ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ОБЪЕДИНЕНИЙ СНГ

ЭНЕРГЕТИКА

5 сентябрь – октябрь 2015

МЕЖДУНАРОДНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ ИЗДАЕТСЯ С ЯНВАРЯ 1958 ГОДА

Учредители

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

Журнал включен в базу данных РИНЦ

СОДЕРЖАНИЕ

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

Фираго Б. И., Васильев Д. С. К вопросу векторного управления асинхронны-	
ми двигателями	5
Фурсанов М. И., Петрашевич Н. С. Определение потерь мощности в транс-	
форматорах после нормативного срока эксплуатации	16
Новаш И. В., Румянцев Ю. В. Упрощенная модель трехфазной группы транс-	
форматоров тока в системе динамического моделирования	23
Бялобржеский А. В., Качалка В. Ю., Власенко Р. В. Оценка взаимосвязи	
преобразований Фортескью и Кларка несимметричной системы векторов тока	
трехфазной линии	38

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

Добрего К. В. Макрокинетические модели термического разложения доломита	
для расчета сорбционных систем газогенераторов	51
Кулаков Г. Т., Кухоренко А. Н. Инвариантная система автоматического регу-	
лирования питания барабанного парового котла	59
Пиир А. Э., Козак О. А., Агафонов И. М. Нормативный коэффициент тепло-	
передачи жилого здания	69

Неуймин В. М. Основы теории вентиляционных процессов в паровых турби-	
нах ТЭС	76
Чепурной М. Н., Резидент Н. В. Сравнительная эффективность применения	
тепловых насосов в низкотемпературных системах теплоснабжения	87

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. МАК-СИМОВ, 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 22.09.2015. 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. http://energy. bntu.by 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

 $\frac{\text{September} - \text{October}}{2015}$

5

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

The Journal is included in RSCI

CONTENTS

ELECTRICAL POWER ENGINEERING

Firago B. I., Vasilyev D. S. On the Issue of Vector Control of the Asynchronous	
Motors	5
Fursanov M. I., Petrashevich N. S. Power Losses Assessment in Transformers After	
the Normative Operating Period	16
Novash I. V., Rumiantsev Yu. V. A Simplified Model of Three-Phase Bank of Cur-	
rent Transformers in the Dynamic Simulation System	23
Byalobrzhyeskiy O. V., Kachalka V. Yu., Vlasenko R. V. Correlation Evaluation	
of the Fortescue and Clarke Transformations for Unsymmetrical System of the Current	
Vectors in the Three-Phase Line	38

HEAT POWER ENGINEERING

Dobrego K. V. Dolomite Thermal-Decomposition Macrokinetic Models for Evalua-		
tion of the Gasgenerators Sorbent Systems		
Kulakov G. T., Kukhorenko A. N. Invariant System of the Steam-Drum Boiler		
Feed Automatic Regulation	59	
Piir A. E., Kozak O. A., Agafonov I. M. Normative Heat-Transfer Coefficient		
of the Residential Building	69	

Neuimin V. M. Fundamentals of the Theory of Ventillation Processes in the Steam	
Turbines TPP	76
Chepurnoy M. N., Resident N. V. Comparative Efficiency of Heat-Pumps Applica-	
tion in Low Temperature Heat Supply Systems	87

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 22.09.2015. Dimension of paper $60 \times 84^{1}/_{8}$. Offset paper. Printed on risograp. Type face Times. Conventional printed sheet . An edition of 250 copies. Date of publishing 2015. Order list .

ADDRESS

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

электроэнергетика

УДК 621.31-83-52

К ВОПРОСУ ВЕКТОРНОГО УПРАВЛЕНИЯ АСИНХРОННЫМИ ДВИГАТЕЛЯМИ

Докт. техн. наук, проф. ФИРАГО Б. И., канд. техн. наук ВАСИЛЬЕВ Д. С.

