных направлениях повышается. На карте приведен также средний показатель удельного количества разрядов молнии на местах нахождения метеостанций. На все перечисленные карты в 2011 г. получены авторские свидетельства от Агентства по защите прав авторов Республики Азербайджан.

Связь между грозовой деятельностью и надежностью грозозащиты ВЛ электропередачи всегда является актуальной задачей. Для анализа грозоупорности ВЛ 110–500 кВ энергосистемы республики из центрального диспетчерского журнала были взяты все автоматические отключения, зарегистрированные за период 2005–2009 гг., которые происходили по неизвестным причинам, а также грозовые отключения, определенные эксплуатационным персоналом, и переписаны в специальные журналы. Из числа автоматических отключений по неизвестным причинам выявили отключения, связанные с грозовыми разрядами. Сравнивали время отключения, зарегистрированное в центральном диспетчерском журнале, с указанием времени о грозовых ситуациях на трассе ВЛ, полученных от республиканского гидрометеорологического Департамента за период 2005–2009 гг. для всей территории республики. Из-за того, что метеостанции в основном расположены в районных центрах или городах, а трасса ВЛ проходит вдали от населенных пунктов, для определения отключения, связанного с разрядами молнии, места расположения метеостанций и трасса ВЛ 110–500 кВ нанесены на карты республики в масштабе 1:500000. После этого для выяснения причин автоматических отключений ВЛ время отключения сравнивали с временем грозовых ситуаций, зарегистрированных на метеостанциях, находящихся вблизи трасс данной ВЛ. Это определение возможно при знании средней скорости движения грозовых облаков, которая для местных грозовых облаков составляет примерно 20–25 км/ч, а для фронтальных – 60–80 км/ч [16].

Учитывая указанные скорости грозовых облаков, по такой методике из числа автоматических отключений по неизвестным причинам определено количество отключений ВЛ 110–500 кВ, связанных с наземными разрядами молнии за 2005–2009 гг. Сравнительный анализ грозоупорности ВЛ, соответствующий по классу напряжения и конструктивным параметрам промежуточным опорам, проведен по удельному числу грозовых отключений $N_{уд}$. Его определяли отношением среднего значения фактического числа продолжительности грозовых часов, зарегистрированных на метеостанциях, расположенных вблизи каждой трассы ВЛ в период анализа, к 100 грозовым часам и фактической длине рассматриваемых линий на 100 км по формуле

$$N_{уд1} = \frac{n_{факт1}}{TLN_{гч}} \cdot 10^4,$$

где $n_{факт1}$ – фактическое число грозовых отключений, зарегистрированных в период анализа; T – период проведения анализа, год (в рассматриваемом случае $T = 5$ лет); L – фактическая длина ВЛ, км; $N_{гч}$ – среднее значение

числа грозových часов, зарегистрированных в период анализа на метеостанциях, расположенных вблизи трассы каждой рассматриваемой ВЛ, ч.

Наряду с отключениями, связанными с разрядом молнии на ЛЭП 110–500 кВ, на протяжении пяти лет (2005–2009 гг.) определены также данные по общим отключениям, возникшим по неизвестным причинам. С целью проведения сравнительного анализа по общему числу отключений, как было указано выше, определяли их удельное число на 100 км ВЛ на основе фактического числа отключений, зарегистрированных в период анализа, по формуле

$$N_{уд2} = \frac{n_{факт2}}{TL} \cdot 10^2,$$

где $n_{факт2}$ – фактическое число общих отключений за 5 лет; T – период проведения анализа ($T = 5$ лет); L – фактическая длина ВЛ, км.

Для проведения анализа автоматических отключений ВЛ 110 кВ, зарегистрированных по неизвестным причинам, линии, имеющие длины, менее 10 км, а также городские исключали из анализа при определении как общего числа, так и разрядов молний. Несмотря на то что на этих линиях тоже было зарегистрировано немалое число отключений за пять лет, на них регистрировалось множество отключений, которые не имелись на линиях, находящихся вне городских условий. Поэтому при приведении их длины на 100 км и сравнении с более длинными линиями получили несравнимо большее число отключений по неизвестным причинам.

Анализ удельного числа общих отключений по неизвестным причинам показывает, что по некоторым линиям 110 кВ оно составляет более 50. Эти линии в основном были построены в 1950–1960 гг. и последующие годы прошлого столетия, и их длина в большинстве случаев составляла примерно 15–40 км. К этим линиям относятся: Пойлинская (1950 г. – 16,2 км; $N_{уд2} = 86,4$), 3-я Уджарская (1956 г. – 16,4 км; $N_{уд2} = 64,6$), Исмаиллинская (1960 г. – 41,5 км; $N_{уд2} = 56,3$), 2-я Южная (1961 г. – 11 км; $N_{уд2} = 93,0$), 2-я Геокчайская (1977 г. – 19 км; $N_{уд2} = 105,4$), 2-я Шемахинская (1982 г. – 31,9 км; $N_{уд2} = 52,0$), Халаджская (1984 г. – 33,5 км; $N_{уд2} = 108,6$), Агдамская (2000 г. – 28,0 км; $N_{уд2} = 65,6$) и др.

Удельное число общих отключений линий 220 и 330 кВ, по данным 2005–2009 гг., по неизвестным причинам показывает, что оно в среднем по некоторым линиям составляет соответственно 15,0 и 7,4. Эти линии в основном также были построены в 50–60-е гг. прошлого столетия и являлись основными энергоносительными артериями Республики Азербайджан. Анализ общих отключений по неизвестным причинам линий 110–500 кВ показывает, что удельное число отключений меньше зависит от года сдачи их в эксплуатацию, чем от характеристики грунтов и климатических условий прохождения трассы ВЛ, а также уровня эксплуатации.

По приведенной методике первоначально из общего числа отключений ВЛ 110–500 кВ по неизвестным причинам определено число отключений, связанных с разрядами молнии. Здесь следует отметить, что в некоторых случаях из-за отсутствия близко расположенных к трассе ВЛ метеороло-

гических станций их определение затруднено. Поэтому по некоторым ВЛ число грозových отключений получилось заниженным.

Как и предполагалось, относительно большое удельное число грозových отключений было выявлено на ВЛ 110 кВ, трасса которых расположена в равнинных и предгорных зонах, где в основном проходят фронтальные гроззовые облака. Удельное число гроззового отключения на ВЛ 110 кВ в процентном отношении к общему числу составляло от 4,9 до 52,8 %, среднее значение – 21,2 %. Относительно высокие проценты были отмечены на линиях, трассы которых проходят как по равнинным, так и по предгорным зонам и мало зависят от среднего значения числа гроззовых дней по трассе ВЛ, отмеченных в рассмотренном периоде. По ВЛ 220 и 330 кВ указанное процентное отношение в среднем составляет соответственно 6,3 и 14,9 %.

Из-за отсутствия полных данных по метеоусловиям для всестороннего анализа автоматических отключений авторы ограничились только определением числа отключений, зарегистрированных в 2005–2009 гг. в утренние часы (между 6–10 часами). Опыт эксплуатации ЛЭП показывает, что в весенние и осенние месяцы года на загрязненных поверхностях линейных изоляторов при тумане, моросающем или мелком дожде увеличивается утечка тока с их поверхности. А при высокой загрязненности поверхности изоляторов в некоторых случаях (10–30 %) это приводит к перекрытию дугой поверхности изоляторов. В результате линия автоматически отключается, и напряжение восстанавливается устройством автоматического повторного включения. Причины таких отключений часто остаются не выясненными. Подобные отключения отмечены на большинстве анализируемых ВЛ независимо от класса напряжения (110–330 кВ) и высоты местности расположения трассы линий. Удельное число отключений, зарегистрированных в утренние часы, в процентном отношении к общему числу отключений составляло по линиям 110 кВ от 7,5 до 52,6 % (среднее значение – 27,5 %), а по линиям 220 и 330 кВ их среднее значение – соответственно 24,8 и 21,9 %. Здесь можно отметить, что анализ отключений, приведенных в [17] по 26 ВЛ 110 кВ ОАО «Азербээнержи», показал, что среднее значение удельного числа гроззовых отключений, по 10-летним данным, составляло 11,5 %, а из-за увлажнения поверхности изоляторов – 25,0 %.

Проведенные исследования показывают, что для разработки рекомендаций относительно точного проведения анализа отключений, связанных как с разрядом молнии, так и с общими отключениями, и для сведения подобных отключений к минимуму необходимо получение полных метеоданных по всей трассе ВЛ, а также подробных данных о трассах и изоляции линий, о сопротивлении заземления, наличии гроззооащитного троса и т. д.

ВЫВОДЫ

1. Составлена карта интенсивности гроззовой деятельности по удельному числу гроззовых разрядов в землю на квадратный километр, т. е. удельной плотности разрядов молнии в землю для территории Азербайджанской

Республики с использованием результатов многолетних натурных исследований молнии. Согласно составленной карте, в направлении Кура-Араксинской низменности удельная плотность разряда молнии уменьшается, а в предгорных и горных направлениях – повышается.

2. Результаты проведенных исследований показывают, что для разработки рекомендаций относительно детального анализа отключений ВЛ 110–500 кВ, связанных как с разрядом молнии, так и с общими отключениями, и для сведения подобных отключений к минимуму необходимо иметь полные сведения о метеоданных по всей трассе ВЛ, а также подробные данные о трассах и изоляции линий, о сопротивлении заземления, наличии грозозащитного троса и т. д.

ЛИТЕРАТУРА

1. А л и з а д е, А. А. Исследование молнии в горных районах Azerbaijan: дис. ... д-ра техн. наук / А. А. Ализаде. – Баку, 1948. – 316 с.
2. А т л а с Azerbaijanской ССР. – Баку; Москва: Глав. управ. геодезии и картографии Госуд. геолог. комитета СССР, 1963 г. – 213 с.
3. Б а г и р о в, М. А. О грозовой деятельности в Azerbaijanе / М. А. Багиров // Изв. АН Azerbaijanской ССР. Сер. физ.-мат. и техн. наук. – 1959. – № 3. – С. 89–95.
4. G a s h i m o v, A. M. Strength of the Lightning Activity in the Territory of Azerbaijan Republic / A. M. Gashimov, F. L. Khidirov, A. R. Babayeva // Modern Electric Power Systems (MEPS), 2010 Proceedings of the International Symposium. Wroclaw, Poland, September 20–22, 2010. – Wroclaw, 2010. – P. 1–4.
5. И н т е н с и в н о с т и грозовой деятельности на территории Azerbaijanской Республики / М. А. Гашимов [и др.] // Проблемы энергетики. – 2010. – № 1. – С. 28–34.
6. Р у к о в о д с т в о по защите электрических сетей 6–1150 кВ от грозовых и коммутационных перенапряжений: РД 153-34.3-35.129-99. – СПб.: Изд-во ПЭИПК, 1999.
7. Г о р б а т е н к о, В. П. О зависимости плотности разрядов молнии в землю от интенсивности грозовой деятельности / В. П. Горбатенко // Электричество. – 2001. – № 7. – С. 26–30.
8. П а н ю к о в, А. В. Системы пассивного мониторинга грозовой деятельности / А. В. Панюков, Д. В. Будуев, Д. Н. Малов // Вестник ЮУрГУ. Сер. Математика, физика, химия. – 2003. – № 8, вып. 4. – С. 11–20.
9. К о л о к о л о в, В. П. Соотношение между некоторыми грозовыми параметрами / В. П. Колоколов, Г. П. Павлов // Труды ГГО. – 1972. – Вып. 277. – С. 38–41.
10. Т е х н и к а высоких напряжений / под общ. ред. Д. В. Разевига. – М.: Энергия, 1976. – 388 с.
11. Х ы д ы р о в, Ф. Л. Характеристики молнии для грозозащиты электроэнергетических объектов, расположенных до 1500 м над уровнем моря, на основе комплексных натурных измерений: дис. ... канд. техн. наук / Ф. Л. Хыдыров. – М., 1986. – 210 с.
12. А л и з а д е, А. А. Поражение молнией высоких объектов / А. А. Ализаде, Р. К. Мусаев // Электричество. – 1981. – № 4. – С. 50–51.
13. А л и з а д е, А. А. Частота разрядов молнии – основной показатель для оценки грозопоражаемости / А. А. Ализаде, Г. А. Гаджиев // За технический прогресс. – 1976. – № 7. – С. 26–30.
14. Б а з е л ь н, Э. М. Физические и инженерные основы молниезащиты / Э. М. Базельян, Б. Н. Горин, В. И. Левитов. – Л.: Гидрометеиздат, 1978. – 223 с.
15. Р а к о в, В. А. К оценке радиуса стягивания разряда молнии к объекту / В. А. Раков, А. О. Луц // Электричество. – 1988. – № 9. – С. 64–67.
16. Ч а л м е р с, Дж. А. Атмосферное электричество / Дж. А. Чалмерс. – Л.: Гидрометеиздат, 1974. – 419 с.
17. А л и з а д е, А. А. Об отключениях воздушных линий электропередачи при увлажнении поверхности изоляторов / А. А. Ализаде, М. М. Джафарова // Электрические станции. – 1982. – № 10. – С. 67–69.

REFERENCES

1. A l i z a d e, A. A. (1948) *Issledovanie Molnii v Gornyykh Raionakh Azerbaidzhana. Diss. Dokt. Tekhn. Nauk* [Investigation of Lightning in Mountainous Region of Azerbaijan. Dissertation of Doctor of Technical Sciences]. Baku. 316 p. (in Russian).
2. *A t l a s of Azerbaijan SSR*. Baku–Moscow, Publishing house. The Main Office of Geodesy and Cartography of the State Geological Survey of USSR, 1963. 213 p.
3. B a g i r o v, M. A. (1959) About Lightning Activity in Azerbaijan. *Izvestiia Akademii Nauk Azerbaidzhanskoi SSR. Seriya Fiziko-Matematicheskikh i Tekhnicheskikh Nauk* [Proceedings of Academy of Science of Azerbaijan SSR. Edition of Physical – Mathematical & Technical Sciences], 3, 89–95 (in Russian).
4. G a s h i m o v, A. M., Khidirov, F. L., & Babayeva, A. R. (2010) Strength of the Lightning Activity in the Territory of Azerbaijan Republic. *Modern Electric Power Systems (MEPS), 2010 Proceedings of the International Symposium*. Wroclaw, Poland, 1–4.
5. G a s h i m o v, A. M. [and others]. (2010) Strength of the Lightning Activity in the Territory of Azerbaijan Republic. *Izvestiia Vuzov. Problemy Energetiki* [Proceedings of Higher Education. Problems of Power Engineering], 1, 28–34 (in Russian).
6. R D 153-34.3-35.129–99. *Rukovodstvo po Zashchite Elektricheskikh Setei 6–1150 kV ot Grozovykh i Kommutatsionnykh Perenapriazhenii* [GD 153-34.3-35.129–99. Guidance on Electric Power Networks Protection 6–1150 kV from Thunderstorm and Switching Overvoltages]. Saint Petersburg, Publishing. House of PPIAT, 1999. (in Russian).
7. G o r b a t e n k o, V. P. (2001) About Dependence of Lightning Discharge Density from the Strength of Thunderstorm Activity. *Elektrichestvo* [Electricity], 7, 26–30 (in Russian).
8. P a n y u k o v, A. V., Buduev, D. V., & Malov, D. N. (2003) System of Passive Monitoring of Lightning Activity. *Vestnik Iuzhno-Ural'skogo Gosudarstvennogo Universiteta. Seriya "Matematika, Fizika, Khimiia"* [Bulletin of the South Ural State University. Edition "Mathematics, Physics, Chemistry"], 8 (4), 11–20 (in Russian).
9. K o l o k o l o v, V. P., & Pavlov, G. P. (1972) Relations Between Lightning Parameters. *Trudy Glavnoi Geofizicheskoi Observatorii im. A. I. Voeikova* [Proceedings of the Main Geophysical Observatory A. I. Voeikova], 277, 38–41 (in Russian).
10. R a z e v i g, D. V., Dmukhovskaia, L. F., & Larionov, V. P. (1976) *Equipment and Devices of High Voltages*. Moscow, Energia. 388 p. (in Russian).
11. K h i d i r o v, F. L. (1986) *Kharakteristiki Molnii dlia Grozozashchity Elektroenergeticheskikh Ob'ektov Raspolozhennykh do 1500 m nad Urovnem Moria, na Osnove Kompleksnykh Naturnykh Izmerenii. Dis. Kand. Tekhn. Nauk* [Characteristics of Lightning for Lightning Protection of Electric Power Objects Located up to 1500 m Above Sea Level, on the Base of Complex Nature Measurements. Dissertation of the Candidate of Technical Sciences]. Moscow. 210 p. (in Russian).
12. A l i z a d e, A. A., & Musaev, R. K. (1981) Lightning Stroke of High Objects. *Elektrichestvo* [Electricity], 4, 50–51 (in Russian).
13. A l i z a d e, A. A., & Gadjeiev, G. A. (1976) Frequency of Lightning Discharges – the Main Indicators for Lightning Damages Estimation. *Za Tekhnicheskii Progress* [For Technical Progress], 7, 26–30 (in Russian).
14. B a z e l y a n, E. M., Gorin, B. N., & Levitov, V. I. (1978) *Physical and Engineering Bases of Lightning Protection*. Leningrad, Gidrometeoizdat. 223 p. (in Russian).
15. R a k o v, V. A., & Luts, A. O. (1988) To Radius Estimation of Pinch-in Effect of Lightning Discharge to the Object. *Elektrichestvo* [Electricity], 9, 64–67 (in Russian).
16. C h a l m e r s, J. A. (1974) *Atmospheric Electricity*. Leningrad, Gidrometeoizdat. 419 p. (in Russian).
17. A l i z a d e, A. A., & Jafarova, M. M. (1982) About Cutout of Overhead Power Transmission Lines under Conditions of Damping Insulators Surfaces. *Elektricheskie Stantsii* [Power Stations], 10, 67–69 (in Russian).

Поступила 14.04.2014

УДК 697.112.3:620.179.11

МОДЕЛИРОВАНИЕ КОНВЕКТИВНЫХ ПОТОКОВ В ПНЕВМООПОРНЫХ ОБЪЕКТАХ*

Часть 2

**Акад. НАН Беларуси, докт. техн. наук, проф. ХРУСТАЛЕВ Б. М.,
докт. техн. наук, проф. АКЕЛЬЕВ В. Д.,
канд. техн. наук, доц. МАТЮШИНЕЦ Т. В., асп. КОСТЕВИЧ М. Ф.**

Белорусский национальный технический университет

E-mail: Khrustaliov B.M.@tut.by

В статье рассмотрены моделирование и исследование аэродинамических процессов на участках пространства (включающих группу строительных сооружений сложной конфигурации для различных режимов капельных и воздушных потоков и температурных условий) и в строительных сооружениях сложной конфигурации (для различных режимов отопления и вентиляции). Разработаны специализированные программы для решения инновационных задач в области тепло- и массообмена в трехмерном пространстве давлений – скоростей – температур объекта.

Область применения пневмоопорных объектов – строительство и покрытие теннисных кортов, хоккейных площадок, бассейнов, а также выставки, цирки, кафе, аквапарки, киностудии, мобильные объекты медицинского назначения, ангары, гаражи, строительные площадки, станции техобслуживания и т. д. Достоинствами таких объектов являются возможность и простота многократного монтажа и демонтажа. Их широкое внедрение определяется температурно-влажностными условиями под оболочкой.

Аналитико-расчетные исследования, натурные обследования тепло- и массообменных термодинамических параметров, многофакторных процессов воздушной среды в пневмоопорных объектах, их оболочках, в широком диапазоне климатических параметров воздуха (январь – декабрь) в Республике Беларусь, в различных географических широтах многих стран показали, что предел возможности оптимизации от ветровых нагрузок, потоков теплоты, акустических воздействий бесконечен (спортивные, жилые, промышленные, складские, военные технические единицы (танки, самолеты и т. д.)). В продолжение к моделированию конвективных потоков в пневмоопорных объектах (часть 1) представлены процессы с более высокими динамическими параметрами воздушных потоков для характерных размеров пневмоопорных объектов, проведен расчет полей скоростей, температур, давлений с увеличенной до 5 м/с скоростью поступления воздуха через приточные отверстия в различные моменты времени (20, 100, 200, 400 с). Расчет осуществлялся с использованием разработанной математической модели процессов конвекции, тепло- и массообмена в неограниченном пространстве на основе законов сохранения импульса, неразрывности, теплопроводности и граничных условий для пневмоопорных объектов, позволяющих анализировать и рассчитывать тепловые и конвективные потоки в трехмерном пространстве (часть 1).

Ключевые слова: пневмоопорные объекты, конвективные потоки, теплота, оболочка, скорость, температура воздуха, давление, тепло- и массоперенос.

Ил. 6. Библиогр.: 12 назв.

* Начало статьи (часть 1) этих же авторов см. в № 4/2014 г.

MODELING OF CONVECTIVE STREAMS IN PNEUMOBASIC OBJECTS

Part 2

**KHROUSTALEV B. M., AKELYEV V. D.,
MATYUSHINETS T. V., KOSTEVICH M. F.**

Belarusian National Technical University

The article presents modeling for investigation of aerodynamic processes on area sections (including a group of complex constructional works for different regimes of drop and wind streams and temperature conditions) and in complex constructional works (for different regimes of heating and ventilation). There were developed different programs for innovation problems solution in the field of heat and mass exchange in three-dimensional space of pressures-speeds-temperatures of objects.

The field of uses of pneumobasic objects: construction and roof of tennis courts, hockey pitches, swimming pools, and also exhibitions' buildings, circus buildings, cafes, aqua parks, studios, mobile objects of medical purposes, hangars, garages, construction sites, service stations and etc. Advantages of such objects are the possibility and simplicity of multiple installation and demolition works. Their large-scale implementation is determined by temperature-moisture conditions under the shells.