Белорусский национальный технический университет

E-mail: dmy1983@mail.ru

Рассмотрен вопрос реализации одного из распространенных видов векторного управления асинхронными двигателями с короткозамкнутым ротором. Из известных в настоящее время более 20 видов векторного управления чаще всего применяются: прямое векторное управление с датчиком скорости, прямое бездатчиковое векторное управление, косвенное векторное управление с датчиком и бездатчиковое косвенное векторное управление. Наиболее простое и распространенное – бездатчиковое косвенное векторное управление асинхронными двигателями. Однако бездатчиковые системы векторного управления не позволяют управлять электромагнитным моментом двигателя при нулевой скорости. Поэтому для электроприводов с такими требованиями применяют векторное управление с датчиком скорости. Самое широкое распространение получили системы прямого и косвенного векторных управлений с ориентированием оси х синхронно вращающейся системы координат х-у вдоль вектора потокосцепления ротора, поскольку в этом случае получаются простые соотношения для управляющих величин. Хотя эти два вида векторного управления хорошо отражены в литературе, ряд вопросов, касающихся их реализации и практического применения, требует уточнения: адекватное представление структурных схем в соответствии с современной реализацией векторного управления и уточнение аналитических выражений для расчета параметров регуляторов.

Приведена методика расчета динамики асинхронного электропривода с прямым векторным управлением при ориентировании оси *x* вдоль вектора потокосцепления ротора. Предложена обобщенная структура этого вида векторного управления с подробным описанием ее основных блоков: системы управления, преобразователя частоты, а также асинхронного двигателя.

Представлена разработанная на основе этой структуры имитационная модель прямого векторного управления в среде MatLab. Описанная методика иллюстрируется результатами компьютерного моделирования конкретного электропривода на основе асинхронного двигателя типа 4A132S4УЗ (7,5 кВт) с прямым векторным управлением при номинальной нагрузке, которые подтверждают правильность предложенной методики к исследованию динамики асинхронного электропривода.

Ключевые слова: асинхронный двигатель, преобразователь частоты, векторное управление, потокосцепление ротора.

Ил. 6. Библиогр.: 10 назв.

ON THE ISSUE OF VECTOR CONTROL OF THE ASYNCHRONOUS MOTORS

FIRAGO B. I., VASILYEV D. S.

Belarusian National Technical University

The paper considers the issue of one of the widespread types of vector control realization for the asynchronous motors with a short-circuited rotor. Of all more than 20 vector control types known presently, the following are applied most frequently: direct vector control with velocity pickup (VP), direct vector control without VP, indirect vector control with VP and indirect vector control without VP. Despite the fact that the asynchronous-motor indirect vector control without VP is the easiest and most spread, the absence of VP does not allow controlling the motor electromagnetic torque at zero velocity. This is the reason why for electric motor drives of such requirements they utilize the vector control with a velocity transducer. The systems of widest dissemination became the direct and indirect vector control systems with X-axis alignment of the synchronously rotating x-y-coordinate frame along the rotor flux-linkage vector inasmuch as this provides the simplest correlations for controlling variables. Although these two types of vector control are well presented in literature, a number of issues concerning their realization and practical application require further elaboration. These include: the block schemes adequate representation as consisted with the modern realization of vector control and clarification of the analytical expressions for evaluating the regulator parameters.

The authors present a technique for evaluating the dynamics of an asynchronous electric motor drive with direct vector control and *x*-axis alignment along the vector of rotor flux linkage. The article offers a generalized structure of this vector control type with detailed description of its principal blocks: controlling system, frequency converter, and the asynchronous motor.

The paper presents a direct vector control simulating model developed in the MatLab environment on the grounds of this structure. The authors illustrate the described technique with the results of the computer based simulation of a specific electric drive on the basis of an asynchronous motor 4A132S4V3 (7,5 kW) with direct vector control at the rated loading. The results confirm validity of the presented technique to investigation of the asynchronous electric drive dynamics.