Analytical and calculating researches, real researches of thermodynamic parameters of heat and mass exchange, multifactorial processes of air in pneumobasic objects, their shells in a wide range of climatic parameters of air (January – December) in the Republic of Belarus, in many geographical latitudes of many countries have shown that the limit of the possibility of optimizing wind loads, heat flow, acoustic effects is infinite (sports, residential, industrial, warehouse, the military-technical units (tanks, airplanes, etc.)). In modeling of convective flows in pneumobasic objects (part 1) there are processes with higher dynamic parameters of the air flow for the characteristic pneumobasic object, carried out the calculation of the velocity field, temperature, pressure at the speed of access of air through the inflow holes up to 5 m/sec at the moments of times (20, 100, 200, 400 sec). The calculation was performed using the developed mathematical model of convection processes, heat and mass exchange in unlimited space based on the laws of momentum conservation, continuity, thermal conductivity and the boundary conditions for pneumobasic objects which allow analyze, calculate thermal, convection streams in three-dimensional space (part 1).

Keywords: pneumobasic objects, convective streams, heat, shells, speed, air temperature, pressure, heat and mass exchange.

Fig. 6. Ref.: 12 titles.

Для моделирования конвективных потоков в пневмоопорных объектах рассмотрен случай с более высокими физическими параметрами воздушных потоков, для которых выполнен расчет полей скоростей, температур и давлений с увеличенной до 5 м/с скоростью поступления воздуха через приточное отверстие. В отличие от работ, основывающихся на двумерных численных экспериментах [1–6], авторы выполняли исследования с использованием математической модели процессов конвекции, уровней сохранения импульса, неразрывности, теплопроводности и граничных условий 3-го рода в пневмоопорных объектах, позволяющей реализовать расчеты тепловых и конвективных потоков в трехмерном пространстве. Моделирование конвективных потоков было рассмотрено в части 1 статьи [7].

Поля скоростей, температур и давлений анализировали при следующих начальных термодинамических параметрах воздуха:

$$t(\tau = 0) = 18 \text{ }^{\circ}\text{C}; w_x(\tau = 0) = 0 \text{ м/с}; w_y(\tau = 0) = 0 \text{ м/с};$$

$$w_z(\tau = 0) = 3 \text{ м/с}; \rho(\tau = 0) = 1,2 \text{ кг/м}^3.$$

В качестве граничных условий приняты:

$$t_{\Omega_1} = 10 \text{ }^{\circ}\text{C}; w_{x\Omega_1} = 0 \text{ м/с}; w_{y\Omega_1} = 0 \text{ м/с}; w_{z\Omega_1} = 3 \text{ м/с}; \rho_{\Omega_1} = 1,2 \text{ кг/м}^3;$$

$$t_{\Omega_2} = t; w_{x\Omega_2} = w_x; w_{y\Omega_2} = w_y; w_{z\Omega_2} = w_z; \rho_{\Omega_2} = 1,2 \text{ кг/м}^3;$$

$$t_{\Omega_3} = 30 \text{ }^{\circ}\text{C}; w_{x\Omega_3} = 0 \text{ м/с}; w_{y\Omega_3} = 0 \text{ м/с}; w_{z\Omega_3} = 5 \text{ м/с}; \rho_{\Omega_3} = 1,2 \text{ кг/м}^3;$$

$$t_{\Omega_4} = 30 \text{ }^{\circ}\text{C}; w_{x\Omega_4} = 0 \text{ м/с}; w_{y\Omega_4} = 0 \text{ м/с}; w_{z\Omega_4} = 5 \text{ м/с}; \rho_{\Omega_4} = 1,2 \text{ кг/м}^3;$$

$$t_{\Omega_i} = 18 \text{ }^{\circ}\text{C}; w_{x\Omega_i} = 0 \text{ м/с}; w_{y\Omega_i} = 0 \text{ м/с}; w_{z\Omega_i} = 0 \text{ м/с}; \rho_{\Omega_4} = \rho,$$

где $\Omega_1, \Omega_2, \Omega_3, \Omega_4$ – области приточных участков для воздухопотоков; Ω_i – внутренняя поверхность оболочки (рис. 1).

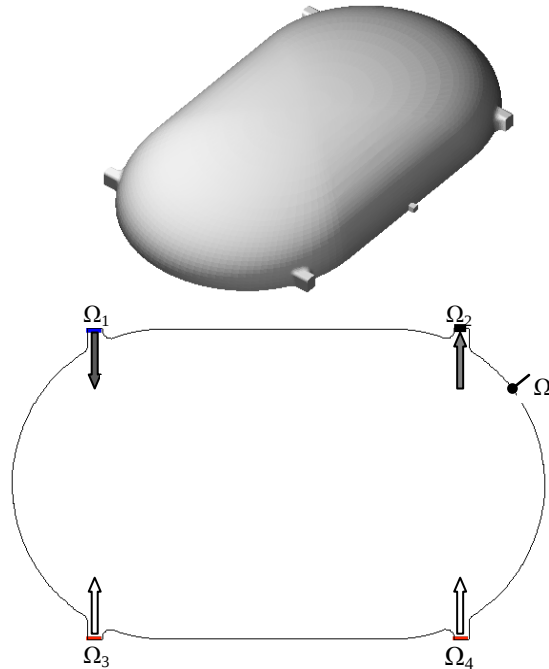


Рис. 1. Модель пневмоопорного объекта

Использовали следующие теплофизические характеристики воздушной среды [3, 8–12]: массовую, удельную изобарную теплоемкость $c = 1006 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{K)}$; коэффициент теплопроводности $\lambda = 0,0257 \text{ Вт/(м}\cdot\text{K)}$; плотность $\rho = 1,2 \text{ кг/м}^3$.

Моделирование процессов теплообмена в пневмоопорных объектах реализовано при помощи специального программного модуля для расчета полей скоростей, температур и давлений воздуха в различные интервалы времени. Поля термодинамических характеристик воздуха w, p, t , рассчитанные для интервалов времени, соответствующих этапам в первой части исследования (20, 400 с), в характерных сечениях пневмоопорных объектов при скорости приточного воздушного потока 5 м/с представлены на рис. 2–5.

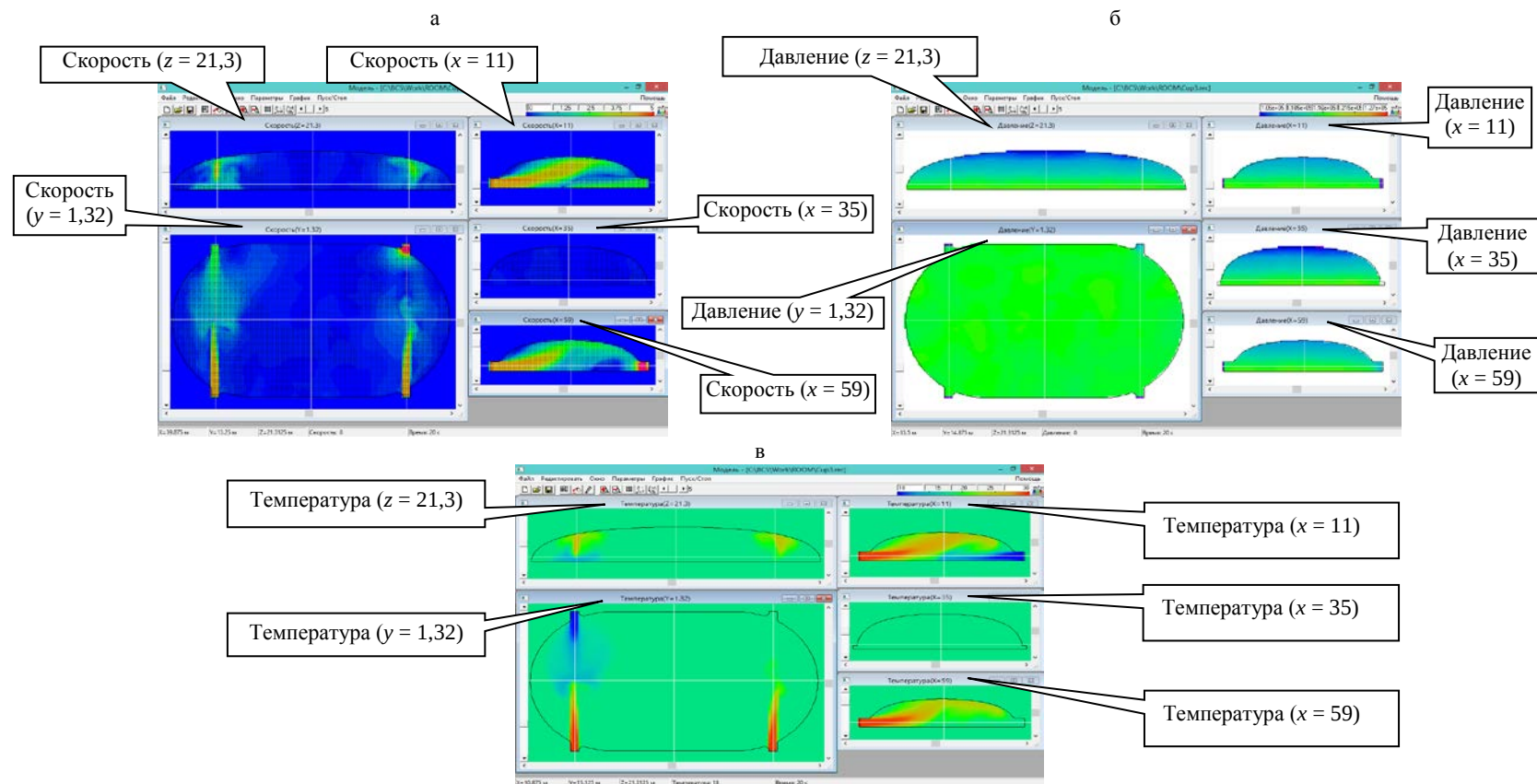


Рис. 2. Распределение расчетных параметров в момент времени 20 с в характерных сечениях при скорости поступления воздуха 5 м/с в полях:
а – скоростей; б – давлений; в – температур

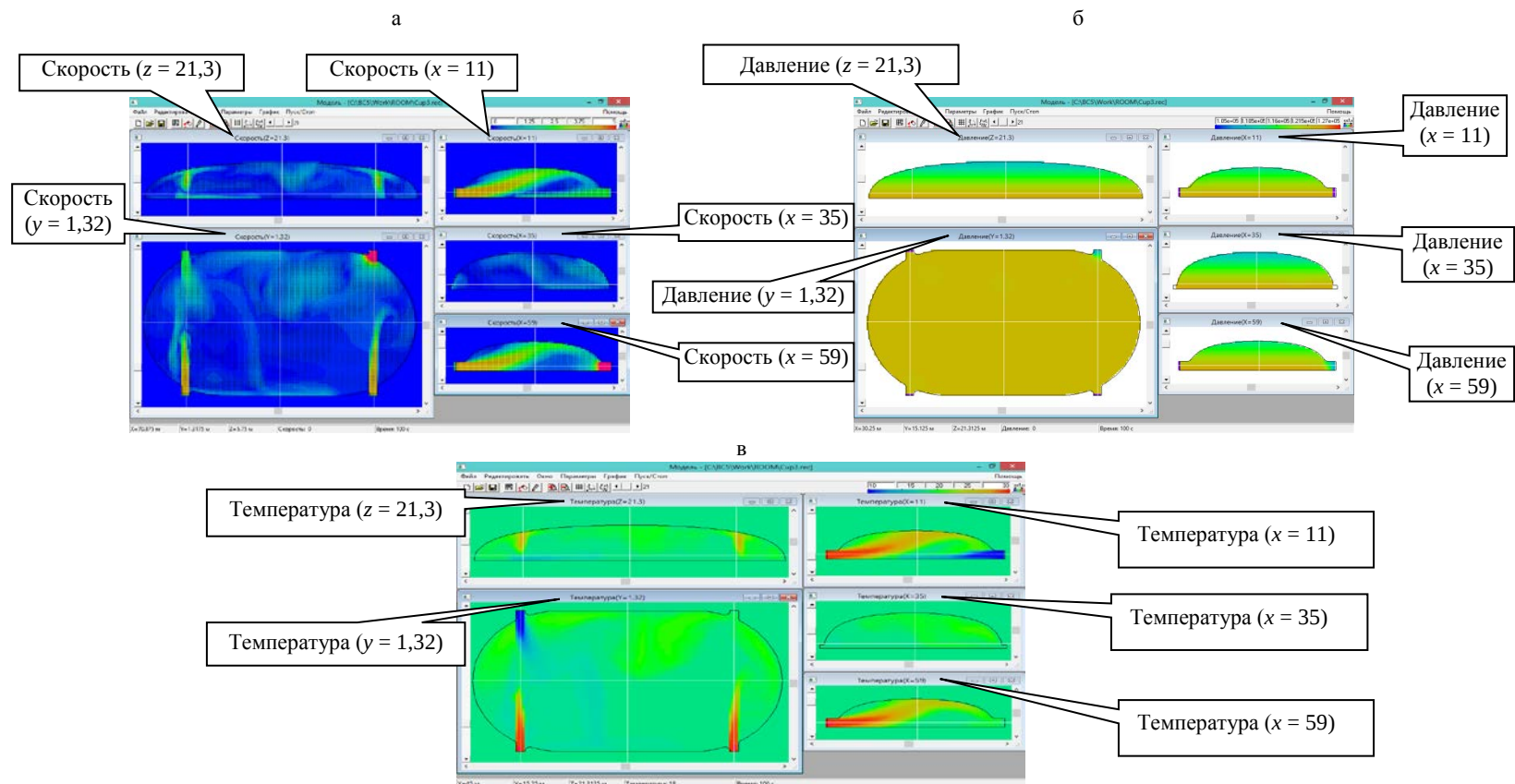


Рис. 3. Распределение расчетных параметров в момент времени 100 с при скорости поступления воздуха 5 м/с в полях:
а – скоростей; б – давлений; в – температур

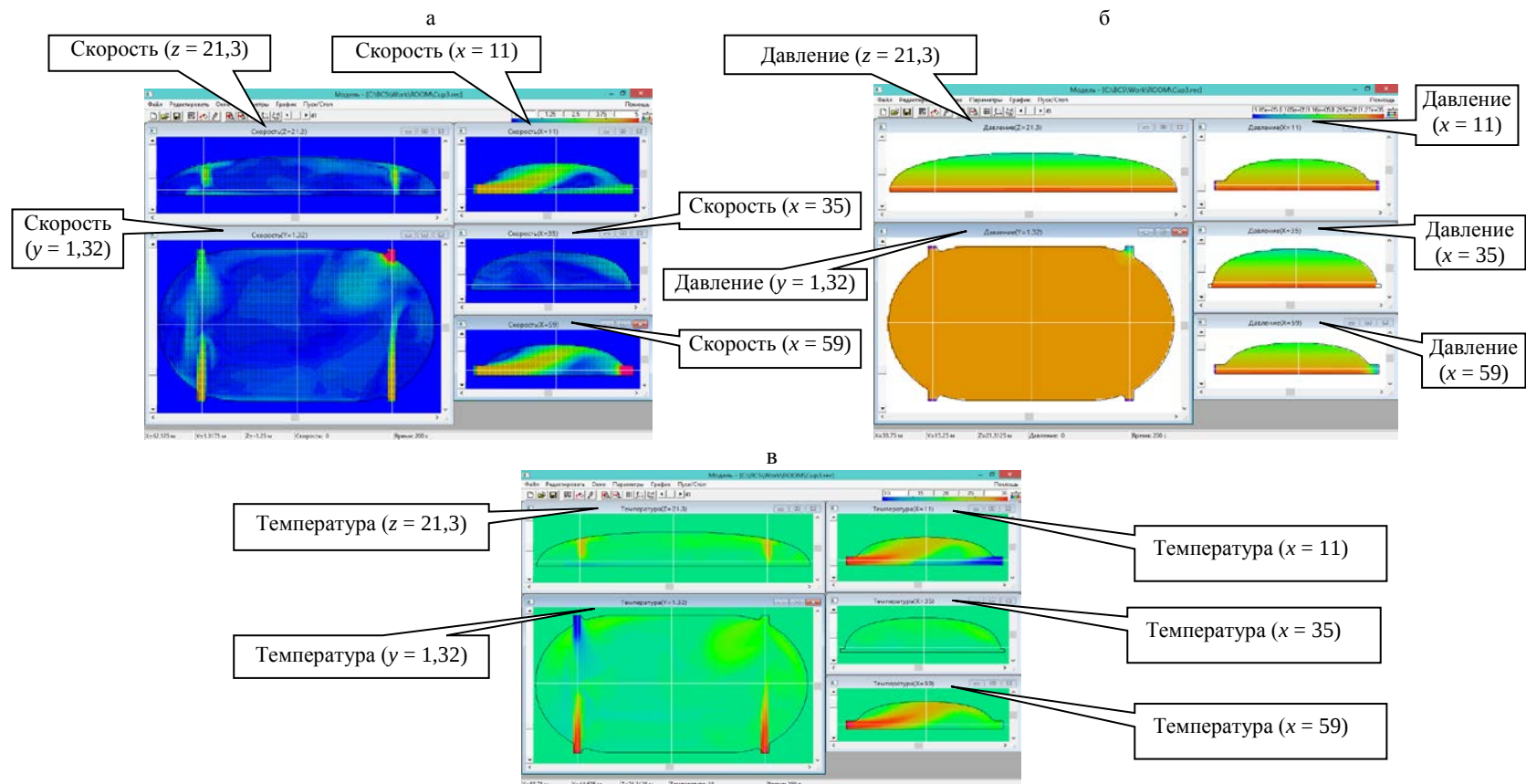


Рис. 4. Распределение расчетных параметров в момент времени 200 с в характерных сечениях при скорости поступления воздуха 5 м/с в полях:
а – скоростей; б – давлений; в – температур

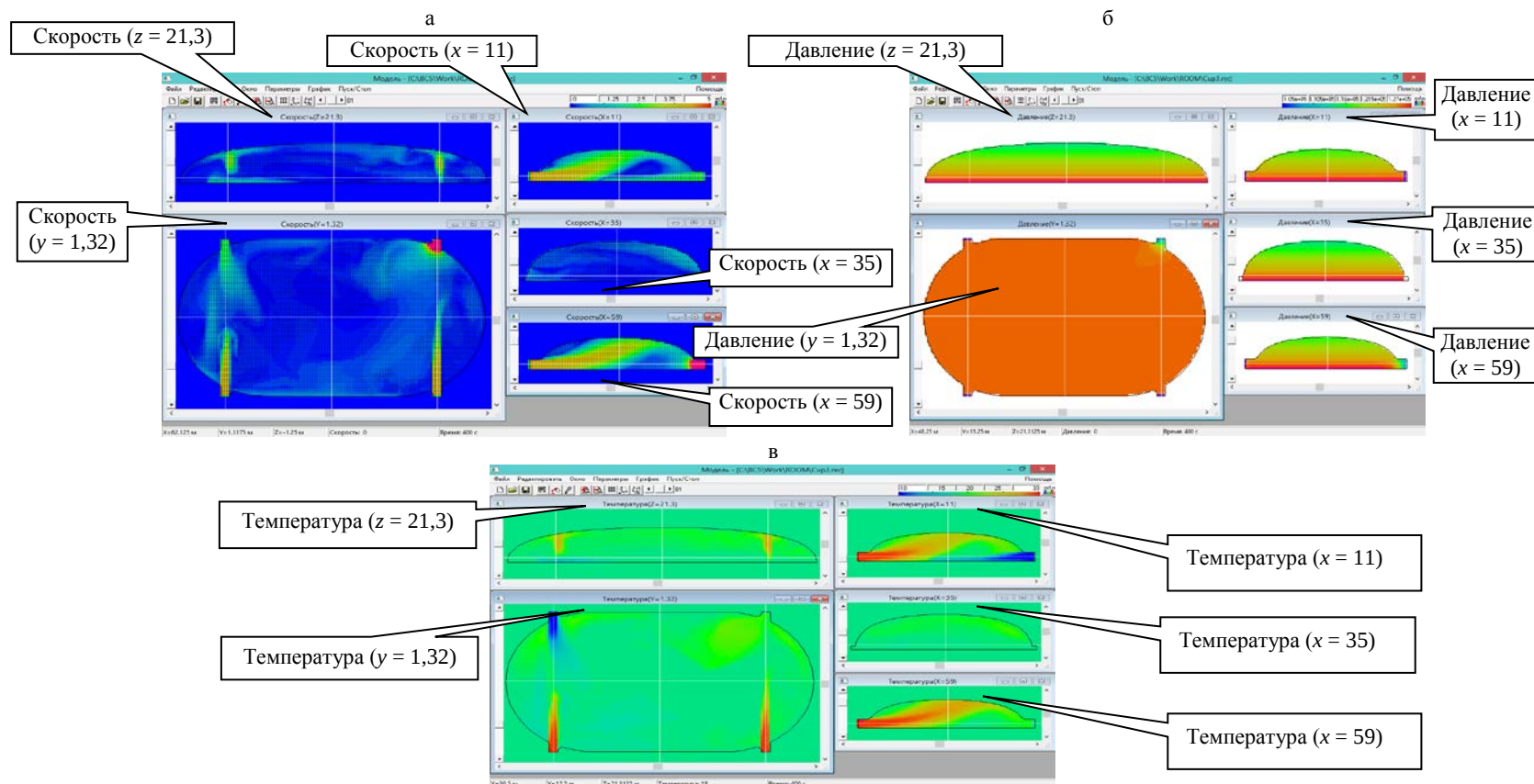


Рис. 5. Распределение расчетных параметров в момент времени 400 с в характерных сечениях при скорости поступления воздуха 5 м/с в полях:
а – скоростей; б – давлений; в – температур

Анализ данных, полученных по результатам математического моделирования процессов конвекции пневмоопорного объекта, показывает, что на начальный момент времени поле температур в области источников нагрева имеет значение порядка 30 °С. В то же время скорость воздуха изменяется в интервале от 1 до 5 м/с. В области поступления холодного воздуха наблюдается поток со скоростью 1–3 м/с и температурой 10 °С. По мере поступления теплого воздуха он начинает стелиться по потолку, однако интенсивность данного процесса ниже, чем в первом расчетном случае, со скоростью воздушного потока 3 м/с, одновременно с этим поток холодного воздуха растекается по плоскости пола. На следующем моменте времени (расчетное время составляет 100 с) отмечается слабоинтенсивный прирост значения давления внутри пневмоопорной конструкции (примерно на 7 кПа). При этом распределение теплого воздуха в верхней части объекта имеет неравномерный характер. В центральной части пневмоопорного объекта отмечается образование области повышенной температуры воздуха (20–21 °С).