Keywords: asynchronous motor, frequency converter, vector control, rotor flux linkage.

Fig. 6. Ref.: 10 titles.

Введение. Целью векторного управления асинхронными двигателями (АД) является создание условий, подобных условиям, имеющимся в двигателе постоянного тока независимого возбуждения (ДПТ НВ):

1) перпендикулярность векторов, формирующих электромагнитный момент;

2) возможность независимого регулирования магнитного потокосцепления и электромагнитного момента.

Для возможности независимого регулирования потокосцепления и электромагнитного момента АД, который имеет только один канал управления по напряжению (или току) статора, в систему управления «преобразователь частоты – асинхронный двигатель» (ПЧ – АД) вводят компенсирующие напряжения. Это позволяет выделить две составляющие вектора тока статора: «намагничивающую», которая определяет требуемое потокосцепление, и «моментную», регулирующую величину электромагнитного момента двигателя [1, 2]. Эти составляющие вектора тока статора аналогичны току возбуждения и току якоря ДПТ НВ.

Ф. Блашке в 70-е гг. прошлого столетия создал первую систему асинхронного частотно-регулируемого электропривода с векторным управлением, показав пути ее технической реализации [3]. В настоящее время насчитывается более 20 видов векторного управления АД [4]. Из этого разнообразия видов более всего применяются:

 прямое векторное управление с вычислителем потокосцепления и датчиком скорости;

• прямое бездатчиковое векторное управление, где потокосцепление и скорость двигателя вычисляются по моделям;

• косвенное векторное управление с датчиком;

• бездатчиковое косвенное векторное управление.

Наиболее простое и распространенное - бездатчиковое косвенное векторное управление АД. Недостаток данного вида векторного управления состоит в зависимости точности его реализации от точности определения параметров, которые изменяются с изменением температуры, частоты, величины тока и магнитного насыщения. Из-за неточности определения параметров и их зависимости от условий работы характеристики АД при косвенном бездатчиковом векторном управлении существенно отличаются от задаваемых, что ограничивает диапазон регулирования примерно до 100:1. С целью улучшения показателей регулирования в бездатчиковых косвенных системах векторного управления вводятся устройства идентификации параметров на основе паспортных данных электродвигателя и автоматическая подстройка параметров в процессе работы. Тем не менее бездатчиковые системы векторного управления АД не позволяют управлять электромагнитным моментом двигателя при нулевой скорости. В связи с этим для электроприводов грузоподъемных механизмов, где необходимо управлять электромагнитным моментом при нулевой скорости, применяют векторное управление с машинным датчиком скорости. Из названных выше четырех систем векторного управления самое широкое распространение получили системы прямого и косвенного векторных управлений с ориентированием оси х синхронно вращающейся системы координат х–у вдоль вектора потокосцепления ротора, поскольку в этом случае получаются простые соотношения для управляющих величин.

Хотя эти два вида векторного управления достаточно хорошо отражены в [5–10], все же остается ряд вопросов, которые требуют уточнения для практического применения: адекватное представление структурных схем, соответствующих современной реализации векторного управления, и уточнение аналитических выражений для расчета параметров регуляторов, так как в некоторых источниках, например в [6], имеются неопределенности и неточности в приводимых формулах.

В данной статье изложена методика расчета динамики асинхронного электропривода с векторным управлением при ориентировании оси *х* вдоль вектора потокосцепления ротора. Результаты моделирования конкретного электропривода с прямым векторным управлением показывают правильность предлагаемой методики.