Момент времени 200 с отмечается некоторым приростом давления внутри конструкции (примерно на 2 кПа). Конфигурация скоростных потоков изменяется сложным образом. Теплый воздух более равномерно распределяется вдоль потолка. Образовавшаяся на предыдущем этапе область повышенной температуры под действием поступающего теплого воздуха из центральной части смещается к выходному проему.

К расчетному моменту времени 400 с наступает стабилизация значения давления внутри пневмоопорного объекта. По сравнению с предыдущим моментом времени 200 с, происходит незначительное изменение конфигурации скоростных потоков воздуха внутри пневмоопорного объекта. На данном этапе температурное поле внутри объекта уже практически не меняется. То есть на момент времени 400 с система пришла в состояние динамического равновесия.

Графики изменения температуры в выделенных точках пространства пневмоопорной конструкции приведены на рис. 6. Из графиков видно, что температура воздуха внутри объекта распределена также достаточно неравномерно (16–21 °С) как по высоте, так и в горизонтальном сечении.

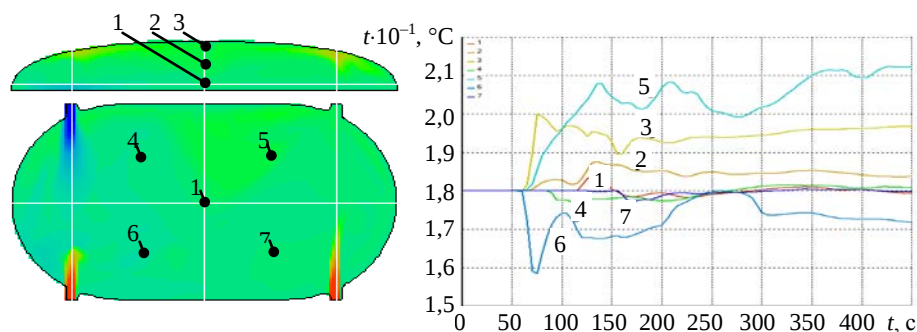


Рис. 6. Графические зависимости температур в различных точках пространства пневмоопорного объекта при скорости поступления воздуха 5 м/с

На входе в пневмоопорный объект скорость воздуха принимали 5 м/с, температура по вертикали (осевая область, точка 1) в интервалах времени от 120 до 400 с изменялась от 18,3 до 10,0 °С (рис. 6). Результаты натурно-экспериментальных обследований при тех же начальных граничных условиях аналогичны. Максимальные температуры (20; 19; 5 °С) имеют место через 70 и 400 с у внутренней поверхности оболочки (точка 3). Численные значения температур, полученные из результатов их компьютерного моделирования, показали, что в пневмоопорном объекте они функционально связаны с продолжительностью и скоростью поступления воздушных потоков, их геометрическими размерами.

ВЫВОДЫ

1. В момент времени 20 с поля температуры в области нагревателей равны ≈ 30 °С; скорости воздуха изменяются от 1 до 5 м/с; в области менее нагретого воздуха скорости равны 1–3 м/с. При температуре 10 °С потоки теплого воздуха перемещаются к внутренней поверхности оболочек с меньшей интенсивностью по сравнению с результатами исследований, представленными в первой части статьи [7], а холодного – к поверхности.

2. Для интервала времени 100 с характерно увеличение давления воздуха в пневмоопорном объекте примерно на 7 кПа. Более нагретый воздух неравномерно распределяется у внутренних поверхностей оболочек; в их центральной части температура увеличивается до 20–21 °С. В момент времени 200 с давление в объекте повышается примерно на 2 кПа. К 400 с отмечается стабилизация давления в пневмоопорном объекте относительно момента времени в 200 с, конфигурация скоростных потоков изменяется незначительно, а температурных – стабильна; к 400 с система стремится к состоянию динамической устойчивости.

3. Профили потоков скоростей зависят от многих факторов, например теплый воздух более равномерно распределяется у поверхности оболочки, область с более высокими температурами из центральных объемов смещается к участкам, где происходит удаление воздуха.

4. Графоаналитические исследования показали, что в объемах пневмоопорных объектов температурные поля воздуха трехмерны (16–21 °С) как в вертикальных, так и в горизонтальных сечениях. Области, в которых температуры и скорости изменяются незначительно, возникают вследствие неэффективного функционирования систем вентиляции. Показано, что скорость потока воздуха 5 м/с через приточные сечения способствует релаксации температур в объекте за меньший интервал времени.

5. Выполнены расчеты пространственного распределения температур, скоростей и давлений воздуха в различные интервалы времени для двух вариантов подачи воздуха с помощью нагнетателей заданной мощности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Пухначев, В. В. Модель конвективного движения при пониженной гравитации / В. В. Пухначев // Моделирование в механике: сб. науч. трудов / Ин-т теоретич. и прикл. механики; редкол.: В. М. Фомин (отв. ред.) [и др.]. – 1992. – Т. 6, № 4. – С. 47–56.
2. Самарский, А. А. Численные методы решения задач конвекции–диффузии / А. А. Самарский, П. Н. Вабишев. – М.: Эдиториал УРСС, 1999. – 247 с.

3. С в о б о д н о к о н в е к т и в н ы е течения, тепло- и массообмен: в 2 кн. / Б. Гебхард [и др.]; пер. с англ. под ред. О. Г. Мартыненко. – М.: Мир, 1991. – Кн. 1. – 678 с.
4. А н д р е е в, В. К. Об устойчивости равновесия плоского слоя в модели микроконвекции / В. К. Андреев, В. Б. Бекежанова // Прикладная механика и техническая физика. – 2002. – Т. 43, № 2. – С. 43–53.
5. Д ж а л у р и я, Й. Естественная конвекция: тепло- и массообмен / Й. Джалурия; пер. с англ. С. Л. Вишневецкого; под ред. В. И. Полежаева. – М.: Мир, 1983. – 399 с.
6. С о в р е м е н н ы е математические модели конвекции / В. К. Андреев [и др.]. – М.: Физматлит, 2008. – 368 с.
7. М о д е л и р о в а н и е конвективных потоков в пневмоопорных объектах / Б. М. Хрусталев [и др.] // Энергетика... (Изв. высш. учебн. заведений и энерг. объединений СНГ). – 2014. – № 4. – С. 42–55.
8. Е р м о л о в, В. В. Воздухоопорные здания и сооружения / В. В. Ермолов. – М.: Стройиздат, 1980. – 304 с.
9. П и л и п е н к о, В. М. Моделирование теплового режима помещений жилых зданий / В. М. Пилипенко // Строительство и архитектура. – 2008. – № 12. – С. 58–63.
10. Т е п л о - и массообмен: учеб. пособие для студентов учреждений, обеспечивающих получение высш. образования по строит., энергет. и машиностроит. специальностям: в 2 ч. / Б. М. Хрусталев [и др.]. – Минск: Беларус. нац. техн. ун-т, 2007. – Ч. 1. – 606 с.
11. С е б и с и, Т. Конвективный теплообмен: физические основы и вычислительные методы / Т. Себиси, П. Бредшоу; пер. с англ. С. С. Ченцова, В. А. Хохрякова; под ред. У. Г. Пирумова. – М.: Мир, 1987. – 590 с.
12. С п о л д и н г, Д. Б. Конвективный массоперенос / Д. Б. Сполдинг; пер. с англ. З. П. Шульмана; под ред. А. В. Лыкова. – Л.; М.: Энергия, 1965. – 384 с.

R E F E R E N C E S

1. P u h n a c h e v, V. V. (1992) Model of Convective Motion in Low Gravity. *Modelirovanie v Mekhanike: Sbornik Nauchnykh Trudov* [Modeling in Mechanics. Collection of Scientific Papers], 6 (4), 47–56 (in Russian).
2. S a m a r s k i y, A. A., & Vabishev, P. N. (1999) *Numerical Methods of the Diffusion-Convection Problems Solution*. Moscow: Editorial of URSS. 247 p. (in Russian).
3. G e b k h a r d, B., Dzhaluriia, I., Makhadzhn, R., & Sammakia, B. (1991) *Free-Convection Flows (Streams), Heat and Mass Exchange. Book 1*. Moscow, Mir. 678 p. (in Russian).
4. A n d r e e v, V. K., & Bekeganova, V. B. (2002) About Stability of Plane Layer Balance in Micro-Convection Model. *Prikladnaia Mekhanika i Tekhnicheskaiia Fizika* [Applied Mechanics & Engineering Physics], 43 (2), 43–53 (in Russian).
5. D z h a l u r i i a, I. (1983) *Natural Convection: Heat and Mass Exchange*. Moscow, Mir. 399 p. (in Russian).
6. A n d r e e v, V. K., Gaponenko, Iu. A., Goncharova, O. N., & Pukhnachev, V. V. (2008) *Current Mathematical Models of Convection*. Moscow, Fizmatlit. 368 p. (in Russian).
7. K h r o u s t a l e v, B. M., Akel'ev, V. D., Maniushinets, T. V., & Kostevich, M. F. (2014) Modeling of Convective Flows in Pneumobasic Objects. *Izvestiia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'Edinenii – Energetika* [Proceedings of the Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Power Engineering], 4, 42–55 (in Russian).
8. E r m o l o v, V. V. (1980) *Air-Supported Buildings and Structures*. Moscow, Stroyizdat. 304 p. (in Russian).
9. P i l i p e n k o, V. M. (2008) Modeling of Heat Balance of Residential Buildings. *Stroitel'stvo i Arkhitektura* [Engineering & Architecture], 12, 58–63 (in Russian).
10. K h r o u s t a l e v, B. M., Nesenchuk, A. P., Timoshpol'skii, V. I., Akel'ev, V. D., Sednin, V. A., Kopko, V. M., & Nerez'ko, A. V. (2007) *Heat and Mass Exchange. Part 1*. Minsk: Belarusian National Technical University. 606 p. (in Russian).
11. S e b i s i, T., & Bredshow, P. (1987) *Convective Heat and Mass Exchange: Physical Basis and Calculating Methods*. Moscow, Mir. 590 p. (in Russian).
12. S p o l d i n g, D. B. (1965) *Convective Mass Transfer*. Leningrad; Moscow, Energia. 384 p. (in Russian).

Представлена кафедрой
теплогазоснабжения и вентиляции

Поступила 18.12.2014

**IMPROVEMENT OF ACCURACY OF RADIATIVE HEAT TRANSFER
DIFFERENTIAL APPROXIMATION METHOD
FOR MULTI DIMENSIONAL SYSTEMS BY MEANS
OF AUTO-ADAPTABLE BOUNDARY CONDITIONS**

DOBREGO K. V.

Belarusian National Technical University

E-mail: dobrego@bntu.by

Differential approximation is derived from radiation transfer equation by averaging over the solid angle. It is one of the more effective methods for engineering calculations of radiative heat transfer in complex three-dimensional thermal power systems with selective and scattering media. The new method for improvement of accuracy of the differential approximation based on using of auto-adaptable boundary conditions is introduced in the paper. The efficiency of the named method is proved for the test 2D-systems. Self-consistent auto-adaptable boundary conditions taking into consideration the nonorthogonal component of the incident to the boundary radiation flux are formulated. It is demonstrated that taking into consideration of the non-orthogonal incident flux in multi-dimensional systems, such as furnaces, boilers, combustion chambers improves the accuracy of the radiant flux simulations and to more extend in the zones adjacent to the edges of the chamber.

Test simulations utilizing the differential approximation method with traditional boundary conditions, new self-consistent boundary conditions and “precise” discrete ordinates method were performed. The mean square errors of the resulting radiative fluxes calculated along the boundary of rectangular and triangular test areas were decreased 1.5–2 times by using auto-adaptable boundary conditions. Radiation flux gaps in the corner points of non-symmetric systems are revealed by using auto-adaptable boundary conditions which can not be obtained by using the conventional boundary conditions.

Keywords: radiative heat transfer, numerical simulation, differential approximation, boundary conditions.

Fig. 4. Tab. 1. Ref.: 11 titles.

**УЛУЧШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНОГО
ПРИБЛИЖЕНИЯ РАСЧЕТА ТЕПЛООБМЕНА ИЗЛУЧЕНИЕМ
В МНОГОМЕРНЫХ СИСТЕМАХ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ
САМОСОГЛАСОВАННЫХ ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЙ**

Докт. физ.-мат. наук ДОБРЕГО К. В.

Белорусский национальный технический университет

Дифференциальное приближение, получаемое путем усреднения по телесному углу уравнения переноса излучения, является одним из наиболее эффективных методов инженерного расчета лучистого теплообмена в сложных многомерных теплоэнергетических системах с селективной и рассеивающей средой. Представлен подход для улучшения точности расчета лучистого теплообмена методом дифференциального приближения в многомерных системах за счет использования самосогласованных граничных условий. Продемонстрирована эффективность предложенного подхода на примере модельных двумерных систем. Записаны самосогласованные граничные условия, учитывающие неортогональность падающего потока излучения к поверхности границы и алгоритм их использования. Показано, что учет неортогональности падающего потока повышает качество расчета радиационного теплообмена в многомерных системах, особенно вблизи угловых зон.

Расчеты, проведенные с использованием традиционных и самосогласованных граничных условий, сравниваются с «точным» расчетом, выполненным методом дискретных ординат. Показано, что использование нового подхода позволяет уменьшить среднеквадратичную погрешность расчета результирующего потока излучения на стенку в 1,5–2 раза. Использование самосогласованных граничных условий дает возможность выявить скачок результирующего потока в угловых точках многомерной системы, который невозможно получить при расчетах с использованием традиционных граничных условий.

Ключевые слова: лучистый теплообмен, численное моделирование, дифференциальное приближение, граничные условия.

Ил. 4. Табл. 1. Библиогр.: 11 назв.

Introduction. There are many combustion, power engineering, atmospheric heat transfer and other problems which demand prompt calculation of radiation fluxes with relatively low accuracy. The differential approximation (DA) is the fast and effective method for radiation transfer calculation if desired accuracy of radiation fluxes evaluation is of the order of 15–20 % and there is no highly anisotropic radiation fluxes in the system [1]. It takes usually 10–100 times less computational time than “precise” methods of radiation transfer equation integration for non-uniform medias. The economy of CPU time becomes increasingly significant when two and three- dimensional systems with selective media are considered.

At higher optical densities $\tau > 10$ the “precise” methods meet with difficulties connected with increase of the computations for each direction and increase of the iterations to reach the given accuracy. The resulting flux, calculated by discrete ordinate method, may get significant errors when the difference between values of the incident to the boundary and irradiated by the boundary fluxes is small. The DA-method is free of this privation because it calculates the resulting flux directly.

Another advantage of the DA-method – is that it can be easily incorporated into the computational routines of heat and mass transfer and gas dynamics problems. Standard computer codes able to resolve second order steady state differential equations may be utilized.

Differential approximation is a basic approach for reducing integro-differential equation for radiative flux to differential form. It is used since the 40th [2–4]. A common misjudge about the DA, is that it is invalid for optically thin systems [5]. Actually, the only assumption grounding the DA is sufficient uniformity of the radiation field, or more specifically, of the angular distribution of radiation intensity $I(r, l)$. The adequate boundary conditions for the DA equation (4) guarantee good accuracy of the DA method for the arbitrary optical densities and non-homogeneous media [6, 7]. The boundary conditions are formed with radiation energy conservation equations, formulated with specific assumption about the emissivity and reflectivity of boundaries and radiation energy field near the walls (for example, diffusive gray walls and isotropic semispherical irradiation of to the walls may be considered).

Taking in mind importance of the boundary conditions for DA, Olfe [7] proposed modified differential approximation method (MDA). The main idea of the MDA is consideration of radiation from the boarders together with the absorbing media and the media self radiation separately. As reported [5, 7], MDA provides high accuracy, close to the accuracy of the higher order spherical

harmonics approximations (P_3 , P_5) and “precise” discrete ordinate method. At the same time the integro-differential radiation transfer equation for enclosure appears in MDA, which complicates utilization of this method. Another approach improving the quality of the DA is, so-called, quazi differential approximation (QDA) [8]. According to this method the local adjustment coefficients for the DA are calculated on the basis of exact solution of radiation transfer equation. This makes DA more accurate for the fixed thermodynamic situation. After the thermodynamic situation is changed in a system a new adjustment is necessary. A higher order Spherical harmonics methods (P_3 , P_5) are most often used to increase accuracy of radiation heat transfer calculation [8, 9]. This is particularly effective for calculation of radiation fields within the relatively thick optical media. The accuracy of the P_n methods in vicinity of the boundaries is similar to the standard DA and depend on adequacy of the boundary conditions.

The Marshak’s [1, 5] boundary conditions or other BC based on the physical assumptions regarding the angular distribution of the intensity near the boundary are usually applied to solve governing equation. Practically, the boundary points are not symmetric in the multi-dimensional systems and application of the conventional boundary conditions may lead to a loss of accuracy. For example, the calculations of the resulting radiative flux along the borders of rectangular and triangular volumes, Fig. 1, demonstrate that DA routine do not reveal the radiation flux gaps in the corner points, see Fig. 2. Inaccuracy of the BC is one of the main sources of errors for the DA-method modifications mentioned above [10].

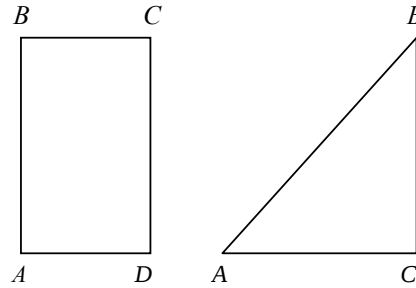


Fig. 1. The geometry of the two-dimensional test areas

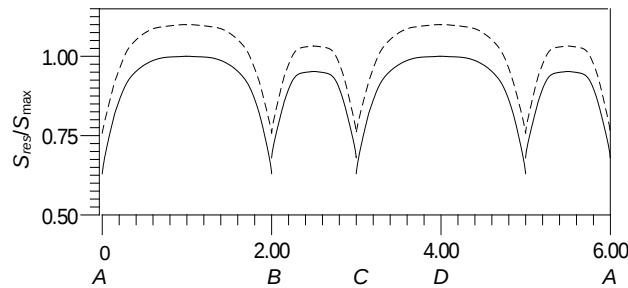


Fig. 2. The relative resulting flux along the boarder of the rectangular, calculated by DA with standard BC – dashed line; discrete ordinates “precise” method – solid line; effective optical depth $\tau = 1$; temperature of the media $T = 1500$ K; walls temperature $T_0 = 1300$ K

To improve the boundary conditions it is necessary to know the angular distribution of radiation intensity in each point of the boundary. Here we propose

to utilize conventional solution of the DA equation for adjusting the boundary conditions and, consequently, obtaining the higher accuracy of DA solution at the next step. It means that information about the geometry, local radiation properties of the media and temperature fields is used to improve the boundary conditions. The new auto-adaptable (AA) boundary conditions are formulated by using this idea. Though our formulation of the auto-adaptable boundary conditions is not the only possible, the numerical simulation and tests demonstrate that this approach improves the solution for radiation fluxes qualitatively and quantitatively. All the analysis is presented for the non-scattering media and monochromatic radiation, although it can be easily extended for more practical situations.

Theory of the method. The equation of the radiation transfer in selective scattering and absorbing media may be written in the form

$$\frac{dI_{\omega}(r, l)}{dr} = -(\kappa_{\omega} + \sigma_{\omega})I_{\omega}(r, l) + \kappa_{\omega}B_{\omega}(T, r) + \frac{\sigma_{\omega}}{4\pi} \int_0^{2\pi} d\phi' \int_0^{\pi} p(l, l')I_{\omega}(r, l') \sin \theta' d\theta', \quad (1)$$

where $I_{\omega}(r, l)$ – radiation intensity at spectral frequency ω , in the point defined by radius vector r in the direction defined by vector l ; κ_{ω} – absorption coefficient; $B_{\omega}(T, r)$ – black body spectral radiation intensity at temperature T and radiation frequency ω ; σ_{ω} – scattering coefficient; $p(l, l')$ – scattering indicatrix.

The differential approximation equations may be derived by averaging (1) over the solid angle [1–3]. For non-scattering media one can obtain the system of equations for spectral radiation energy density $U_{\omega}(r)$ and radiation flux $\vec{S}_{\omega}(r)$:

$$\nabla \vec{S}_{\omega} = 4\pi\kappa_{\omega}B_{\omega}(T, r) - c\kappa_{\omega}U_{\omega}; \quad (2)$$

$$\vec{S}_{\omega} = -\frac{c}{a\kappa_{\omega}} \nabla U_{\omega}, \quad (3)$$

where a – parameter characterizing anisotropy of the radiation intensity $I_{\omega}(r, l)$ angular distribution

$$a(r) = \frac{\int \nabla I_{\omega}(r, l) d\Omega}{\int_{4\pi} (l \nabla I_{\omega}(r, l)) l d\Omega}. \quad (4)$$

The spectral radiation energy density and radiation flux are defined as follows:

$$U_{\omega}(r) \equiv \frac{1}{c} \int_{4\pi} I_{\omega}(r, l) d\Omega; \quad \vec{S}_{\omega}(r) \equiv \int_{4\pi} I_{\omega}(r, l) l d\Omega.$$

The first equation of the system (2), (3) is the exact radiation energy continuity equation. The second equation is approximate as far as coordinate dependent anisotropy parameter a is fixed ($a = 3$ corresponds to the P_1 spherical harmonics approximation and $a = 4$ – to the two-flux Schwartzchild-Schuster approximation).

Combining equations (2) and (3) and taking, for instance, $a = 4$, we obtain a second order differential equation for $U_\omega(r, t)$

$$\nabla \left(\frac{1}{\kappa} \nabla U_\omega \right) - 4\kappa U_\omega + 16\pi\kappa/c B_\omega(T, r) = 0. \quad (5)$$

Assuming the incident radiation is hemispherically isotropic and the flux vector is orthogonal to the boundary, one can obtain the following correlation for incident radiation [2]

$$\frac{c}{2} U_\omega \Big|_\delta = |\vec{S}_\omega|. \quad (6)$$

Here subscript δ indicate the value at (in the vicinity of) the boundary, column parentheses define the module of vector.

The radiation intensity near the boundary may be considered as a superposition of incident radiation with intensity I_{in} , emission of the wall $\varepsilon B_\omega(T, r)$, and scattered- reflected part of incident radiation with intensity $(1 - \varepsilon)I_{in}$. Simple possible schematics of the radiation field, which may be titled as “isotropic” (a) and “exocentric” (b) are presented on the Fig. 3.

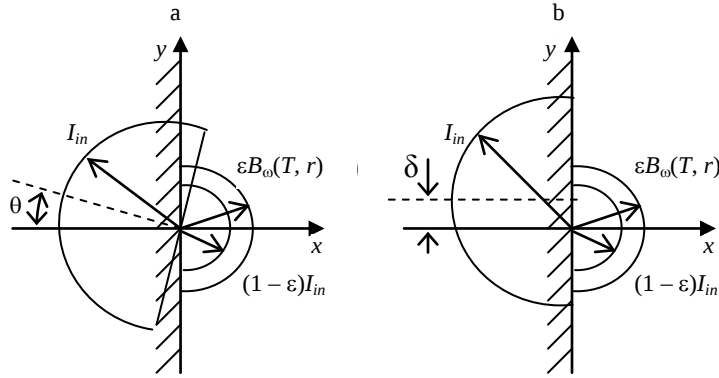


Fig. 3. Schematics of radiation field near the boundary

Let us write down the boundary conditions for the simpler “isotropic” model of non orthogonal to the boundary radiative flux. The total radiant energy density for the grey boundary may be written as follows

$$\frac{c}{2} U \Big|_\delta = \pi(2 - \varepsilon)I_{in} + \pi\varepsilon B(T, r), \quad (7)$$

where and below we omit index ω near radiation intensity symbols for better readability of formulas.

The components of the resulting flux near the boundary may be written as:

$$\vec{S}_x = \pi I_{in}(\varepsilon + \cos \theta - 1) - \pi\varepsilon B(T, r); \quad (8)$$

$$\vec{S}_y = \pi I_{in} \sin \theta.$$

Combining (3), (7) and (8) one can obtain the following BC for the equation (5):

$$\begin{aligned} -\frac{c}{a\kappa} \frac{\partial U}{\partial x} &= \left[\frac{c}{2} U - \pi\epsilon B(T, r) \right] \frac{\epsilon + \cos\theta - 1}{2 - \epsilon} - \pi\epsilon B(T, r); \\ -\frac{c}{a\kappa} \frac{\partial U}{\partial y} &= \left[\frac{c}{2} U - \pi\epsilon B(T, r) \right] \frac{\sin\theta}{2 - \epsilon}. \end{aligned} \quad (9)$$

The value of the incident flow vector angle θ , as well as $\cos\theta$ and $\sin\theta$ can be estimated by using the system (8) if the radiation energy density $U|_{\delta}$ is known in the vicinity of the boundary. Excluding I_{in} from (8) one can obtain:

$$\begin{aligned} \bar{S}_y \cos\theta - \bar{S}_y(1 - \epsilon) &= [\bar{S}_x + \pi\epsilon B(T, r)] \sin\theta; \\ \bar{S}_y \cos\theta - \bar{S}_y(1 - \epsilon) &= [\bar{S}_x + \pi\epsilon B(T, r)] \sqrt{1 - \cos^2\theta}. \end{aligned}$$

Square equation for $\cos\theta$ will have the form

$$[\bar{S}_y^2 + (\bar{S}_x + \pi\epsilon B(T, r)) \cos^2\theta - 2\bar{S}_y^2 \rho \cos\theta + \bar{S}_y^2 \rho^2 - (\bar{S}_x + \pi\epsilon B(T, r))^2] = 0. \quad (10)$$

Solution of (10)

$$\cos\theta = \frac{\bar{S}_y^2 \rho}{\bar{S}_y^2 + \bar{U}_x^2} + \sqrt{\frac{\bar{S}_y^4 \rho^2}{[\bar{S}_y^2 + \bar{U}_x^2]^2} + \frac{\bar{U}_x^2 - \bar{S}_y^2 \rho^2}{\bar{S}_y^2 + \bar{U}_x^2}}, \quad (11)$$

where $\rho = 1 - \epsilon$ – reflectivity; $\bar{U}_x = \bar{S}_x + \pi\epsilon B(T, r)$; $\bar{S}_x = -\frac{c}{a\kappa} \frac{\partial U}{\partial x}$; $\bar{S}_y = -\frac{c}{a\kappa} \frac{\partial U}{\partial y}$.

The formulas (9) define the self – consistent auto-adaptable boundary condition. Equation (5) together with boundary conditions (9), (11) can be solved by iterations starting from “zero-approach” at $\theta = 0$.

Numerical simulation. To test differential approximation method with the Auto-Adaptable BC, we calculated the resulting flux near the boundaries by using equation (5) with boundary conditions (9), (11). This solution was compared to the results obtained by means of differential approximation with standard boundary conditions and “precise” discrete ordinate solution [11]. The computations were performed for wide range of optical depths and temperature distribution. Serious attention was paid to the benchmark method verification as far as discrete ordinate method may give serious errors at situations of high optical density, “ray” effect and some others. For example, the resulting flux, which is the difference between incident to the boundary flux and irradiated by the boundary flux, may get dramatic errors when the values of incident and boundary irradiating fluxes are close. The DA-method is dealing with the resulting flux directly and is free of this disadvantage.

All the calculations were realized by the finite elements method. One iteration was sufficient for auto adjusting of boundary condition (9), (11) in our case. The second and following iterations did not contribute to the accuracy of the solution within 1 %. Consequently, the averaged computation time for DA with auto-adaptable BC is 2 times more than with fixed BC and about

50–100 times less than “precise” solution implemented by discrete ordinates method [11]. The resulting flux near the boundary of equilateral triangular and rectangular test areas as related to its maximum value is presented on Fig. 4. The temperature of the irradiating media is 1500 K, the walls have the temperature 1300 K. The effective optical depth τ , which is presented in the notes to the Figures and Table, was calculated by the square of the two-dimensional test area S , as follows $\tau = \kappa\sqrt{S}$. At the optical depth $\tau \approx 1.0$ the accuracy of the DA is the worst. At higher $\tau > 5.0$ and lower $\tau < 0.2$ optical depth the accuracy becomes better and approaches the accuracy of the discrete ordinate solution.

For calculation of the resulting flux normal component $\partial U/\partial x$ and tangential component $\partial U/\partial y$ (which is necessary for obtaining $\cos\theta$, Eq. (11)), the finite element triangles adjacent to the corner points were taken symmetric and congruent, otherwise the computational inaccuracy may corrupt the positive effect of using of the AA BC.

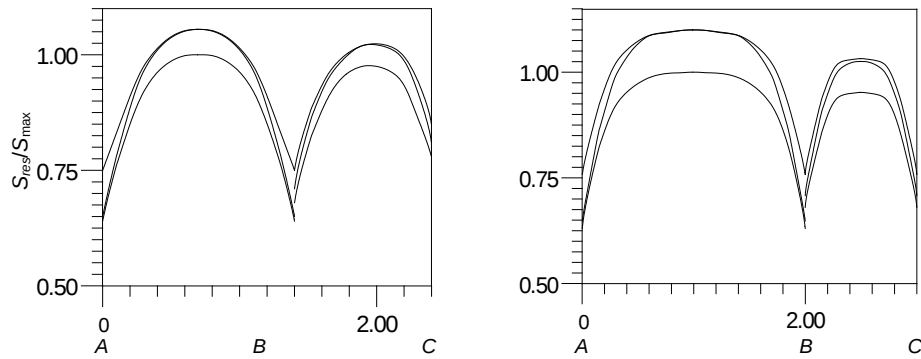


Fig. 4. The relative resulting flux along two borders of the rectangular and triangular areas, calculated by the standard DA-method – dashed, by DA with auto-adaptable BC – pointed and discrete ordinates “precise” method – solid line; effective optical depth $\tau = 1$

It follows from the calculations, Fig. 4, that new approach gives more accurate solution. Though the maximum absolute discrepancy is not reduced essentially, the averaged over the perimeter square root discrepancy of the DA with auto-adaptable BC is 1.5–2 times lower than one of the DA with conventional BC. The same tendencies are preserved for different optical depth and temperature distributions inside the volume.

The values of maximum absolute and averaged over the perimeter square root discrepancies are presented in the Tab. 1.

Table 1

Absolute and mean square averaged discrepancies for resulting radiation flux calculated by the differential approximation method with standard and auto-adaptable BC.
Optical depths $\tau = 0.5$, $\tau = 1.0$ and $\tau = 2.0$

Geometry	Method	Discrepancy, %					
		$\tau = 0.5$		$\tau = 1.0$		$\tau = 2.0$	
		Abs.	Mean sq.	Abs.	Mean sq.	Abs.	Mean sq.
Rectangular	AA BC	16	5.6	9	4.9	7	3.6
—»—	Standard BC	23	9.3	17	7.8	8	5.0
Triangular	AA BC	20	8.8	12	7.3	12	6.0
—»—	Standard BC	29	14.0	19	11	18	8.0

CONCLUSIONS

Utilization of self-consistent auto-adaptable BC let one improve accuracy of the differential approximation method. This is particularly relates to evaluation of the resulting radiation flow at the boundary.

The numerical simulation performed for “worst” optical depth conditions ($\tau = 1$) show that the mean square errors of the resulting radiative fluxes calculated along the boundary of the rectangular and triangular test areas were decreased 1.5–2 times by using auto-adaptable boundary conditions. Utilization of the mentioned approach could be recommended for the radiation fluxes determination in non-homogeneous non-symmetric two- and three-dimensional systems, such as furnaces, boilers, combustion chambers.

Good results, obtained by using the AA BC encourage one to develop new methods of auto-adaptable differential approximation basing on numerical algorithms by recalculation of anisotropy parameter a . Specific meshing may be utilized for this aim. Improvement of the DA requires standard, internationally approved benchmarks for 3D-radiation transfer problem solution. Profound testing of the auto-adaptable BC, particularly for different schematics of radiation field near the boundary, is a matter of further investigations.

REFERENCES

1. Sparrow, E. M., & Cess, R. D. (1978) *Radiation Heat Transfer*. New York, Hemisphere Publishing Co. 366 p.
2. Zeldovich, Ya. B., & Raizer, R. A. (1961) *Physics of Shock Waves and High Temperature Hydrodynamic Processes*. Moscow, Nauka. 686 p. (in Russian).
3. Chandrasekhar, S. (1960) *Radiation Transfer*. New York, Dover Publication. 393 p.
4. Vincenti, W. G., & Kruger, C. H. (1965) *Introduction to Physical Gas Dynamics*. New York, Wiley.
5. Park, H. M., Ahluwalia, R. K., & Im, K. H. (1993). Three-Dimensional Radiation in Absorbing-Emitting-Scattering Media Using the Modified Differential Approximation. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 36 (5), 1181–1189. Doi:10.1016/S0017-9310(05)80088-2.
6. Dobrego, K. V., Strelchenia, V. M., & Zhdanok, S. A. (1989) Radiative Heat Transfer in a Non-Equilibrium Nitric Oxide Synthesis Reactor. *Heat Transfer-Soviet Research*, 21, 401–435.
7. Olfe, D. B. (1967) A Modification of the Differential Approximation for Radiation Transfer. *AIAA Journal*, 5 (4), 638–643. Doi: 10.2514/3.4041.
8. Chetverushkin, B. N. (1985) *Mathematical Modeling of the Problems of Radiative Gas Dynamics*. Moscow, Nauka. 304 p. (in Russian).
9. Sath, S. B., Pech, R. E., & Tong, T. W. (1990) A Numerical Study of Heat Transfer and Combustion in Porous Reactant Burner. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 33, 1331–1338.
10. Andersen, F. M. (1995) Boundary Condition for Radiation Modelled by High Order Spherical Harmonics. *International Symposium of Radiative Heat Transfer. Book of Abstracts*. Kusadasi, Aydin, Turkey, 102 p.
11. Adzeriho, K. S., Nogotov, E. F., & Trofimov, V. P. (1993) *Radiation Heat Transfer in Two-Phase Media*. New York, CRC Press.

Представлена кафедрой ПТ и Т

Поступила 15.01.2015

ИНВАРИАНТНАЯ СИСТЕМА АВТОМАТИЧЕСКОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПРОМЕЖУТОЧНОГО СИГНАЛА ТЕПЛОЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ПАРАМЕТРА

**Докт. техн. наук, проф. КУЛАКОВ Г. Т.¹⁾,
асп. КУХОРЕНКО А. Н.²⁾, канд. техн. наук, доц. ГОЛИНКО И. М.³⁾**

¹⁾*Белорусский национальный технический университет,*

²⁾*Командно-инженерный институт МЧС Республики Беларусь,*

³⁾*Национальный технический университет Украины
«Киевский политехнический институт»*

E-mail: ANK@yandex.ru

Цифровые микропроцессорные средства автоматизации позволяют гораздо шире использовать приемы конструирования систем автоматического регулирования, а также применять в них оптимальные способы регулирования, например можно объединить метод структурно-параметрической оптимизации и теории инвариантности. Метод структурно-параметрической оптимизации позволяет существенно повысить быстродействие системы при отработке скачка задания и сократить время отработки крайнего внешнего возмущения до двух величин запаздывания по каналу регулирующего воздействия. Использование принципа инвариантности основано на дополнительном измерении наиболее опасного возмущающего воздействия, по отношению к которому и достигается улучшение качества регулирования.

В данном исследовании для существенного улучшения отработки внешнего возмущения расходом перегретого пара применен принцип инвариантности. Компенсация влияния возмущения на регулируемую величину достигается за счет введения дополнительного сигнала на вход корректирующего регулятора с выхода устройства компенсации соответствующей структуры. При этом внешнее возмущение измерено расходом перегретого пара.

Результаты моделирования переходных процессов каскадной системы автоматического регулирования, на базе которой было реализовано объединение указанных методов, показали, что при отработке внешнего возмущения расходом пара происходит уменьшение максимальной динамической ошибки регулирования в шесть раз и сокращение времени регулирования на 30 % по сравнению с каскадной системой без устройства компенсации внешнего возмущения. При этом уменьшение заданной постоянной времени критерия оптимальности отработки задания по основной регулируемой величине ведет к дальнейшему уменьшению максимальной динамической ошибки регулирования при отработке внешнего возмущения расходом пара, что и далее позволяет повысить качество регулирования.

Ключевые слова: автоматическое регулирование, метод структурно-параметрической оптимизации, теория инвариантности.

Ил. 6. Библиогр.: 11 назв.

INVARIAN AUTOMATIC CONTROL SYSTEM, USING THE INTERMEDIATE-FREQUENCY SIGNALS OF HEAT POWER PARAMETERS

KULAKOV G. T.¹⁾, KUKHORENKO A. N.²⁾, GOLINKO I. M.³⁾

¹⁾*Belarusian National Technical University,*

²⁾*Command-engineering institute of MES of the Republic of Belarus,*

³⁾*National Technical University of Ukraine "Kiev Polytechnic Institute"*

The usage of digital micro-processing automatic means allow to use design methods (technique) of automatic control systems more wider, and also to apply optimal ways of con-

trol, for example, it is possible to combine the Method of structural-parameter optimization and invariance theory. This method allow to increase essential system speed in processing of task jump and to reduce operation time of outside external disturbance up to two values of regulated influence, and the usage of invariance principle is based on an additional measuring of the most dangerous perturbation influence and in connection with it the improvement of regulation quality is achieved.

In this article the principle of invariance is applied in order to improve greatly external disturbance attack by consumption of over-heated steam. Compensation of disturbance influence on regulated value is achieving by introduction of additional signal on input of correction regulator from output of compensation device ,measuring the external disturbance by consumption of over-heated steam.

Modeling results of transient processes of cascade system of automatic control (CSAC), on the base of which were realized the unity of these methods, demonstrated the fact that, in processing of external disturbance by consumption of steam, the reduction of maximal dynamic regulation error is six times and cutting of regulation time by 30 % in comparison with CSAC without compensation device of external disturbance. And that is why it leads to the further reduction of maximal dynamic regulation error in processing of external disturbance by consumption of steam, and this allows to improve the quality of control.

Keywords: automatic control, method of structural-parameter optimization, theory of invariance.

Fig. 6. Ref.: 11 titles.

Двухконтурные системы автоматического регулирования (САР) получили широкое распространение в области автоматизации теплоэнергетических процессов (каскадные системы автоматического регулирования (КСАР) и САР с дифференцированием промежуточного сигнала) [1]. Методы параметрической оптимизации таких систем приведены в [2, 3].

Структурные схемы двухконтурных САР базировались на возможностях аналоговой техники и использовании типовых алгоритмов регулирования, полученных из передаточной функции пропорционально-интегрально-дифференциального регулятора (ПИД-регулятора). Вместе с тем возможности современных микропроцессорных средств автоматизации гораздо шире ПИД-алгоритмов регулирования.

Использование типовых двухконтурных САР не позволяет существенно улучшить качество регулирования теплоэнергетических процессов даже при их оптимальной динамической настройке. В [4–6] предложен метод структурно-параметрической оптимизации динамических систем с использованием ПИД-регуляторов на основе передаточной функции оптимального регулятора, учитывающий динамику объекта регулирования и заданную передаточную функцию системы в качестве критерия оптимальности. Метод структурно-параметрической оптимизации позволяет существенно повысить быстродействие системы при отработке скачка задания и сократить время отработки крайнего внешнего возмущения до двух величин запаздывания по каналу регулирующего воздействия. Дальнейшее улучшение качества регулирования и повышение динамической точности систем целесообразно на базе соединения метода структурно-параметрической оптимизации и теории инвариантности, т. е. теории компенсации влияния возмущения [7–10].

Одним из основных направлений развития теории инвариантности является создание систем, инвариантных до ε , приведенных первоначально в [8, 9]. Главное здесь – обеспечение условий устойчивости при приближении к состоянию абсолютной инвариантности.

Другое направление связано с использованием метода двухканальности комбинированных САР по отклонению и возмущению. Динамический смысл условия абсолютной инвариантности состоит в том, что регулятор осуществляет воздействие на объект, в точности равное внешнему воздействию, но противоположно направленное для полной компенсации возмущения. Критерий отбора физически осуществляемых абсолютно инвариантных систем впервые был предложен Б. Н. Петровым [10]: «Необходимым (но не достаточным) признаком физической реализуемости абсолютно инвариантных систем является наличие в схеме, по меньшей мере, двух каналов передачи возмущающего воздействия между точкой его приложения и точкой, относительно которой достигается инвариантность (принцип двухканальности)». При этом если передаточная функция устройства компенсации возмущения $W_{\text{ук}}(p)$ может быть представлена в виде рациональной дроби

$$W_{\text{ук}}(p) = \frac{b_0 p^m + b_1 p^{m-1} + \dots + b_{m-1} p + b_m}{a_0 p^n + a_1 p^{n-1} + \dots + a_{n-1} p + a_n}, \quad (1)$$

то для достижения условий инвариантности необходима проверка условия $m \leq n$, где m и n – старшие степени оператора Лапласа в числителе и знаменателе соотношения (1), т. е. физически реализуемое корректирующее устройство.

Пусть передаточная функция инерционного участка объекта САР температуры перегретого пара за котлом имеет вид

$$W_{\text{ин}}(p) = \frac{k_{\text{ин}}}{T_{\text{к}} p + 1} e^{-\tau_y p} = \frac{1,2}{140 p + 1} e^{-102 p}, \quad (2)$$

где $k_{\text{ин}}$ – коэффициент передачи инерционного участка; $T_{\text{к}}$ – постоянная времени инерционного участка; τ_y – время запаздывания по каналу регулирующего воздействия; p – оператор Лапласа.

Передаточная функция опережающего участка объекта регулирования представлена в виде инерционного звена первого порядка

$$W_{\text{оп}}(p) = \frac{k_{\text{оп}}}{T_{\text{оп}}^* p + 1} = \frac{6}{25,3 p + 1}, \quad (3)$$

где $k_{\text{оп}}$ – коэффициент передачи опережающего участка; $T_{\text{оп}}^*$ – эквивалентная постоянная времени опережающего участка.

При этом передаточная функция внешнего возмущения расходом пара имеет вид

$$W_{\text{в}}(p) = \frac{k_{\text{в}}}{T_{\text{в}} p + 1} = \frac{5}{30 p + 1}, \quad (4)$$

где $k_{\text{в}}$ – коэффициент передачи внешнего возмущения; $T_{\text{в}}$ – постоянная времени.

Структурная схема моделирования каскадной САР приведена на рис. 1.

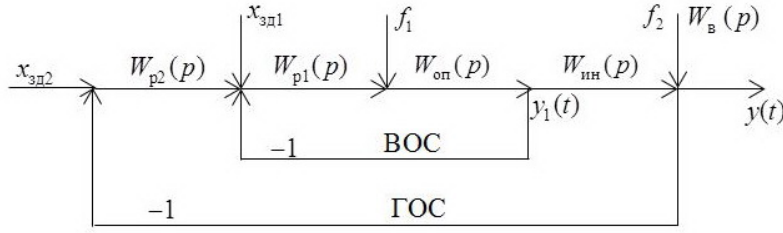


Рис. 1. Структурная схема моделирования каскадной САР (вариант 1):

$y(t)$ – основная регулируемая величина; $y_1(t)$ – промежуточная регулируемая величина;
 $x_{зд1}$ – заданное значение промежуточной регулируемой величины; $x_{зд2}$ – заданное значение основной регулируемой величины; f_1 – внутреннее возмущение; f_2 – внешнее возмущение
расходом пара; $W_{p1}(p)$ – передаточная функция стабилизирующего регулятора;
 $W_{p2}(p)$ – передаточная функция корректирующего регулятора;
 $W_{оп}(p)$ – передаточная функция опережающего участка объекта регулирования;
 $W_{ин}(p)$ – передаточная функция инерционного участка объекта регулирования;
 $W_в(p)$ – передаточная функция внешнего возмущения расходом пара;
БОС – внутренняя обратная связь; ГОС – главная обратная связь

Передаточную функцию стабилизирующего регулятора $W_{p1}(p)$ выбираем с помощью метода структурно-параметрической оптимизации. Запишем передаточную функцию внутреннего контура замкнутой системы $W_{y,x_{зд1}}(p)$ по задающему воздействию промежуточной регулируемой величины

$$W_{y,x_{зд1}}(p) = \frac{W_{p1}(p)W_{оп}(p)}{1 + W_{p1}(p)W_{оп}(p)}. \quad (5)$$

Передаточную функцию внутреннего контура выбираем так, чтобы она соответствовала критерию качества по задающему воздействию

$$W_{y,x_{зд1}}(p) = W_{зд1}^{opt}(p), \quad (6)$$

где $W_{зд1}^{opt}(p)$ – оптимальная передаточная функция внутреннего контура по задающему воздействию.