Математическая модель и структурная схема эквивалентного двухфазного асинхронного двигателя в синхронно вращающейся системе координат *х*–*у*. В проекциях на оси координат *х*–*у* в [2] получена следующая математическая модель эквивалентного двухфазного АД:

7

$$u_{1x} = i_{1x}R_{1} + \frac{d\Psi_{1x}}{dt} - \omega_{1}\Psi_{1y};$$

$$u_{1y} = i_{1y}R_{1} + \frac{d\Psi_{1y}}{dt} + \omega_{1}\Psi_{1x};$$

$$0 = i_{2x}^{'}R_{2}^{'} + \frac{d\Psi_{2x}}{dt} - (\omega_{1} - \omega_{yx})\Psi_{2y};$$

$$0 = i_{2y}^{'}R_{2}^{'} + \frac{d\Psi_{2y}}{dt} + (\omega_{1} - \omega_{yx})\Psi_{2x};$$

$$\Psi_{1x} = L_{1}i_{1x} + L_{12}i_{2x}^{'}; \quad \Psi_{1y} = L_{1}i_{1y} + L_{12}i_{2y}^{'};$$

$$\Psi_{2x} = L_{2}i_{2x}^{'} + L_{12}i_{1x}; \quad \Psi_{2y} = L_{2}i_{2y}^{'} + L_{12}i_{1y};$$

$$M = \frac{3}{2}p_{n}L_{12}(i_{1y}i_{2x}^{'} - i_{1x}i_{2y}^{'}),$$

$$L_{1} = L_{12} + L_{1\sigma}; \quad L_{2} = L_{12} + L_{2\sigma};$$
(1)

где $L_{12} = L_{\mu}$ – наибольшее значение взаимной индуктивности для трехфазной обмотки; $L_{1\sigma}$, $L_{2\sigma}$ – индуктивность рассеяния статора и ротора; R_1 , R_2' – активное сопротивление фаз обмотки статора и ротора (приведенное сопротивление); u_{1x} , u_{1y} – напряжение статора АД по осям x-y; i_{1x} , i_{1y} – ток статора АД по осям x-y; Ψ_{1x} , Ψ_{1y} – потокосцепление статора АД по осям x-y; i_{2x} , i_{2y} – приведенный ток ротора АД по осям x-y; M – электромагнитный момент двигателя; p_n – число пар полюсов обмотки статора; $\omega_{3n} = p_n \omega$ – электрическая угловая скорость ротора; ω – механическая угловая скорость ротора; $\omega_1 = 2\pi f_1 -$ угловая частота; f_1 – частота изменения первой гармоники напряжения статора.

При ориентировании оси *х* вдоль вектора потокосцепления ротора имеем [1]:

$$\dot{t}_{2x} = 0; \quad \Psi_{2y} = 0,$$
 (3)

что позволяет систему уравнений (1) преобразовать к виду:

$$u_{1x} = i_{1x}R_{1} + L_{1\sigma}\frac{di_{1x}}{dt} - \omega_{1}\sigma L_{1}i_{1y};$$

$$u_{1y} = i_{1y}R_{1} + \sigma L_{1}\frac{di_{1y}}{dt} + \omega_{1}(\Psi_{2x} + L_{1\sigma}i_{1x});$$

$$\Psi_{2x} + T_{2}\frac{d\Psi_{2x}}{dt} = L_{12}i_{1x};$$

$$M = \frac{3}{2}p_{n}K_{r}i_{1y}\Psi_{2x};$$

$$\Delta\omega_{3n} = \omega_{1} - \omega_{3n} = \frac{1}{T_{2}}\frac{i_{1y}}{i_{1x}},$$
(4)

где $\sigma = 1 - \frac{L_{12}}{L_1 L_2}$ – коэффициент рассеяния; $T_2 = \frac{L_2}{R'_2}$ – электромагнитная

постоянная времени цепи ротора; $K_r = \frac{L_{12}}{L_2} - \kappa o \Rightarrow \phi \phi$ ициент магнитной свя-

зи ротора.

В математической модели (4) имеем ЭДС вращения:

$$\left. \begin{array}{l} e_{1x} = -\omega_1 \sigma L_1 i_{1y}; \\ e_{1y} = \omega_1 (\Psi_{2x} + L_{1\sigma} i_{1x}), \end{array} \right\}$$

$$(5)$$

обусловленные вращением системы координат x-y относительно неподвижной системы координат $\alpha-\beta$.