С учетом (6) передаточная функция (5) примет следующий вид:

$$W_{зд1}^{opt}(p) = \frac{W_{p1}(p)W_{оп}(p)}{1 + W_{p1}(p)W_{оп}(p)}. \quad (7)$$

Из передаточной функции (7) находим передаточную функцию оптимального стабилизирующего регулятора

$$W_{p1}(p) = \frac{1}{W_{оп}(p)} \frac{W_{зд1}^{opt}(p)}{1 - W_{зд1}^{opt}(p)}. \quad (8)$$

Так как передаточная функция опережающего участка (3) имеет первый порядок, то $W_{зд1}^{opt}$ принимаем в следующем виде:

$$W_{зд1}^{opt}(p) = \frac{1}{T_{зд1}p + 1}, \quad (9)$$

где $T_{зд1}$ – заданная постоянная времени инерционного звена первого порядка.

Подставив (3) и (9) в (8), получим (для стабилизирующего регулятора) передаточную функцию ПИ-регулятора с одним параметром динамической настройки $T_{зл1}$

$$W_{p1}(p) = \frac{T_{оп}^* p + 1}{k_{оп} T_{зл1} p} = \frac{25,3p + 1}{6T_{зл1} p}. \quad (10)$$

Определение численного значения $T_{зл1}$ осуществляем с использованием ряда чисел правила золотого сечения [11], приняв за целое $T_{оп}^*$. Выбираем следующее значение постоянной времени критерия оптимальной обработки задания внутренним контуром

$$T_{зл1} = 0,382T_{оп}^* = 9,66 \text{ с}. \quad (11)$$

Передаточную функцию корректирующего регулятора $W_{p2}(p)$ выбираем также с помощью метода структурно-параметрической оптимизации. Для этого определяем передаточную функцию эквивалентного объекта с учетом передаточных функций объекта (2) и заданной передаточной функции внутреннего контура (9)

$$\begin{aligned} W_{эв}(p) &= W_{об}(p)W_{зл1}^{opt} = \frac{k_{ин}}{(T_k p + 1)(T_{зл1} p + 1)} e^{-\tau_y p} = \\ &= \frac{1,2}{(140p + 1)(T_{зл1} p + 1)} e^{-102p}. \end{aligned} \quad (12)$$

Так как передаточная функция эквивалентного объекта (12) имеет второй порядок с запаздыванием, заданная передаточная функция $W_{зл2}^{opt}(p)$ критерия оптимальности основной регулируемой величины при обработке скачка задания $x_{зл2}$ принимает следующий вид:

$$W_{зл2}^{opt}(p) = \frac{e^{-\tau_y p}}{(T_{зл2} p + 1)^2}, \quad (13)$$

где $T_{зл2}$ – заданная постоянная времени критерия оптимальности обработки задания по основной регулируемой величине, выбираемая по правилу золотого сечения [11] с учетом максимальной величины регулирующего воздействия, приняв за целое условное запаздывание τ_y по каналу регулирующего воздействия.

Подставив (12) и (13) в передаточную функцию оптимального регулятора, получим передаточную функцию корректирующего устройства с одним параметром динамической настройки $T_{зл2}$

$$W_{p2}(p) = \frac{(140p + 1)(T_{зл1} p + 1)}{1,2(T_{зл2} p + 1)^2} \frac{1}{1 - \frac{e^{-\tau_y p}}{(T_{зл2} p + 1)^2}}. \quad (14)$$

Выбор численных значений $T_{зд2}$ осуществляем с использованием ряда чисел правила золотого сечения [11], приняв за целое τ_y . Выбираем следующие значения заданной постоянной времени:

$$T_{зд2} = 0,09\tau_y = 9,18 \text{ с}; T_{зд2} = 0,146\tau_y = 14,89 \text{ с}; T_{зд2} = 0,236\tau_y = 24,07 \text{ с}. \quad (15)$$

Результаты моделирования переходных процессов САР при основных возмущениях с использованием пакета Simulink программного обеспечения MatLab представлены на рис. 2.

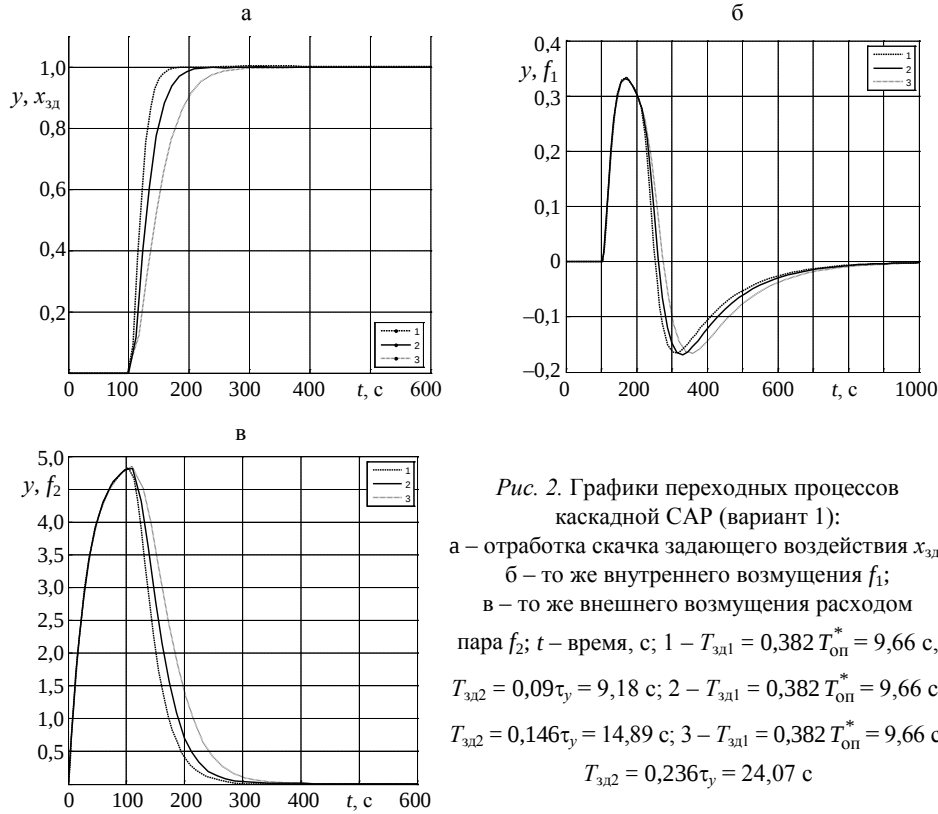


Рис. 2. Графики переходных процессов каскадной САР (вариант 1):

а – отработка скачка задающего воздействия $x_{зд}$;
б – то же внутреннего возмущения f_1 ;
в – то же внешнего возмущения расходом пара f_2 ; t – время, с; 1 – $T_{зд1} = 0,382 T_{оп}^* = 9,66$ с,
 $T_{зд2} = 0,09\tau_y = 9,18$ с; 2 – $T_{зд1} = 0,382 T_{оп}^* = 9,66$ с,
 $T_{зд2} = 0,146\tau_y = 14,89$ с; 3 – $T_{зд1} = 0,382 T_{оп}^* = 9,66$ с,
 $T_{зд2} = 0,236\tau_y = 24,07$ с

Из графиков переходных процессов видно, что отработка скачка задания происходит без перерегулирования, причем с уменьшением величины $T_{зд2}$ время регулирования сокращается, отработка внутреннего и внешнего возмущений также улучшается с уменьшением $T_{зд2}$.

Преобразуем структурную схему каскадной САР, изображенную на рис. 1, в предлагаемую схему, представленную на рис. 3.

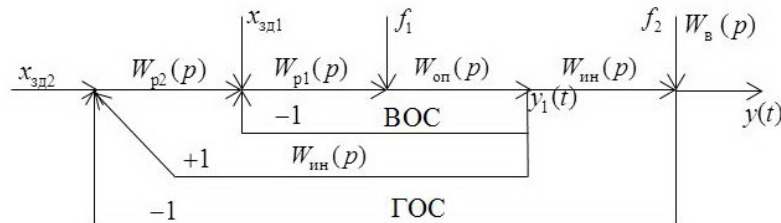


Рис. 3. Структурная схема моделирования каскадной САР (вариант 2)
(обозначения те же, что на рис. 1)

Выход датчика промежуточной регулируемой величины $y_1(t)$ подаем на вход полной модели инерционного участка объекта регулирования, выход которой подаем в виде положительного сигнала на вход корректирующего регулятора для полной компенсации сигнала главной обратной связи при отработке задания по основной регулируемой величине. Затем выбираем структуру физически реализуемого корректирующего устройства как компенсатора динамики внутреннего контура системы и инерционного участка объекта регулирования

$$W_{p2}(p) = \frac{(T_{зд1}p + 1)(T_{кp}p + 1)}{k_{ин}(T_{зд2}p + 1)^2}. \quad (16)$$

Анализ результатов моделирования переходных процессов САР, при основных возмущениях, приведенных на рис. 4, показывает, что отработка скачка задания и внешнего возмущения расходом пара идентична в обеих схемах на рис. 1 и 3. При этом уменьшилась максимальная динамическая ошибка регулирования при отработке внутреннего возмущения, и переходный процесс не меняет знак, что важно для теплоэнергетических объектов регулирования, так как способствует повышению надежности работы и увеличивает срок службы металла пароперегревателя.

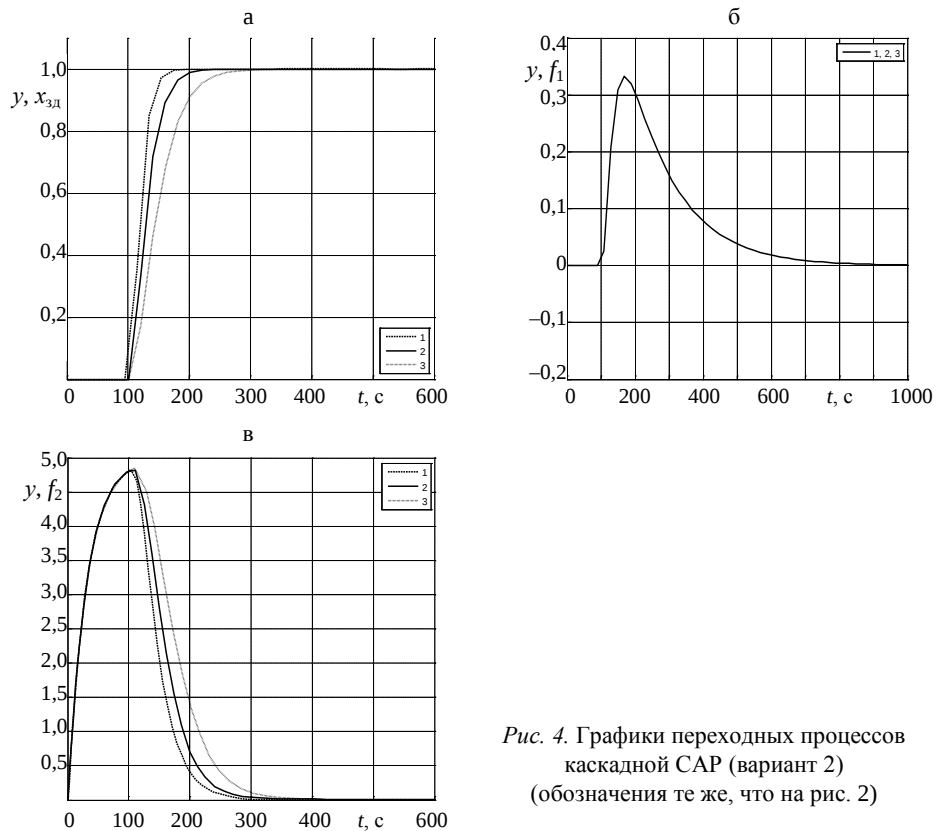


Рис. 4. Графики переходных процессов каскадной САР (вариант 2) (обозначения те же, что на рис. 2)

Для существенного улучшения отработки внешнего возмущения расходом перегретого пара применим принцип инвариантности для компенсации влияния возмущения на регулируемую величину за счет введения до-

полнительного сигнала на вход корректирующего регулятора с выхода устройства компенсации соответствующей структуры (рис. 5), измерив дополнительно внешнее возмущение расходом перегретого пара f_2 .

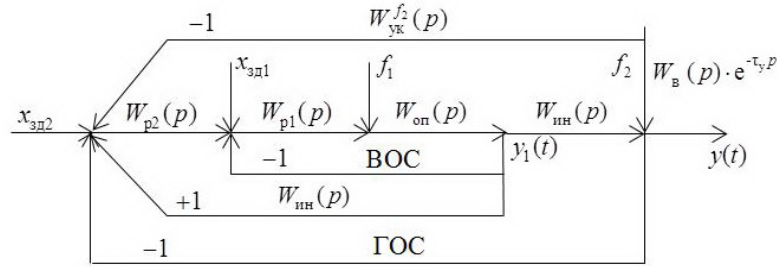


Рис. 5. Структурная схема моделирования инвариантной САР:

$W_{ук}^{f_2}(p)$ – передаточная функция устройства компенсации внешнего возмущения
(остальные обозначения те же, что на рис. 1)

Передаточную функцию устройства компенсации $W_{ук}^{f_2}(p)$ выбираем из условия

$$W_{ук}^{f_2}(p)W_{зд2}^{opt}(p) = [1 - W_{зд2}^{opt}(p)]W_{в}(p)e^{-\tau_y p}. \quad (17)$$

Из (17) находим передаточную функцию устройства компенсации

$$W_{ук}^{f_2}(p) = \frac{W_{в}(p)}{W_{зд2}^{opt}(p)} [1 - W_{зд2}^{opt}(p)]. \quad (18)$$

Для того чтобы в устройстве компенсации физически реализовать отношение $W_{в}(p)/W_{зд2}^{opt}(p)$, необходимо в передаточную функцию внешнего возмущения расходом пара добавить звено запаздывания со временем, равным запаздыванию по каналу регулирующего воздействия, т. е. при плановом изменении нагрузки котла вначале изменяют задание корректирующему регулятору, а затем в момент времени, равный запаздыванию по каналу регулирующего воздействия, осуществляют переход на новую нагрузку.

С учетом (13), приняв балластную постоянную времени знаменателя передаточной функции устройства компенсации $T_{зд2} = T_{зд3}$, искомая передаточная функция устройства компенсации примет следующий вид:

$$W_{ук}^{f_2}(p) = \frac{k_{в}(T_{зд2}p + 1)}{T_{в}p + 1} \left[1 - \frac{e^{-\tau_y p}}{(T_{зд2}p + 1)^2} \right] = \frac{5(T_{зд2}p + 1)}{30p + 1} \left[1 - \frac{e^{-\tau_y p}}{(T_{зд2}p + 1)^2} \right]. \quad (19)$$

Оптимальный выбор численного значения $T_{зд2}$ осуществляем с использованием ряда чисел правила золотого сечения [11], приняв за целое τ_y . Выбираем следующие значения заданной постоянной времени:

$$T_{зд2} = 0,09\tau_y = 9,18 \text{ с}; T_{зд2} = 0,146\tau_y = 14,89 \text{ с}; T_{зд2} = 0,236\tau_y = 24,07 \text{ с}. \quad (20)$$

Результаты моделирования переходных процессов инвариантной САР (рис. 5) представлены на рис. 6.

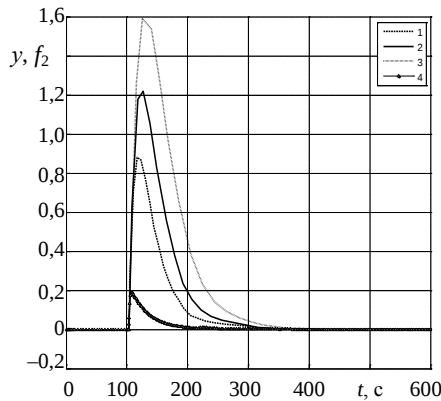


Рис. 6. График переходных процессов отработки внешнего возмущения расходом пара f_2 ; t – время, с; 1 – $T_{зд1} = 0,382 T_{оп}^* = 9,66$ с, $T_{зд2} = 0,09\tau_y = 9,18$ с; 2 – $T_{зд1} = 0,382 T_{оп}^* = 9,66$ с, $T_{зд2} = 0,146\tau_y = 14,89$ с; 3 – $T_{зд1} = 0,382 T_{оп}^* = 9,66$ с, $T_{зд2} = 0,236\tau_y = 24,07$ с; 4 – $T_{зд1} = 0,382 T_{оп}^* = 9,66$ с, $T_{зд2} = 0,0131\tau_y = 1,34$ с

Из графиков переходных процессов видно, что использование принципа инвариантности в предлагаемой каскадной САР на рис. 5 позволяет добиться с применением третьего варианта при отработке внешнего возмущения расходом пара уменьшения максимальной динамической ошибки регулирования в шесть раз и сократить время регулирования на 30 % по сравнению с каскадной САР без устройства компенсации внешнего возмущения. Снижение постоянной времени $T_{зд2}$ в схеме на рис. 5 ведет к дальнейшему уменьшению максимальной динамической ошибки регулирования при отработке внешнего возмущения расходом пара, существенно повысив при этом качество регулирования (кривая 4 на рис. 6).

ВЫВОДЫ

1. Предложена инвариантная система автоматического регулирования при плановом изменении нагрузки, структура которой выбирается на основе использования метода структурно-параметрической оптимизации динамических систем, отличающаяся тем, что:

- перед переходом на новую нагрузку котла вначале изменяют задание корректирующему регулятору с выхода устройства компенсации дополнительно измеренного внешнего возмущения, затем осуществляется переход на новую нагрузку котла;
- структуру и динамическую настройку стабилизирующего регулятора выбирают на основе передаточной функции оптимального регулятора на одновременную качественную отработку задающего сигнала по промежуточной регулируемой величине и внутреннего возмущения;
- для компенсации сигнала главной обратной связи при отработке задания по основной регулируемой величине выход промежуточной регулируемой величины подают на вход полной модели инерционного участка объекта регулирования, выход которой положительным сигналом подают на вход корректирующего регулятора;
- передаточную функцию корректирующего регулятора выбирают из условия компенсации динамики внутреннего контура системы и инерционного участка объекта регулирования.

2. Передаточную функцию устройства компенсации находят из условия инвариантности основной регулируемой величины по отношению к крайнему внешнему возмущению с учетом заданной передаточной функции системы по основной регулируемой величине.

3. Предлагаемая инвариантная каскадная система автоматического регулирования позволяет существенно улучшить качество регулирования при основных воздействиях.

ЛИТЕРАТУРА

1. П л е т н е в, Г. П. Автоматизация технологических процессов и производств в теплоэнергетике: учеб. для студентов вузов / Г. П. Плетнев. – 4-е изд., перераб. – М.: Издательский дом МЭИ, 2007. – 352 с.
2. Р о т а ч, В. Я. Теория автоматического управления: учеб. для вузов / В. Я. Ротач. – 5-е изд., перераб. и доп. – М.: Издательский дом МЭИ, 2010. – 396 с.
3. К у з ь м и ц к и й, И. Ф. Теория автоматического управления: учеб. / И. Ф. Кузьмицкий, Г. Т. Кулаков. – Минск: БГТУ, 2010. – 574 с.
4. К у л а к о в, Г. Т. Методика структурно-параметрической оптимизации каскадных систем автоматического регулирования на основе модифицированного упредителя Смита / Г. Т. Кулаков, А. Т. Кулаков, В. В. Кравченко // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 2012. – № 2. – С. 40–45.
5. С т р у к т у р н о - п а р а м е т р и ч е с к а я оптимизация систем автоматического регулирования с дифференцированием промежуточного сигнала / Г. Т. Кулаков [и др.] // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 2012. – № 3. – С. 64–71.
6. К у л а к о в, Г. Т. Структурно-параметрическая оптимизация динамических систем как основа внедрения базисных инноваций в области автоматизации технологических процессов и производств / Г. Т. Кулаков // Трансфер технологий от науки к бизнесу: материалы V Междунар. симпозиума, Алушта, 15–20 сентября 2013 г. – Киев; Симферополь; Алушта: НАН Украины, Центр исслед. науч.-техн. потенциала и истории науки имени Г. М. Доброва, 2013. – С. 27–31.
7. К у х т е н к о, А. И. Проблема инвариантности в автоматике / А. И. Кухтенко. – Киев: Гостехиздат УССР, 1963. – 270 с.
8. Л у з и н, Н. Н. К абсолютной инвариантности и инвариантности по ϵ в теории дифференциальных уравнений. Ч. I / Н. Н. Лузин, П. И. Кузнецов // Доклады академии наук СССР. – 1946. – Т. 51, № 4. – С. 247–249.
9. Л у з и н, Н. Н. К абсолютной инвариантности и инвариантности по ϵ в теории дифференциальных уравнений. Ч. III / Н. Н. Лузин, П. И. Кузнецов // Доклады академии наук СССР. – 1951. – Т. 80, № 3. – С. 325–327.
10. П е т р о в, Б. Н. О реализуемости условий инвариантности / Б. Н. Петров // Теория инвариантности и ее применение в автоматических устройствах: труды конференции, 16–20 октября 1958 г. – Киев: Изд-во АН УССР, 1959. – С. 59–80.
11. С о р о к о, Э. М. Золотые сечения, процессы самоорганизации и эволюции систем: введение в общую теорию гармонизации систем / Э. М. Сороко. – М.: КомКнига, 2006. – 264 с.

REFERENCES

1. P l e t n e v, G. P. (2007) *Automation of Technological Processes and Industries in Heat Power Engineering*. 4th ed. Moscow, Publishing House, Moscow Power Engineering Institute. 352 p. (in Russian).
2. R o t a c h, V. Ya. (2010) *Theory of Automatic Control*. 5th ed. Moscow, Publishing House, Moscow Power Engineering Institute. 396 p. (in Russian).
3. K u s m i t s k i y, I. F., & Kulakov, G. T. (2010) *Theory of Automatic Control*. Minsk: BSTU [Belarusian State Technological University]. 574 p. (in Russian).
4. K u l a k o v, G. T., Kulakov, A. T., & Kravchenko, V. V. (2012) Methodology of Structural-Parameter Optimization of Cascade Automatic Control Systems on the Base of Modified Predictor Smit. *Izvestiia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii – Ener-*

getika [Proceedings of Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Power Engineering], 2, 40–45 (in Russian).

5. Kulakov, G. T., Kulakov, A. T., Korzun, M. L., & Basalai, D. V. (2012) Structural & Parametric Optimization of Automatic Control Systems with Differentiated Intermediate – Frequency Signal. *Izvestiia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii – Energetika* [Proceedings of Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Power Engineering], 3, 64–71 (in Russian).

6. Kulakov, G. T. (2013) Structural & Parametric Optimization of Dynamic Systems as the Foundation of Essential Innovations Implementation in the Field of Automation of Technological Processes and Industries. *Materialy V Mezhdunar. Simpoziuma “Transfert Tekhnologii ot Nauki k Biznesu”* [Works of the 5th International Academic “Transfer of Technologies From Science to Business”]. Kiev-Simferopol-Alushta: National Academy of Sciences of Ukraine, Investigation Center of Scientific – Technical Potential and History of Science Named after G. M. Dobrova, 27–31 (in Russian).

7. Kulkhenko, A. I. (1963) *Problems of Invariance in Automation Engineering*. Kiev, Gostehizdat of USSR. 270 p. (in Russian).

8. Lusin, N. N., & Kusnetsov, P. I. (1946) To Absolute Invariance and Invariance Through ε in Differential Equations Theory. Part I. *Doklady Akademii Nauk SSSR* [Proceedings of the Academy of Science of USSR], 51 (4), 247–249 (in Russian).

9. Lusin, N. N., & Kusnetsov, P. I. (1951) To Absolute Invariance and Invariance Through ε in Differential Equations Theory. Part III. *Doklady Akademii Nauk SSSR* [Proceedings of the Academy of Science of USSR], 80 (3), 325–327 (in Russian).

10. Petrov, B. N. (1959) About Realization of Invariance Conditions. *Invariance Theory and its Application in Automatic Devices. Proceedings of Conference. Kiev 16–20 October 1958*. Kiev: Publisher Academy of Sciences of the USSR, 59–80 (in Russian).

11. Soroko, E. M. (2006) *Golden Section, Self-Organization Processes and Evolution of Systems: Introduction in General Theory of System's Harmonization*. Moscow, KomKniga. 264 p. (in Russian).

Представлена кафедрой ТЭС

Поступила 07.07.2017

УДК 621.003.019

ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТЬ РАЗЛИЧНЫХ СПОСОБОВ ЦЕНТРАЛЬНОГО ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ

Доктора техн. наук, профессора ПИИР А. Э.¹⁾, КУНТЫШ В. Б.²⁾,
инж. ВЕРЕЩАГИН А. Ю.²⁾

¹⁾Северный (Арктический) федеральный университет имени М. В. Ломоносова,

²⁾Белорусский государственный технологический университет

E-mail: ado@piir.ru

Приведено сравнение расчетов топлива на приготовление горячей сетевой воды с помощью различных технологических установок, преобразующих теплоту высокого потенциала от продуктов сгорания топлива либо в процессе необратимого теплообмена с теплоносителем, либо с помощью тепловых двигателей, позволяющих снизить потери работоспособности и тем самым сэкономить топливо. Рассмотрены пять типов установок – от самой простой до самой сложной в двух вариантах, когда теплообменники и машины идеальны и когда оборудование имеет известную степень совершенства:

1) водогрейная котельная на органическом топливе;

2) электрокотельная, получающая энергию по линии электропередачи от конденсационной электростанции;

- 3) сетевой подогреватель ТЭЦ, получающий пар от теплофикационной турбины;
- 4) сетевой подогреватель КЭС, питаемый паром от редукционно-охладительной установки;
- 5) тепловой насос, получающий энергию по линии электропередачи от ТЭЦ.

Исследованы три идеальных обратимых способа трансформации теплоты высокого потенциала в теплоту низкого потенциала с помощью понижающего, повышающего и предложенного авторами комбинированного термотрансформаторов и показана их полная термодинамическая равноценность. Для реализации идеального цикла комбинированного термотрансформатора предложена универсальная установка для выработки электроэнергии, холода и теплоты двух потенциалов для горячего водоснабжения и отопления на базе газовых компрессоров и газовых турбин. Данные результаты представляются весьма актуальными для энергетиков стран с неуклонным ростом потребления органического топлива и его стоимости, реализующих программы энергосбережения.

Анализ показал, что количество полученной теплоты низкого потенциала на единицу затраченной теплоты высокого потенциала составило для идеальных установок: электродвигательной – 0,7; водяной котельной – 1,0; для теплового насоса, теплофикационной турбины и комбинированного термотрансформатора – 4,9. Увеличение количества теплоты низкого потенциала по сравнению с затраченной теплотой высокого потенциала не является нарушением законов термодинамики, а наоборот, прямым их следствием, поскольку при этом преобразовании сохраняется постоянной работоспособность теплоты. Для реальных вариантов этих установок коэффициенты преобразования составили соответственно: 0,415; 0,9; 1,53; 2,8; 1,47. Таким образом, еще раз получено, что ТЭЦ является самым эффективным источником теплоты для отопления и превосходит электродвигательную в семь раз, а установки с тепловыми насосами – в два раза. Универсальная энергоустановка сопоставима по эффективности с тепловым насосом, но превосходит его благодаря своей многофункциональности.

Ключевые слова: тепловой насос, водогрейная котельная, электродвигательная, сетевой подогреватель, коэффициент преобразования теплоты.

Ил. 3. Табл. 1. Библиогр.: 11 назв.

ENERGY EFFICIENCY OF DIFFERENT WAYS OF CENTRAL HEATING

PIIR A. E.¹⁾, KUNTYSH V. B.²⁾, VERESHCHAGIN A. Yu.²⁾

¹⁾*Northern (Arctic) Federal University named after M. V. Lomonosov,*

²⁾*Belarusian State Technological University*

The article shows the calculation comparison of fuel for producing of heat-line water with a help of different technological installations, transforming (converting) high-grade heat from burning process of fuel or in the process of non-reversible heat exchange with coolant (heating agent), or with a help of heat engines, which allow to decrease losses of working efficiency and thus to reduce the use of fuel. There were considered five types of plants beginning from the simplest one up to the most complex in two variants, when the heat exchangers and machines are perfect (ideal) and when equipment has the known degree of efficiency (perfection):

- 1) water-heat boiler station, working on organic fuel;
- 2) electrical boiler station, obtaining energy on power transmission lines from condensing power station;
- 3) line heater of TPP, obtaining steam from heating turbine;
- 4) line heater CPP, powered by steam from pressure reducing unit;
- 5) heat pump, producing energy on power supply lines from TPP.

In this article were investigated three ideal reversible ways of transformation of high-grade heat into low-grade heat with a help of decreasing and increasing and combined (suggested by the authors) heat transformers and their thermodynamic equivalence was shown in this article. And there were suggested universal installation for electric energy generation, cold and heat of two grades for heat-water supply and the heating process on the base of gas

compressors & gas turbines. These results are so important (actual) for power engineers of the countries with increasing consumption of organic fuel and its enhancement in value and realizing programs of energy saving .

The analysis shows, that the quality of produced low-grade heat per unit of used high-grade heat for ideal plants (installations) is: electrical boiler unit – 0.7; water boiler unit – 1.0; for heat pump, heating turbine, combined heat transformers – 4.9. Increasing of quality of high-grade heat does not break the Law of Thermodynamics, just on the contrary, thank this the constant heat efficiency is remained. Conversion ratio for real variants of these plants are: 0.415; 0.9; 1.53; 2.8; 1.47. Thus, it is once more proved, that TPP is the most efficient source of heat for heating process and stands head above electrical boiler unit in 7 times, above plants with heat pumps in 2 times. Universal electric power plant is comparable in efficiency with heat pump system, but outperforms it due to its multi-functionality.

Keywords: heat pump, water-heat boiler unit, electrical boiler station, network heating device, conversion effectiveness of heat.

Fig. 3. Tab. 1. Ref.: 11 titles.

Россия – самая холодная из обитаемых территорий мира, население которой вынуждено тратить на обогрев жилых и общественных зданий в 2–3 раза больше теплоты (до 5 Гкал/(год·чел.)), чем жители стран Европы и Северной Америки, расположенных на той же широте. Кроме того, на горячее водоснабжение жителям России по нормам полагается 2 Гкал/(год·чел.) [1]. Поэтому использование наиболее рационального способа центрального теплоснабжения – весьма актуальная задача. Необходимую для отопления теплоту низкого потенциала получают от продуктов сгорания топлива либо непосредственно в процессе необратимого теплообмена с теплоносителем, либо с помощью различного рода энергоустановок, позволяющих снизить потери работоспособности теплоты высокого потенциала и сэкономить топливо благодаря трансформации теплоты высокого потенциала в теплоту низкого потенциала [2, 3].

При централизованном теплоснабжении применяют пять основных технологических установок для подогрева сетевой воды:

- 1) водогрейную котельную на органическом топливе [4];
- 2) электродогрейную, питаемую энергией по линии электропередачи от конденсационной электростанции [5];
- 3) сетевой подогреватель ТЭЦ, обогреваемый паром из отбора теплофикационной турбины [6];
- 4) сетевой подогреватель КЭС, питаемый редуцированным свежим паром [7];
- 5) теплонасосную установку, снабжаемую энергией по линии электропередачи от тепловой электростанции [8].

Указанные схемы теплоснабжения различаются стоимостью оборудования и его термодинамическим совершенством. Это определяет случаи и области применения установок в качестве основных, пиковых или резервных источников теплоты.

Несмотря на широкое распространение различных генераторов теплоты низкого потенциала, в вопросе их тепловой экономичности существуют противоречивые мнения даже среди специалистов, которые затрудняются сказать, какие из установок выгоднее: теплофикационная турбина или тепловой насос, водогрейный котел или пиковый паровой подогреватель ТЭЦ? Чтобы восполнить этот пробел, сравним с единых термодинамиче-

ских позиций тепловую экономичность установок, используемых для централизованного теплоснабжения жилых районов. В качестве критерия тепловой эффективности установок выберем коэффициент преобразования теплоты ψ , равный отношению количества полученной теплоты низкого потенциала q_2 к затраченной теплоте высокого потенциала q_1 [9]:

$$\psi = \frac{q_2}{q_1}. \quad (1)$$

Сначала определим теоретические коэффициенты преобразования для идеальных установок с изотермическими процессами подвода и отвода теплоты, а затем и для реальных установок теплоснабжения.

Электрокотел. Согласно энергобалансу идеального электрокотла, количество переданной потребителю теплоты q_2 равно потреблению электроэнергии w

$$q_2 = w. \quad (2)$$

На получение энергии в количестве w в идеальном цикле Карно, действующем в интервале температур T_1 и T_0 , была затрачена теплота высокого потенциала T_1 в количестве

$$q_1 = \frac{w}{\eta_{10}^K}, \quad (3)$$

где η_{10}^K – термический КПД цикла Карно в интервале температур T_1 и T_0 .

Таким образом, коэффициент преобразования теплоты при электронагреве равен

$$\psi_{\text{э}} = \frac{q_2}{q_1} \eta_{10}^K < 1. \quad (4)$$

При теплоснабжении от электрокотельной количество полученной потребителями теплоты всегда меньше количества теплоты, затраченной на выработку электроэнергии.

Водогрейный котел. Согласно тепловому балансу идеального водогрейного котла, количество затраченной теплоты высокого потенциала q_1 (T_1) равно количеству полученной теплоты низкого потенциала q_2 (T_2) с горячей водой

$$q_1 = q_2, \quad (5)$$

поэтому коэффициент преобразования теплоты для идеального водогрейного (или парового) котла составит

$$\psi_{\text{в}} = \frac{q_2}{q_1} = 1. \quad (6)$$

То есть при необходимой трансформации теплоты высокого потенциала в теплоту низкого потенциала потребители получают теплоты ровно столько, сколько выделилось при сжигании топлива.

Термотрансформаторы. Рассмотрим термодинамические закономерности обратимой трансформации теплоты с помощью тепловых двигателей. Как известно, при обратимой трансформации теплоты ее эксергия остается неизменной, а количество полученной $q_п$ и затраченной $q_з$ теплоты связано соотношением

$$\frac{q_п}{q_з} = \frac{\eta_{к_з}}{\eta_{к_п}} \neq 1,$$

где $\eta_{к_з}$ и $\eta_{к_п}$ – КПД цикла Карно в интервале температур между соответствующим источником и окружающей средой.

Устройство, позволяющее обратимым путем преобразовать теплоту от источника с одной температурой в теплоту с другой температурой, называется термотрансформатором (ТТ) [2]. По виду источника и направлению передачи теплоты ТТ подразделяются на повышающие, понижающие и комбинированные [3]. Их промышленными аналогами являются тепловые насосы и холодильные установки, теплофикационные установки ТЭЦ и универсальные энергетические установки для совместной выработки горячей воды, холодного воздуха и электроэнергии, применяемые в США для энергоснабжения крупных зданий. Идеальные термодинамические циклы повышающего, понижающего и комбинированного ТТ приведены на рис. 1.

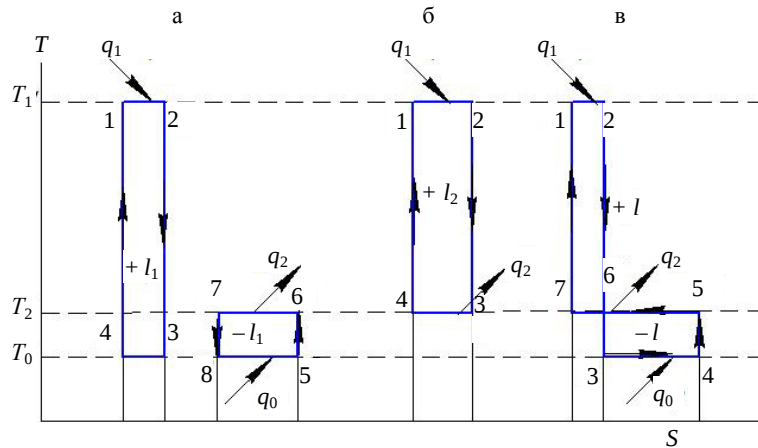


Рис. 1. Идеальные термодинамические циклы для обратимой трансформации теплоты высокого потенциала T_1 в теплоту низкого потенциала T_2 с помощью ТТ:
а – повышающего; б – понижающего; в – комбинированного

Исследуем эффективность преобразования теплоты высокого потенциала T_1 в теплоту низкого потенциала T_2 с помощью различных типов ТТ.

1. *Повышающий ТТ* (рис. 1а). Получение полезной теплоты q_2 путем трансформации теплоты q_0 из окружающей среды в тепловом насосе выполняется с помощью обратного цикла Карно (0–2), действующего в интервале температур T_2 и T_0 , и требует подвода полезной работы l_1 . Запишем балансы энергии для обратного цикла Карно 5–6–7–8:

$$q_2 = l_1 + q_0; \quad q_0 = \varepsilon l_1; \quad \varepsilon = \frac{T_0}{T_2 - T_0}, \quad (7)$$

где ε – холодильный коэффициент для обратного цикла Карно.

Для получения необходимой на привод теплового насоса работы l_1 в некотором цикле Карно (1–0), действующем в интервале температур T_1 и T_0 , будет затрачена теплота q_1 высокого потенциала

$$q_1 = \frac{l_1}{\eta_{10}^K}, \quad (8)$$

где η_{10}^K – термический цикл Карно 1,

$$\eta_{10}^K = \frac{T_1 - T_0}{T_1}.$$

Из формул (7) и (8) получим выражение для теоретического коэффициента преобразования теплоты высокого потенциала T_1 в теплоту низкого потенциала T_2

$$\psi = \frac{q_2}{q_1} = \eta_{10}^K (1 + \varepsilon) = \frac{T_2}{T_1} \frac{T_1 - T_0}{T_2 - T_0} > 1. \quad (9)$$

Увеличение в несколько раз количества полученной теплоты низкого потенциала q_2 по сравнению с количеством затраченной теплоты высокого потенциала q_1 объясняется тем обстоятельством, что при обратимой трансформации сохраняется работоспособность (эксергия) теплоты. Это обстоятельство и является причиной высокой экономичности комбинированной выработки по сравнению с отдельной.

2. *Понижающий ТТ* (рис. 1б). Получение полезной теплоты низкого потенциала q_2 путем трансформации теплоты от источника высокого потенциала T_1 на ТЭЦ выполняется с помощью цикла Карно (1–2), действующего в интервале температур T_1 и T_2 , с получением полезной работы l_2 . Значит, на получение теплоты q_2 затрачена лишь часть теплоты q_1 , равная q_1^T , а другая часть q_1^P затрачена на получение работы l_2 . Запишем энергобалансы идеального цикла Карно (1–2) для интервала температур T_1 и T_2 :

$$q_1 = q_1^T + q_1^P; \quad q_1 = l_2 + q_2; \quad l_2 = q_1 \eta_{12}^K; \quad \eta_{12}^K = \frac{T_1 - T_2}{T_1}, \quad (10)$$

где η_{12}^K – КПД цикла Карно (1–2) в интервале температур T_1 и T_2 .

Если это же количество теплоты q_1 затратить в идеальном цикле Карно (1–0), действующем в интервале температур T_1 и T_0 , то можно получить больше полезной работы, чем в цикле Карно (1–2):

$$l_1 = q_1 \eta_{10}^K; \quad l_1 = l_2 + l_0. \quad (11)$$

На получение дополнительной работы l_0 в цикле Карно (1–0) затрачена часть теплоты высокого потенциала q_1 , равная

$$q_1^P = q_1 \frac{l_0}{l_1} = \frac{l_0}{\eta_{10}^K}. \quad (12)$$

Идеальный коэффициент преобразования теплоты в цикле Карно (1–2) составит величину

$$\psi = \frac{q_2}{q_1^p} = \frac{q_2}{l_0} \eta_{10}^K = \frac{\eta_{10}^K}{\eta_{20}^K} = \frac{T_2}{T_1} \frac{T_1 - T_0}{T_2 - T_0}. \quad (13)$$

Как и следовало ожидать, коэффициенты преобразования теплоты для идеальных теплофикационной и теплонасосной установок одинаковы при одинаковых начальных и конечных параметрах.

3. *Комбинированный ТТ* (рис. 1в). Получение полезной теплоты низкого потенциала q_2 за счет одновременной трансформации теплоты высокого потенциала q_1 и теплоты окружающей среды q_0 осуществляется в замкнутом процессе 1–2–3–4–5–6–7, состоящем из прямого и обратного циклов Карно одинаковой мощности:

$$q_2 = q_1 + q_0; \quad l_{1267} = l_{3456}. \quad (14)$$

Естественно, что идеальный коэффициент преобразования теплоты комбинированного ТТ также определяется формулой (13), поскольку его величина не зависит от схемы обратимой трансформации [3].

Значения идеальных коэффициентов преобразования теплоты различных установок, вычисленные при условии, что средняя термодинамическая температура источника теплоты высокого потенциала $T_1 = 1000$ К, потребителя теплоты $T_2 = 350$ К, окружающей среды $T_0 = 300$ К, приведены в табл. 1.

Таблица 1

Коэффициенты преобразования теплоты для идеальных и реальных установок теплоснабжения

Параметр	Установка для отпуска теплоты				
	Электрокотельная	Водогрейная котельная	Тепловой насос	Теплофикационная турбина	Комбинированный ТТ
Вид трансформации	Необратимая		Обратимая		
Формула для величины $\psi_{ид}$	$\frac{T_1 - T_0}{T_1}$	$\frac{q_2}{q_1}$	$\frac{T_2}{T_1} \frac{T_1 - T_0}{T_2 - T_0}$		
Величина $\psi_{ид}$	0,7	1,0	4,9		
Коэффициент преобразования теплоты реальной установки	0,415	0,900	1,530	2,800	1,400

Если для электрокотельной $\psi_{ид} = 0,7$, водогрейной котельной $\psi_{ид} = 1,0$, то для установок с обратимой трансформацией теплоты $\psi_{ид} = 4,9$, т. е. обратимая трансформация в семь раз экономичнее электрообогрева по расходу топлива.

Реализация идеального цикла комбинированного термотрансформатора (КТ) для продуктов сгорания топлива и воздуха в качестве рабочего тела возможна с помощью цикла 1–2–4–5 газотурбинной установки, совмещенной с циклом 1–2–7–8 воздушной холодильной машины (рис. 2).