Угловая частота ω₁ изменения напряжения статора АД может быть получена из равенства

$$\omega_1 = \omega_{_{\mathfrak{I}\mathfrak{I}}} + \Delta \omega_{_{\mathfrak{I}\mathfrak{I}}}.$$
 (6)

Для независимого задания токов i_{1x} и i_{1y} , которые определяют потокосцепление и электромагнитный момент, вводят компенсирующие напряжения:

$$u_{\kappa x} = -e_{1x}; \quad u_{\kappa y} = -e_{1y}.$$
 (7)

После их введения получаем «развязанные» составляющие напряжения статора:

$$u_{1x}^{*} = u_{1x} + u_{\kappa x} = R_{1} \left(i_{1x} + T_{1x} \frac{di_{1x}}{dt} \right);$$

$$u_{1y}^{*} = u_{1y} + u_{\kappa y} = R_{1} \left(i_{1y} + T_{1y} \frac{di_{1y}}{dt} \right),$$
(8)

где

$$T_{1x} = \frac{L_{1\sigma}}{R_1}; \quad T_{1y} = \frac{\sigma L_1}{R_1}.$$
 (9)

Теперь с помощью напряжений u_{1x}^* , u_{1y}^* можно независимо задавать «намагничивающую» i_{1x} и «моментную» i_{1y} составляющие вектора $\overline{i_1}$ тока статора, которые определяют потокосцепление ротора и электромагнитный момент АД.

Заданные значения токов $i_{1_{x,3адан}}$, $i_{1_{y,3адан}}$, исходя из заданного значения амплитуды потокосцепления ротора $\Psi_{2_{x,3адан}}$ и заданной величины электромагнитного момента $M_{3адан}$, в переходных процессах рассчитываются по выражениям:

$$i_{1x,3adaH} = \frac{\Psi_{2x,3adaH}}{L_{12}};$$
 (10)

$$i_{1_{y,3a,aah}} = \frac{2M_{_{3a,aah}}}{3p_{_{II}}K_{_{r}}\Psi_{_{2x}}}.$$
(11)

9

На основании (4) можно получить формулу для вычисления амплитуды потокосцепления ротора в номинальном режиме

$$\Psi_{2m,\text{HOM}} = \frac{1}{p_{\pi}} \sqrt{\frac{2M_{3.\text{HOM}}R_2'}{3\omega_{0\,\text{HOM}}s_{\text{HOM}}}},$$
(12)

где $M_{_{3.\,\text{ном}}}$ – номинальный электромагнитный момент двигателя; $\omega_{_{0\,\text{ном}}}$ – синхронная угловая скорость при номинальной частоте $f_{_{1\,\text{ном}}}$; $s_{_{\text{ном}}}$ – номинальное скольжение АД.

После определения заданных значений токов $i_{1x,3адан}$ и $i_{1y,3адан}$ необходимо вернуться к уравнениям статора АД с ЭДС вращения, приведенным в математической модели (4):

$$u_{1_{x,3a,aah}} = i_{1_{x,3a,aah}} R_1 + L_{1\sigma} \frac{di_{1_{x,3a,aah}}}{dt} - \omega_1 \sigma L_1 i_{1_{y,3a,aah}};$$

$$u_{1_{y,3a,aah}} = i_{1_{y,3a,aah}} R_1 + \sigma L_1 \frac{di_{1_{y,3a,aah}}}{dt} + \omega_1 (\Psi_{2_{x,3a,aah}} + L_{1\sigma} i_{1_{x,3a,aah}}),$$
(13)

по которым вычисляется амплитуда первой гармоники фазного выходного напряжения преобразователя частоты (ПЧ)

$$U_{1m,\text{задан}} = \sqrt{u_{1x,\text{задан}}^2 + u_{1y,\text{задан}}^2}.$$
 (14)

На основании математической модели (4) с добавлением уравнения движения электропривода

$$M - M_{\rm c} = J \frac{d\omega}{dt} \tag{15}$$

составляем структурную схему эквивалентного двухфазного АД при ориентировании оси *х* вдоль вектора потокосцепления ротора (рис. 1).