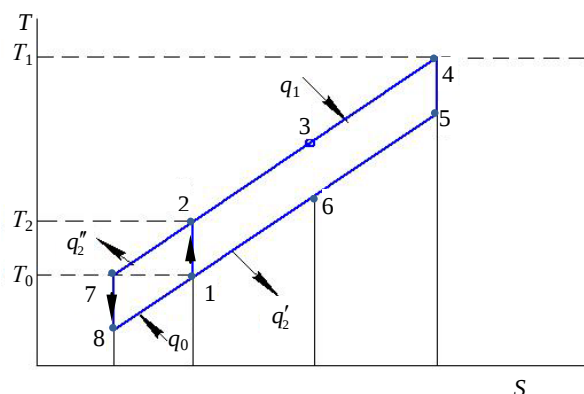


Рис. 2. Идеальный термодинамический цикл универсальной установки для производства энергии, горячей воды и холодного воздуха за счет теплоты сгорания топлива и теплоты окружающей среды

Установка КТ состоит из компрессора, турбины, детандера, камеры сгорания, холодильной камеры, подогревателей воды для горячего водоснабжения и отопления (рис. 3). Кроме того, подобная установка может вырабатывать электроэнергию на тепловом потреблении. Как видно из рис. 3, универсальная установка КТ действует следующим образом. Атмосферный воздух сжимается в компрессоре (процесс 1–2), затем часть его после подогрева уходящими газами турбины в генераторе (2–3) и камере сгорания (3–4) расширяется в турбине (4–5). После охлаждения в регенераторе (5–6) уходящие газы нагревают сетевую воду (6–1) и выбрасываются в атмосферу. Другая часть сжатого в компрессоре воздуха охлаждается в водонагревателе горячей водоснабжения (2–7), затем расширяется в турбодетандере (7–8), после чего холодный воздух поступает в холодильную камеру, а после подогрева (8–1) выбрасывается в атмосферу.

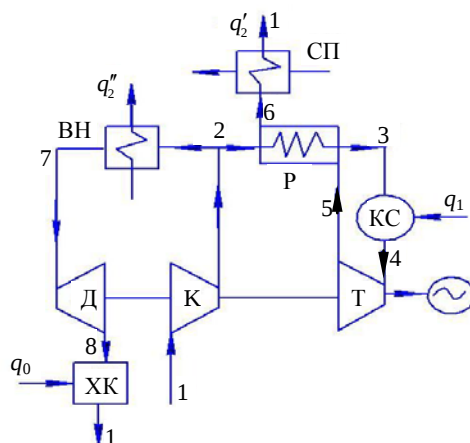


Рис. 3. Принципиальная схема универсальной установки для получения холодного воздуха, горячей воды и электрической энергии: КС – камера сгорания; Т – газовая труба; К – компрессор; Д – детандер; ВН – водонагреватель; СП – сетевой подогреватель; ХК – холодильная камера; Р – регенератор

Реальные схемы и установки центрального теплоснабжения различаются длиной цепочки преобразования энергии топлива и совершенством используемого оборудования (табл. 1). Воспользуемся известными и общепринятыми данными для оценки тепловой экономичности водогрейной

котельной, конденсационной электростанции, линии электропередачи, газотурбинной установки, теплового насоса и теплоэлектроцентрали. Наиболее простую схему трансформации теплоты продуктов сгорания имеет водогрейная котельная, где с учетом ее КПД $q_2 = q_1 \eta_{\text{кот}}$, откуда для водогрейной котельной получим действительный коэффициент преобразования, равный ее КПД:

$$\psi_d = \frac{q_2}{q_1} = \eta_{\text{кот}} \approx 0,9. \quad (15)$$

Для электрочотельной баланс энергии с учетом КПД тепловой электростанции и КПД линии электропередачи имеет вид $q_2 = q_1 \eta_{\text{КЭС}} \eta_{\text{ЛЭП}}$, откуда действительный коэффициент преобразования теплоты

$$\psi_d = \frac{q_2}{q_1} = \eta_{\text{КЭС}} \eta_{\text{ЛЭП}} = 0,45 \cdot 0,9 = 0,405. \quad (16)$$

Для тепловой установки, действующей с КПД $\eta_{\text{тн}} = 0,45$ и получающей электроэнергию через ЛЭП с КПД $\eta_{\text{ЛЭП}} = 0,9$ от тепловой электростанции с КПД $\eta_{\text{КЭС}} = 0,45$, действительный коэффициент преобразования теплоты составит

$$\psi_d = \eta_{\text{КЭС}} \eta_{\text{ЛЭП}} (1 + \varepsilon \eta_{\text{тн}}) = 0,45 \cdot 0,9 \left(1 + \frac{300}{350 - 300} \cdot 0,45 \right) = 1,53. \quad (17)$$

Для теплофикационной установки ТЭЦ с КПД получения работы $\eta_{\text{ТЭЦ}} = 0,4$ действительный коэффициент преобразования теплоты составит

$$\psi_d = \eta_{\text{ТЭЦ}} (1 + \varepsilon) = 0,4 \left(1 + \frac{300}{350 - 300} \right) = 2,8. \quad (18)$$

В универсальной газотурбинной установке трансформации теплоты с ориентировочными значениями КПД для получения работы в газотурбинной части цикла $\eta_{\text{ГТ}} = 0,35$ и КПД холодильной части цикла $\eta_{\text{х}} = 0,5$ действительный коэффициент преобразования теплоты составит

$$\psi_d = \eta_{\text{ГТ}} (1 + \varepsilon \eta_{\text{х}}) = 0,35 \left(1 + \frac{300}{350 - 300} \cdot 0,5 \right) = 1,4. \quad (19)$$

И хотя универсальные установки несколько уступают тепловому насосу по тепловой эффективности, их многофункциональность – важное техническое преимущество.

ВЫВОД

Таким образом, среди реальных источников теплоснабжения самыми расточительными потребителями топлива являются установки с электрочотлами. Водогрейные котельные вдвое экономичнее, теплонасосные установки экономичнее почти в четыре раза, но самыми экономичными (в семь раз) были и остаются теплофикационные установки ТЭЦ (табл. 1).

Выбор конкретного вида теплоснабжения производят исходя из местных условий с учетом капиталовложений, а при наличии вариантов – по результатам технико-экономического расчета стоимости тепловой энергии.

ЛИТЕРАТУРА

1. Соколов, Е. Я. Теплофикация и тепловые сети / Е. Я. Соколов. – М.: Энергоиздат, 1982. – 360 с.
2. Соколов, Е. Я. Энергетические основы трансформации тепла и процессов охлаждения / Е. Я. Соколов, В. М. Бродянский. – М.: Энергоиздат, 1981. – 320 с.
3. Шаргут, Я. Эксергия / Я. Шаргут, Р. Петела. – М.: Энергия, 1968. – 279 с.
4. Бузников, Е. Ф. Производственные и отопительные котельные / Е. Ф. Бузников, К. Ф. Роддатис, Э. Я. Берзинш. – 2-е изд. перераб. – М.: Энергоиздат, 1984. – 248 с.
5. Соколов, Е. Я. Эффективные и целесообразные области использования теплофикации, централизованного теплоснабжения и электрического метода отопления / Е. Я. Соколов // Энергетика... (Изв. высш. учебн. заведений). – 1964. – № 5. – С. 127–134.
6. Назмеев, Ю. Г. Теплообменные аппараты ТЭС: учеб. пособие для вузов / Ю. Г. Назмеев, В. М. Лавыгин. – 3-е изд. стереот. – М.: Изд-во МЭИ, 2005. – 260 с.
7. Тепловые электрические станции: учеб. для вузов / В. Д. Буров [и др.]; под ред. В. М. Лавыгина. – М.: Изд-во МЭИ, 2005. – 454 с.
8. Рей, Д. Тепловые насосы / Д. Рей, Д. Макмакл: пер. с англ. – М.: Энергоиздат, 1982. – 224 с.
9. Гохштейн, Д. П. Современные методы термодинамического анализа энергетических установок / Д. П. Гохштейн. – М.: Энергия. 1969. – 368 с.
10. Вукалович, М. П. Техническая термодинамика / М. П. Вукалович, И. И. Новиков. – М.: Энергия, 1968. – 480 с.
11. Пиир, А. Э. Эффективность выработки тепла и электроэнергии на ТЭЦ / А. Э. Пиир, В. Б. Кунтыш // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 1976. – № 12. – С. 127–131.

REFERENCES

1. Sokolov, E. Ya. (1982) *Central Heating & Heating Systems*. Moscow, Energoizdat. 360 p. (in Russian).
2. Sokolov, E. Ya., & Brodyanskiy, V. M. (1981) *Energy Bases of Heat Transformation and Cooling Processes*. Moscow, Energoizdat. 320 p. (in Russian).
3. Shargut, Ya., & Petela, R. (1968) *Exsergiya*. Moscow, Energiya. 279 p. (in Russian).
4. Buznikov, E. F., Roddatis, K. F., & Berzinsh, E. Ya. (1984). *Industrial & Heating Plants*. 2nd ed. Moscow, Energoizdat. 248 p. (in Russian).
5. Sokolov, E. Ya. (1964) Efficient and Useful Fields for Central Heating, Central Heat Supply and Electrical Method of Heating Process. *Izvestiia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii. Energetika*. [Proceedings of Higher Education Institutions. Power Engineering], 5, 127–134 (in Russian).
6. Nazmeev, Yu. G., & Lavygin, V. M. (2005) *Heat Exchange Devices TPP*. 3rd ed. Moscow, Publishing House MEI (Moscow Power Engineering Institute). 260 p. (in Russian).
7. Burrov, V. D., Dorokhov, E. V., Elizarov, D. P., Zhidkikh, V. F., Il'in, E. T., Kiselev, G. P., Lavygin, V. M., Rozhnatovskii, V. D., Sedlov, A. S., Tishin, S. G., & Tsanev, S. V. (2005) *Heat Power Stations*. Moscow, Publishing House MEI (Moscow Power Engineering Institute). 454 p. (in Russian).
8. Rey, D., & Makmaikl, D. (1982) *Heat Pumps*. Moscow, Energoizdat. 224 p. (in Russian).
9. Gokhshtein, D. P. (1969) *Modern Methods of Thermodynamics Analysis of Power Plants*. Moscow, Energiya. 368 p. (in Russian).
10. Vukalovich, M. P., & Novikov, I. I. (1968) *Engineering Thermodynamics*. Moscow, Energiya. 480 p. (in Russian).
11. Piir, A. E., & Kuntys, V. B. (1976) Efficiency of Heat and Electricity on TPP. *Izvestiia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii. Energetika*. [Proceedings of Higher Education Institutions. Power Engineering], 12, 127–131 (in Russian).

Представлена кафедрой энергосбережения,
гидравлики и теплотехники БГТУ

Поступила 16.06.2014

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ РЕМОНТИРУЕМОГО УЧАСТКА ТРУБОПРОВОДА

НИКОЛАЕВ В. В.

УМГ «Черкасытрансгаз»

E-mail: nikolaev-vv@utg.ua

Надежность бесперебойной эксплуатации магистральных трубопроводов является актуальной проблемой на этапе их эксплуатации. Решение этой задачи заключается в разработке эффективной системы предупреждения поломок и аварий магистральных трубопроводов как при проектировании и эксплуатации, так и при выборочном ремонте. Изменение прямолинейного, не нагруженного изгибающими моментами расположения приводит к изменению напряженно-деформированного состояния трубопровода. При этом нужно определить и контролировать напряженно-деформированное состояние в процессе проведения ремонтных работ.

Приведена математическая модель деформирования участка трубопровода в вязкоупругой постановке с учетом ползучести грунтов и моментального напряженного состояния трубопровода с целью оценки напряжений и несущей способности ремонтного участка трубопровода в зависимости от времени. Расчет напряженно-деформированного состояния трубопровода включает определение осевых (продольных) и окружных (кольцевых) напряжений с учетом осесимметричного деформирования и выполнен на основе полубезмоментной теории оболочек. Для обоснования достоверности данных выполнено сравнение результатов расчета с результатами решений аналитическими методами для различных случаев (деформация длинномерного участка трубопровода только под влиянием поперечного действия; деформация длинномерного участка под влиянием продольного напряжения; деформация длинномерного участка трубопровода, который лежит на упругом основании, под влиянием поперечного действия). Результаты сравнения показали, что погрешность расчетов не превышает 3 %.

С использованием разработанной модели выполнен анализ изменения напряженно-деформированного состояния участка трубопровода, который показал увеличение прогиба пролета по сравнению с решением задачи в упругой постановке. Расчетами также показано, что для корректной оценки условий эксплуатации трубопровода необходимо учитывать изменение ореола реологических процессов почв. На основании комплексного расчета трубопровода определены напряжения и зависимость прогиба трубопровода от времени для двух почв с различными реологическими свойствами.

Ключевые слова: напряженно-деформированное состояние, участок трубопровода, математическая модель деформирования.

Ил. 6. Табл. 2. Библиогр.: 10 назв.

STRESS AND STRAIN STATE OF REPAIRING SECTION OF PIPELINE

NIKOLAEV V. V.

GPM "Cherkassitransgaz"

Reliability of continuous operation of pipelines is an actual problem. For this reason should be developed an effective warning system of the main pipelines' failures and accidents not only in design and operation but also in selected repair. Changing of linear, unloaded by bending position leads to the change of stress and strain state of pipelines. And besides this, the stress and strain state should be determined and controlled in the process of carrying out the repair works.

The article presents mathematical model of pipeline's section straining in viscoelastic setting taking into account soils creep and high-speed stress state of pipeline with the purpose

of stresses evaluation and load-supporting capacity of repairing section of pipeline, depending on time. Stress and strain state analysis of pipeline includes longitudinal and circular stresses calculation with account of axis-asymmetrical straining and was fulfilled on the base of momentless theory of shells. To prove the consistency of data there were compared the calculation results and the solution results by analytical methods for different cases (long pipeline's section strain only under influence of cross-axis action; long pipeline's section strain under influence of longitudinal stress; long pipeline's section strain; which is on the elastic foundation, under influence of cross-axis action). Comparison results shows that the calculation error is not more than 3 %.

Analysis of stress-strain state change of pipeline's section was carried out with development of this model, which indicates the enlargement of span deflection in comparison with problem's solution in elastic approach. It is also proved, that for consistent assessment of pipeline maintenance conditions, it is necessary to consider the areolas of rheological processes of soils. On the base of complex analysis of pipelines there were determined stresses and time-deflection relation for two types of soils with different rheological properties.

Keywords: stress and strain state, pipeline's section, mathematical model of deformation.

Fig. 6. Tab. 2. Ref.: 10 titles.

Введение. На Украине функционирует более 40 тыс. км магистральных трубопроводов, предназначенных для транспортировки нефти и газа. Многие из них отработали четверть века и более. Под влиянием внутренней нагрузки от транспортируемых по ним продуктов, внешней среды и режима эксплуатации постепенно снижается несущая способность трубопроводов, что неизбежно приводит к их износу и требует ремонта дефектных участков, которые появляются в процессе длительной эксплуатации, к замене этих участков трубопроводов новыми. В отдельных случаях приходится снижать рабочее давление, которое значительно отличается от проектного, что, в свою очередь, приводит к сокращению объемов транспортировки нефти или газа.

Немалый возраст трубопроводов объективно связан с увеличением риска аварий и отказов при эксплуатации в случае отсутствия эффективной системы их предупреждения. Повышение надежности трубопроводов длительной эксплуатации является актуальной проблемой на этапе их эксплуатации. Решение этой задачи заключается в разработке эффективной системы предупреждения отказов магистральных трубопроводов как при проектировании и эксплуатации, так и при выборочном ремонте. Ремонты с остановкой транспортирования газа или нефти, с выпуском газа из участка в атмосферу или удалением нефти и очисткой трубопровода, подлежащего ремонту, вырезанием и ввариванием технологической катушки приводят к значительным потерям газа или нефти и к невыполнению плана транспортировки, расходам на проведение огневых работ и т. п. [1, 2]. Поэтому актуальными являются методы ремонта без прекращения транспорта продукта.

Статистический анализ аварий показал, что одна из причин снижения надежности стальных трубопроводов – механические повреждения и коррозия металла труб [3]. Большая часть дефектов далека друг от друга, поэтому для их устранения требуется выборочный ремонт.

В технологический цикл ремонта линейной части магистрального трубопровода включается создание ремонтного котлована. При проведении земляных работ по раскопке трубопровода на открытом участке трубопро-

вод меняет свое проектное положение. Изменение прямолинейного, не нагруженного изгибающими моментами расположения приводит к изменению напряженно-деформированного состояния (НДС) трубопровода. Это связано с тем, что при выемке грунта он провисает. Изменение температурного поля, в свою очередь, приводит к появлению дополнительных осевых усилий, действующих на трубопровод [4–7]. Кроме того, изменяется податливость основы почвы на краях котлована.

СНиП 2.05.06–85 [8] не дает прямых указаний или методических рекомендаций по определению напряжений в наиболее нагруженном сечении трубопровода с учетом изменения во времени несущей способности грунта на ремонтном участке. При этом требуется разработка математических моделей и методов расчета НДС ремонтного участка трубопровода, учитывающая влияние реологических процессов почв. Это позволит в большем объеме отображать действительные условия работы и решать проблемы прогнозирования конструктивной надежности трубопроводной системы уже на стадии проектирования.

Математическая модель деформирования участка трубопровода на вязкоупругой основе с учетом ползучести грунтов и моментального напряженного состояния трубопровода на границах ремонтного котлована приводится автором. Уравнение продольно-поперечного изгиба длинномерного участка трубопровода ($L/l > 3$) на вязкоупругой основе получено с учетом развития теории продольно-поперечного изгиба балки на упругом основании

$$El(x)\frac{d^4w}{dx^4} - N(x)\frac{d^2w}{dx^2} + \alpha(x, t)w = q(x), \quad (1)$$

где w – прогиб трубопровода; $El(x)$ – жесткость трубопровода на изгиб; $N(x)$ – сжимающее продольное усилие от внутреннего давления; $q(x)$ – интенсивность внешнего напряжения; $\alpha(x, t)w$ – реакция почвы в сечении x трубопровода в период времени t .

При этом на границах участка трубопровода длиной L (рис. 1) наложены граничные условия в виде перемещений δ_1, δ_2 и углов поворота сечений φ_1, φ_2 в зависимости от профиля трассы.

Учет ползучести грунтов на границах ремонтного котлована длиной l_1 (рис. 1) представлен теорией Л. Больцмана [9] и имеет вид интегрального уравнения Вольтера 2-го рода

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma(t)}{E_{гр}} + \frac{1}{E_{гр}} \int_0^t K(t-\tau)\sigma(\tau)d\tau. \quad (2)$$

Из уравнения (1) получили выражение для модуля деформации грунта

$$E_{гр}(t) = \frac{\sigma(t)}{\varepsilon(t)} = \frac{E_{гр0}}{1 + \frac{1}{\sigma(t)} \int_0^t K(t-\tau)\sigma(\tau)d\tau}, \quad (3)$$

где $E_{гр0}$ – модуль деформации грунта в момент времени $t = 0$; $\sigma(t)$ – контактное напряжение.

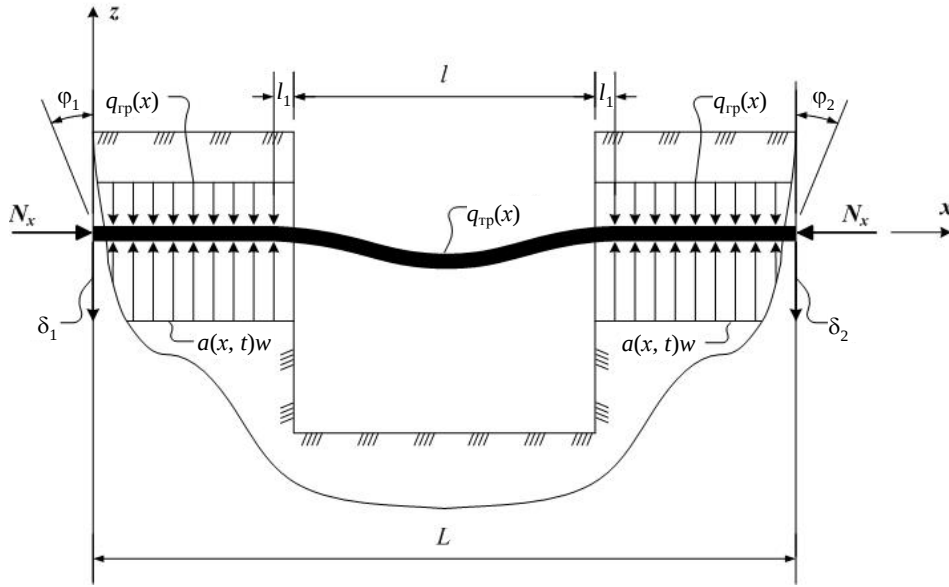


Рис. 1. Схема длинномерного участка трубопровода на вязкоупругом основании:
 $q_{гр}(x)$ – собственный вес трубопровода; $q_{гр}(x)$ – то же грунта;
 $N(x)$ – продольная сжимающая сила; $a(x, t)w$ – реакция основы почвы;
 L – длина ремонтного участка трубопровода; l – то же ремонтного котлована;
 l_1 – то же участка учета ползучести грунта; δ_1, δ_2 и φ_1, φ_2 – смещения
и углы поворота сечений на границах длинномерного участка трубопровода

Достаточно удовлетворительным и необходимым условием является слабосингулярное ядро А. Р. Ржаницына [8, 10]:

$$K(t - \tau) = Ae^{-\beta(t-\tau)}(t - \tau)^{\gamma-1}; \quad (4)$$

$$\int_{\tau}^1 K(t - \tau) d\tau = A \left((\beta e)^{-\gamma} e^{\beta(t-\tau)} \Gamma(\gamma + 1) - \gamma (\beta(e - \tau))^{-\gamma} e^{\beta(t-\tau)} \Gamma(\gamma, \beta(t - \tau)) \right) / \gamma, \quad (5)$$

где A, γ, β – параметры ядра ползучести, которые определяются методом наложения экспериментальной и теоретической кривых ползучести.

Числовое решение (3), (5) возможно только в случае, если известен закон изменения контактных напряжений $\sigma(t)$ по поверхности конструкции в зоне контакта с грунтом. Взаимодействие трубопровода с грунтом описывается зависимостью сопротивления грунта $q_{гр}$ от поперечного смещения трубы w в момент времени t

$$q_{гр} = -dc(t)w \quad \text{при} \quad |w| \leq \frac{q_{нр}}{dc(t)}, \quad (6)$$

где $c(t)$ – коэффициент нормального сопротивления грунта; d – наружный диаметр трубы.

Соотношение (6) справедливо до того времени, пока сопротивление грунта меньше его несущей способности

$$q_{гр} = q_{нр} \quad \text{при} \quad |w| > \frac{q_{нр}}{dc(t)}; \quad q_{нр} = R_{гр}d, \quad (7)$$

где $R_{гр}$ – условная несущая способность грунта.