Рис. 1. Структурная схема эквивалентного двухфазного АД в осях x-y при ориентировании оси x вдоль вектора потокосцепления ротора $\overline{\Psi}_2$

Эта структурная схема имеет по оси *x* входную величину в виде напряжения u_{1x} . Выходными величинами являются: ЭДС вращения e_{1x} , намагничивающий ток i_{1x} и потокосцепление ротора Ψ_{2x} . Соответственно для оси *y* входная величина – это напряжение u_{1y} , а выходные величины – ЭДС вращения e_{1y} , моментный ток i_{1y} , угловая скорость ротора ω и угловая частота ω_1 .

Все величины структурной схемы имеют значения, определяемые физическими параметрами рассматриваемого электропривода при данном виде векторного управления. При прямом векторном управлении, которое рассмотрено далее, структура системы управления АД будет включать два канала: потокосцепления и скорости (рис. 2).



Рис. 2. Структура векторного управления АД при ориентировании оси x вдоль вектора $\overline{\Psi}_2$

В канал потокосцепления входят: регулятор потокосцепления РП, регулятор намагничивающего тока PT_x и $\Pi \Psi_x$ с блоком компенсации ЭДС вращения e_{1x} , обеспечивающий коэффициент усиления по напряжению на оси *x*, равный β_{1x} .

Канал скорости состоит из регулятора скорости PC, блока деления БД сигнала электромагнитного момента на сигнал потокосцепления ротора, регулятора моментного тока PT_y и преобразователя частоты с блоком компенсации ЭДС вращения e_{1y} , обеспечивающего коэффициент усиления напряжения по оси *y*, равный β_{ny} .

При аналоговой системе управления максимальное значение входного сигнала регулятора не должно превышать 10 В. Поэтому для связи физического объекта, представляемого структурной схемой рис. 1, с системой векторного управления электроприводом необходимо ввести масштабные коэффициенты для каждой измеряемой величины: ЭДС вращения по осям *x* и *y*, намагничивающего и моментного токов, потокосцепления и угловой скорости ротора АД. Коэффициенты передачи физических величин, поступающих из структурной схемы рис. 1 в систему управления рис. 2, рассчитываются следующим образом:

$$K_x = \frac{10}{x_{\max}},$$

где *x*_{max} – максимальное расчетное значение физической величины на выходе структурной схемы.

Понятно, что коэффициенты передачи K_x могут быть размерными или безразмерными в зависимости от размерности физической величины x_{max} .

Коэффициенты усиления напряжения ПЧ по осям *x* и *y* определяют по формулам:

$$\beta_{\pi x} = \frac{u_{1x, \max}}{10}; \quad \beta_{\pi y} = \frac{u_{1y, \max}}{10};$$

где $u_{1_{x,\max}}$, $u_{1_{y,\max}}$ – максимальное расчетное значение напряжения по осям *x* и *y*, обычно принимают: $u_{1_{x,\max}} = u_{1_{x,\operatorname{задан}}}; u_{1_{y,\max}} = u_{1_{y,\operatorname{задан}}}.$

Особенность возникает при определении коэффициентов усиления по первой гармонике напряжения ПЧ. Если при скалярном частотном управлении фазное выходное напряжение ПЧ формируется с помощью синусоидальной ШИМ от источника постоянного напряжения U_d , то наибольшая амплитуда первой гармоники напряжения равна

$$U_{(1),m}=\frac{U_d}{2},$$

что при $U_{(1),m} = \sqrt{2} \cdot 220 = 311$ В обусловливает необходимость иметь источник постоянного напряжения

$$U_d = 2 \cdot 311 = 622 \text{ B}.$$

При наличии на входе ПЧ трехфазного неуправляемого мостового выпрямителя средняя величина выпрямленного напряжения составляет

$$U_d = 1,35U_{2\pi} = 1,35 \cdot 400 = 540 \text{ B},$$

что меньше требуемой величины 622 В.