Величина жесткости грунта α зависит от коэффициента нормального сопротивления грунта c и ширины сопротивляющейся поверхности (наружного диаметра трубопровода d) в момент времени t рассматриваемого сечения трубопровода x

$$\alpha(t) = c(t)d. \quad (8)$$

Зависимость коэффициента нормального сопротивления грунта от его физико-механических свойств и времени записывается в виде

$$c(t) = \frac{0.12 E_{\text{гр}}(t) n}{(1 - (v_{\text{гр}})^2) \sqrt{l_0 d}}, \quad (9)$$

где $E_{\text{гр}}(t)$ – модуль деформации грунта неразрушающей структуры; n – коэффициент снижения модуля деформации грунта засыпки в сравнении с почвой неразрушающей структуры; $v_{\text{гр}}$ – коэффициент Пуассона грунта; l_0 – единичная длина трубопровода ($l_0 = 1$ м); d – наружный диаметр трубы.

В зависимости от нагрузок, воздействий и относительной жесткости трубопровода на всей глубине участка почва работает только в стадии, которая характеризуется условием (6).

Расчет балки на вязкоупругой основе определяет только продольные напряжения. На самом деле, при действии внутреннего давления в трубе возникают как осевые (продольные), так и окружные (кольцевые) напряжения. Поэтому расчет НДС при изгибе осесимметричной цилиндрической оболочки ведется по безмоментной теории. Для контроля осесимметричного деформирования трубопровода на краях ремонтного котлована (рис. 1) применяли полубезмоментную теорию оболочек, которая позволила определить дополнительно возникающие кольцевые напряжения от действия грунта. Изменение реакции почвы во времени соответствовало $\alpha(x, t)$ в дифференциального уравнения балки на вязкоупругой основе (1).

Дифференциальные уравнения равновесия тонкостенной цилиндрической оболочки запишем в смещениях в цилиндрической системе координат:

$$\begin{aligned} \frac{D}{r^3} \left(\frac{\partial^4 W}{\partial \varphi^4} \right) + B_{11} \left(W + \frac{\partial V}{\partial \varphi} \right) - p_z r &= 0; \\ B_{11} \frac{\partial^2 U}{\partial x^2} r + B_{33} \left(\frac{\partial^2 U}{r \partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial \varphi} \right) + p_x r &= 0; \\ \frac{B_{11}}{r} \left(\frac{\partial W}{\partial \varphi} + \frac{\partial^2 V}{\partial \varphi^2} \right) + B_{33} r \left(\frac{\partial^2 U}{r \partial \varphi \partial x} + \frac{\partial^2 V}{\partial x^2} \right) - \frac{D}{r^3} \left(\frac{\partial^2 W}{\partial \varphi^2} \right) + p_s r &= 0, \end{aligned} \quad (10)$$

где W , U , V – соответственно радиальное, осевое и кольцевое смещения средней поверхности цилиндрической оболочки; B_{11} , B_{33} – величины интегральных характеристик жесткости; D – цилиндрическая жесткость; p_z , p_x , p_s – радиальная, осевая и окружная составляющие напряжения.

Граничные условия для жесткого зажима:

- геометрические условия: $W = 0$; $U = 0$; $V = 0$;
- статические условия: $M = 0$; $N = 0$.

Предельное состояние надземного участка напорного трубопровода соответствует условию равновесия максимальных продольных напряжений предела текучести металла. Несущую способность трубопровода (результатирующие напряжения) определяли по энергетической теории.

Обоснование расчета длинномерного участка трубопровода на упругом основании. Обоснование достоверности полученных результатов по расчету длинномерного участка трубопровода на упругом основании делали путем сравнения результатов расчета методом конечных разностей с результатами решений аналитическим способом. Для этого общую задачу разделили на несколько отдельных задач, имеющих точное решение:

а) деформация длинномерного участка трубопровода только под влиянием поперечного действия;

б) деформация длинномерного участка под влиянием продольного напряжения;

в) деформация длинномерного участка трубопровода, который лежит на упругом основании, под влиянием поперечного действия.

Расчеты по отдельным текстовым задачам показывают, что различия по искомой функции прогиба w не превышают 1,5 %, если количество узлов метода конечных разностей более 80. Для обоснования внутреннего схождения результатов расчета НДС цилиндрической оболочки по полубезмоментной теории провели тестовый расчет прямоугольной пластины методом конечных разностей. Расчет погрешностей выполнен по средней точке для величины прогиба и моментов на изгиб, по средней крайней точке для величины, пересекающей силы сечения. Результаты расчета показывают, что при количестве узлов более 90 относительные погрешности составили не более 2 %.

Достоверность результатов расчета напряжений σ_s в окружном направлении обосновывали сравнением с результатом расчета σ_s по теории безмоментного напряженного состояния (решение Лапласа). При расчете конечных разностей погрешность вычисления составила 1 % при количестве более 100 узлов метода конечных разностей.

Алгоритм решения задачи деформирования во времени отрабатывали на тестовой задаче изгиба круглой пластины под влиянием сконцентрированной силы в центральной точке. Результаты оценивали в сравнении с решением методом аппроксимаций А. А. Ильюшина. Максимальное отклонение в исследуемом интервале времени $((t - \tau) - 0,3 \text{ мес.})$ не превышало 3,5 %. Также выполнен сравнительный анализ с аналитическим решением дифференциального уравнения (1) без учета сжимающей силы по способу функций Крылова. Различие по искомой функции изгиба составило 3 %.

Расчет НДС трубопровода длиной $L = 50 \text{ м}$, пролетом $l = 10 \text{ м}$. Модуль деформации грунта принят $E_{\text{гр}} = 800 \text{ МПа}$; коэффициент Пуассона грунта $\nu_{\text{гр}} = 0,4$; параметры ядра ползучести грунта: $\gamma = 0,1456 \text{ 1/ч}$; $A = 3,2949 \text{ 1/год}$; $\beta = 0,1440$; коэффициент сопротивления грунта $c = 0,11316 \text{ МПа/мм}$. Трубопровод выполнен наружным диаметром $d = 1020 \text{ мм}$; толщина стенки $h = 12 \text{ мм}$; внутреннее давление $p = 3 \text{ МПа}$;

предел прочности материала трубы $\sigma_{\text{вп}} = 600$ МПа; предел текучести $\sigma_{\text{т}} = 420$ МПа; модуль упругости $E = 2,1 \cdot 10^{11}$ Па; коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$.

Исследование изменений НДС во времени (рис. 2, 3) доказывает, что для надземного участка трубопровода прогиб посередине пролета в момент времени $t = 1440$ ч увеличился на 172 %, напряжение изгиба от поперечного действия – на 82 %, по сравнению с упругим решением ($t = 0$ ч).

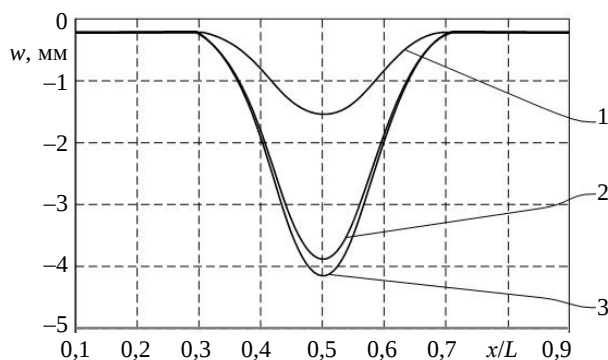


Рис. 2. График изменения прогиба w трубопровода при периоде времени:
1 – $t = 0$; 2 – 7 ч; 3 – 1440 ч

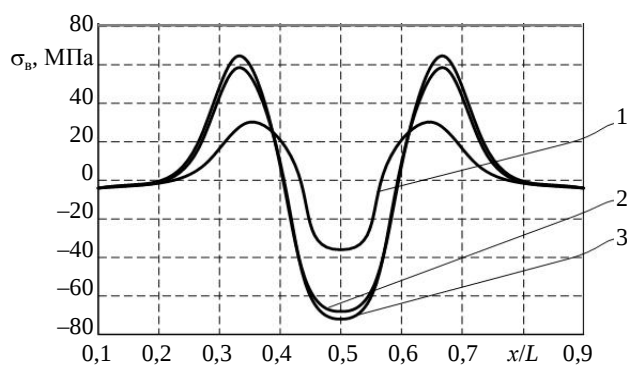


Рис. 3. График изменения продольных напряжений изгиба σ_v при периоде времени:
1 – $t = 0$; 2 – 7 ч; 3 – 1440 ч

Результаты расчета цилиндрической оболочки от действия максимального значения реакции почвы приведены в табл. 1.

Таблица 1

Изменение прогиба и напряжений оболочки во времени

Показатель	Период времени t , ч	
	0,17	1440
Прогиб w , мм	–0,0206	–0,0239
Осевое напряжение σ_x , МПа	–8,1530	–9,4700
Окружное напряжение σ_s , МПа	–0,1430	–0,1430

Результирующие прогибы и напряжения отображены на рис. 4, 5.

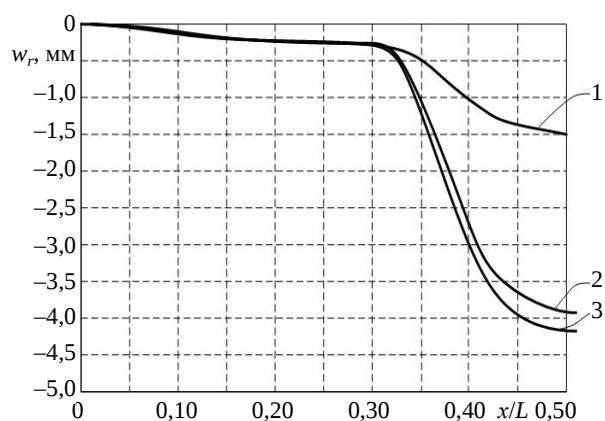


Рис. 4. График изменения результирующих прогибов w_r при периоде времени:
1 – $t = 0$; 2 – 7 ч; 3 – 1440 ч

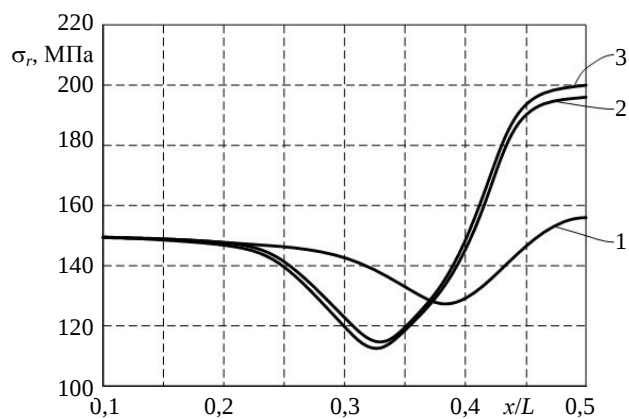


Рис. 5. График изменения результирующих прогибов σ_r при периоде времени:
1 – $t = 0$; 2 – 7 ч; 3 – 1440 ч

При $x = l/2$ (рис. 2) и $t = 1440$ ч значения результирующих величин:
 $w_r(x, t) = 4,15$ мм; $\sigma_r(x, t) = 208$ МПа.

Увеличение размера l_1 реологических процессов на краях ремонтного котлована (рис. 1) приводит к повышению прогиба длинномерного участка трубопровода (табл. 2).

Таблица 2

Изменение прогиба посередине пролета трубопровода ($x = l/2$) при различных значениях l_1 (рис. 2): $l_{11} = 2$ м; $l_{12} = 4$ м; $l_{13} = 5$ м

Прогиб, мм	Период времени t , ч						
	0	0,17	4	24	240	720	1440
w_{11}	-1,525	-3,727	-3,846	-3,994	-4,064	-4,112	-4,130
w_{12}	-1,525	-6,282	-6,778	-7,640	-8,012	-8,400	-8,544
w_{13}	-1,525	-7,228	-8,034	-9,392	-10,019	-10,744	-11,026

Выполнен комплексный расчет трубопровода длиной $L = 100$ м, пролетом $l = 32$ м. Модули деформации грунтов $E_{гр1} = E_{гр2} = 2000$ МПа, коэффи-

коэффициенты Пуассона грунтов $\nu_{гр1} = \nu_{гр2} = 0,4$. Расчетные коэффициенты нормального сопротивления грунтов $c_1 = c_2 = 0,11316$ МПа/мм в момент времени $t = 0$, расчетные параметры ядер ползучести грунтов: $\gamma_1 = 0,1477$ 1/ч; $A_1 = 9,4500$ 1/ч; $\beta_1 = 0,1472$ и $\gamma_2 = 0,1475$ 1/ч; $A_2 = 9,8866$ 1/ч; $\beta_2 = 0,1475$. Трубопровод выполнен из труб $d = 1420$ мм с толщиной стенки $h = 16,5$ мм, имеющих предел прочности $\sigma_{вр} = 600$ МПа, предел текучести $\sigma_{т} = 470$ МПа, модуль упругости $E = 2,1 \cdot 10^{11}$ Па; коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$. Трубопровод соответствует III категории. Интенсивность расчетных вертикальных напряжений: $q_{тр} = 10$ Н/мм; $q_{гр} = 20$ Н/мм. Рабочее давление в трубопроводе $p = 7,5$ МПа, расчетное кольцевое напряжение $\sigma_{кц} = 346,8$ МПа.

Зависимость прогиба трубопровода от времени для двух почв с незначительной разницей по реологическим свойствам приведена на рис. 6.

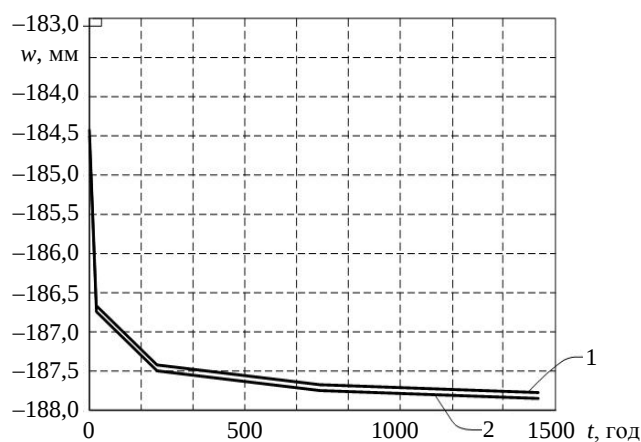


Рис. 6. Деформирование трубопровода во времени ($x = l/2$):

1 – почва: $\gamma_1 = 0,1477$ 1/ч; $A_1 = 9,4500$ 1/ч; $\beta_1 = 0,1472$;

2 – почва: $\gamma_2 = 0,1475$ 1/ч; $A_2 = 9,8866$ 1/ч; $\beta_2 = 0,1475$

В момент времени $t = 0$ максимальный прогиб посередине пролета $w = 12,4$ мм, а при времени 1440 ч составит: $w_1 = 18,8$ мм; $w_2 = 18,9$ мм.

Исследования изменения НДС ремонтного участка трубопровода во времени показывают, что для надземного участка трубопровода прогиб посередине пролета с учетом реологических процессов почв в момент времени $t = 1440$ ч (60 сут.) увеличился на 52 % по сравнению с упругим решением ($t = 0$ ч), а напряжение изгиба от поперечного действия – на 12 %. Максимальные продольные осевые результирующие напряжения составили 198 МПа при расчетном сопротивлении материала трубы $R_2 = 274,7$ МПа. Значения результирующих величин максимальных прогибов и напряжений ($x = l/2$ и $t = 1440$ ч): $w_r(x, t) = 19$ мм; $\sigma_r(x, t) = 472$ МПа.

ВЫВОДЫ

1. Математическая модель деформирования ремонтного участка трубопровода на вязкоупругой основе позволила оценить уровень напряжений и несущую способность ремонтного участка трубопровода во времени.

2. С учетом ползучести грунтов выполнен анализ изменения напряженно-деформированного состояния участка трубопровода, при этом произошло увеличение прогиба посередине пролета для первого и второго расчетов соответственно на 52 и 172 %, расчетных продольных напряжений – на 12 и 82 % по сравнению с упругим решением.

3. Исследование влияния моментного напряженного состояния тонкостенной цилиндрической оболочки с позиции полубезмоментной теории при переменном коэффициенте постели грунта во времени на напряженно-деформированное состояние ремонтного участка трубопровода показало увеличение прогиба цилиндрической оболочки (на 22 %) и результирующих напряжений (на 23 %) по сравнению с решением по теории стержня на вязкоупругой основе.

4. Анализ напряженно-деформированного состояния ремонтного участка выполнен с учетом изменения ореола (l_1) реологических процессов почв. Расчет трубопровода (длина $L = 50$ м; пролет $l = 10$ м; наружный диаметр $d = 1020$ мм; толщина стенки $h = 12$ мм; длина $l_1 = 2$ м; внутреннее давление $p = 3$ МПа) показывает, что увеличение ореола реологии грунта (l_2) до 4 м допустимо. Дальнейшее увеличение значения до l_3 приведет к нарушению условий эксплуатации трубопровода.

5. Прогнозирование деформирования ремонтного участка трубопровода (длина $L = 100$ м; пролет $l = 32$ м; наружный диаметр $d = 1420$ мм; толщина стенки $h = 16,5$ мм; длина $l_1 = 2$ м; внутреннее давление $p = 7$ МПа) с учетом реологии грунтов (параметры ползучести грунта: $\gamma_2 = 0,1475$ 1/ч; $A_1 = 9,8866$ 1/год; $\beta_1 = 0,1475$) показало, что по истечении 60 сут. повышение уровня напряженно-деформированного состояния участка трубопровода находится в допустимых пределах. Дальнейшее увеличение ореола реологии грунта до l_2, l_3 в указанный период времени приводит к нарушению нормативных условий эксплуатации данного участка трубопровода.

ЛИТЕРАТУРА

1. Проблемы міцності трубовідного транспорту / Ю. Є. Якубовський [і інш.]. – СПб.: Недра, 2003. – 200 с.
2. Грудз, В. Я. Обслуговування і ремонт газопроводів / Грудз, В. Я. [і інш.]. – Івано-Франківськ: Лілея-НВ, 2009. – С. 553–555.
3. Майоров, В. В. Повышение ресурса эксплуатационной надежности магистральных трубопроводов ОАО «Белтрансгаз» / В. В. Майоров // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 2013. – № 5. – С. 76–81.
4. Галкін, В. О. Аналіз математичних моделей / В. О. Галкін. – М.: Бином. Лабораторія знань, 2011. – С. 82–86.
5. Мусхелишвили, Н. И. Некоторые основные задачи математической теории упругости / Н. И. Мусхелишвили. – М.: Наука, 1966. – С. 707.
6. Мусхелишвили, Н. И. Сингулярные интегральные уравнения / Н. И. Мусхелишвили. – М.: Наука, 1968. – С. 511.
7. Магістральні газопроводи. Ремонт дуговим зварюванням в умовах експлуатації: ГБН В.3.1-00013741-12:2011. – Київ : Мінрегіонбуд України, 2011. – С. 40–48.
8. Строительные нормы и правила. Магистральные трубопроводы: СНиП 2.05.06-85: взамен СНиП II-45-75: введ. 01.01.86. – М.: ЦИТП Госстроя СССР, 1985. – 52 с.

9. Махненко, В. И. Ремонт магистральных трубопроводов сваркой без вывода их из эксплуатации / В. И. Махненко, В. С. Бут, О. И. Олейник // Проблемы прочности. – 2009. – № 5. – С. 86–100.

10. Бут, В. С. Основные направления развития технологии ремонта магистральных трубопроводов в условиях эксплуатации под давлением / В. С. Бут, О. И. Олейник // Автоматическая сварка. – 2007. – № 5. – С. 42–50.

REFERENCES

1. Yakubovskiy, Yu. E., Maliushin, H. A., Iakubovs'ka, C. B., & Platonov, O. M. (2003) *Problems of Pipeline Transport*. Saint Petersburg, Nedra. 200 p. (in Ukrainian).

2. Grud z, V. Ya., Tymkiv, D. F., Mykhalkiv, V. B., & Kostiv, V. V. (2009) *Maintenance and Repair of Pipelines*. Ivano-Frantsisk, Lileya-NV, 553–555 (in Ukrainian).

3. Maiorov, V. V. (2013) Efficiency Increasing of Operation Reliability of Main Pipelines OJC “Beltransgas”. *Izvestiia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob’Edinenii – Energetika* [Proceedings of the Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Power Engineering], 5, 76–81 (in Russian).

4. Gal'kin, V. O. (2011) *Analysis of Mathematical Models*. Moscow, Binom. Laboratory of Knowledge, 82–86 (in Ukrainian).

5. Muskhelishvili, N. I. (1966) *Some Significant Problems of Mathematical Theory of Elasticity*. Moscow, Nauka. 707 p. (in Russian).

6. Muskhelishvili, N. I. (1968) *Singular Integral Equation*. Moscow, Nauka. 511 p. (in Russian).

7. G B N B.3.1-00013741–12:2011 *Magistral'ni Gazoprovodi. Remont Dugovim Zvartuvanniam v Umovakh Ekspluatatsii* [Natsionalny Standard Ukrainy. HBN B.3.1-00013741–12:2011. The Main Gas Pipelines. Repair by Arc Welding Under Operation Conditions]. Kiev: Minregionbud Ukraine, 2011, 40–48 (in Ukrainian).

8. S N i P 2.05.06-85. *Stroitel'nye Normy i Pravila. Magistral'nye Truboprovody* [SNiP 2.05.06–85. Building Regulations. The Main Pipelines]. Moscow: TSITP SSSR State Construction Committee, 1985. 52 p. (in Russian).

9. Maхненко, В. И., Бут, В. С., & Oleinik, O. I. (2009) Repair of the Main Pipelines in Operation by Welding. *Problemy Prochnosti* [Strength Problems], 5, 86–100 (in Russian).

10. Бут, В. С., & Oleinik, O. I. (2007) The Main Directions of Repair Technologies Development of the Main Pipelines under Stress. *Avtomaticheskaya Svarka* [Automatic Welding], 5, 42–50 (in Russian).

Поступила 24.07.2014