Чтобы использовать номинальную мощность АД, потребуется устанавливать на входе повышающий трансформатор с коэффициентом трансформации $K_{\rm тp} \ge 1,15$, что не является экономичным решением. Поэтому современные ПЧ имеют пространственную векторную ШИМ, которая обеспечивает амплитуду первой гармоники фазного выходного напряжения ПЧ:

$$U_{(1),m} = \frac{U_d}{\sqrt{3}} = \frac{540}{\sqrt{3}} = 311 \text{ B}$$

12

с использованием неуправляемых трехфазных мостовых выпрямителей с линейным напряжением 400 В.

Но это при скалярном частотном управлении. Для векторного управления со стабилизацией потокосцепления ротора, как показывают расчеты, потребуется большая, чем 540 В, величина напряжения звена постоянного тока. Если учесть наибольшую реальную глубину модуляции m = 0,96, то напряжение звена постоянного тока должно быть $U_d = (580-600)$ В, чтобы сформировать требуемую амплитуду первой гармоники напряжения при номинальной частоте $f_{1\text{ном}} = 50$ Гц. Эти особенности следует учитывать при создании векторных систем управления АД.

В системах векторного управления АД обычно применяют ПИ-регуляторы потокосцепления, тока и скорости. Но при этом следует иметь в виду, что каналы управления потокосцеплением и скоростью связаны между собой, так как задание моментной составляющей тока получается при делении задаваемого сигнала момента на выходе регулятора скорости на значение сигнала потокосцепления ротора (рис. 2).

На основании изложенного можно предложить обобщенную структуру векторного управления АД при ориентировании оси x вдоль вектора пото-косцепления ротора (рис. 3).



Рис. 3. Обобщенная структура векторного управления АД при ориентировании оси *х* вдоль вектора потокосцепления ротора

В соответствии с обобщенной структурой рис. 3 в среде MatLab разработана имитационная модель системы векторного управления АД при ориентировании оси *x* вдоль вектора потокосцепления ротора (рис. 4).

Представленная в статье методика иллюстрируется результатами компьютерного моделирования векторного управления электропривода с АД типа 4A132S4У3: $P_{\text{ном}} = 7,5$ кВт, $U_{\text{ном}} = 380/220$ В, $f_{1\text{ном}} = 50$ Гц, при стабилизации потокосцепления ротора на уровне $\Psi_{2m} = \Psi_{2m,\text{ном}}$, статическом моменте $M_c = M_{\text{ном}}$, коэффициенте инерции $K_J = 4$. Результаты имитационного моделирования, представленные на рис. 5, 6, подтверждают правильность предлагаемого подхода к исследованию динамики асинхронного электропривода.



Рис. 4. Имитационная модель системы векторного управления АД при ориентировании оси *х* вдоль вектора потокосцепления ротора



Рис. 5. Угловая скорость ротора АД типа 4А132S4УЗ при векторном управлении с ориентированием оси *х* вдоль вектора потокосцепления ротора



Рис. 6. Электромагнитный момент АД типа 4А132S4УЗ при векторном управлении с ориентированием оси *х* вдоль вектора потокосцепления ротора

вывод

Представлена методика расчета динамики асинхронного электропривода с прямым векторным управлением при ориентировании оси *x* вдоль вектора потокосцепления ротора. Предложена обобщенная структура векторного управления асинхронным двигателем при ориентировании оси *x* вдоль вектора потокосцепления ротора с подробным визуальным представлением и описанием подсистемы векторного управления с регуляторами токов по осям *x*–*y*, потокосцепления и угловой скорости АД, а также подсистемы эквивалентного двухфазного асинхронного двигателя, на основе которых разработана и успешно апробирована в среде MatLab имитационная модель прямого векторного управления. Результаты имитационного моделирования на примере конкретного асинхронного электропривода с АД типа 4A132S4У3 с прямым векторным управлением подтвердили правильность предложенной методики к исследованию динамики асинхронного электропривода.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ф и р а г о, Б. И. Регулируемые электроприводы переменного тока / Б. И. Фираго, Л. Б. Павлячик. – Минск: Техноперспектива, 2006. – 363 с.

2. Ф и р а г о, Б. И. Теория электропривода / Б. И. Фираго, Л. Б. Павлячик. – Минск: Техноперспектива, 2007. – 2-е изд. – 585 с.

3. Блашке, Ф. Принцип ориентации по полю – основа системы регулирования асинхронных машин / Ф. Блашке // Автоматизированный электропривод. – 1972. – № 2. – С. 1–10.

4. V a s, P. Sensorless Vector Control and Direct Torque Control / P. Vas. – Oxford: Oxford University Press, 1998. – 728 p.

5. К о з я р у к, А. Е. Современное и перспективное алгоритмическое обеспечение частотно-регулируемых электроприводов / А. Е. Козярук, В. В. Рудаков. – СПб.: Санкт-Петербургская электротехническая компания, 2004. – 127 с.

 Анхимюк, В. Л. Теория автоматического управления / В. Л. Анхимюк, О. Ф. Опейко, Н. Н. Михеев. – Минск: Дизайн ПРО, 2000. – 352 с.

7. Ш р е й н е р, Р. Т. Математическое моделирование электроприводов переменного тока с полупроводниковыми преобразователями частоты / Р. Т. Шрейнер. – Екатеринбург: УРО РАН, 2000. – 654 с.

8. T r z y n a d l o w s k i, A. M. Control of Induction Motors / A. M. Trzynadlowski. – London: Academic Press, etc., 2001. – 228 p.

9. B o l d e a, I. Electric Drives / I. Boldea, S. A. Nasar. – Boca London, New York, Washington: CRC Press, D.C., 1999. – 350 p.

10. С о к о л о в с к и й, Г. Г. Электроприводы переменного тока с частотным регулированием / Г.Г. Соколовский. – М.: Академия, 2007. – 2-е изд. – 272 с.

REFERENCES

1. F i r a g o, B. I., & Pavlyachik, L. B. (2006) *Regulated Alternative Current Drives*. Minsk, Technoperspectiva. 363 p. (in Russian).

2. F i r a g o, B. I., & Pavlyachik, L. B. (2007) *Electric Drive Theory*. 2nd ed. Minsk, Technoperspectiva. 585 p. (in Russian).

3. B l a s h k e, F. (1972) The Field Orientation Principle – the Controlling System Basis for Asynchronous Machines. *Avtomatizirovannyi Elektroprivod* [Automatic Electric Drive], 2, 1–10 (in Russian).

4. V a s, P. (1998) *Sensorless Vector Control and Direct Torque Control*. Oxford, Oxford University Press. 728 p.

5. K o z y a r u k, A. Ye., & Rudakov, V. V. (2004) *Contemporary and Perspective Algorithmic Provision for Frequency Regulated Electric Drives.* St. Petersburg, St. Petersburg Electro-Technical Company. 127 p. (in Russian). 6. A n k h i m y u k, V. L., Opeyko, & Mikheev, N. N. (2000) *Automatic Control Theory*. Minsk, Design PRO. 352 p. (in Russian).

7. S h r e y n e r, R. T. (2000) *Mathematical Modeling of Alternative Current Drives with Semiconductor Frequency Converter*. Yekaterinburg, URO RAN. 654 p. (in Russian).

8. T r z y n a d l o w s k i, A. M. (2001) *Control of Induction Motors*. London, Academic Press, etc. 228 p.

9. B o l d e a, I., & Nasar, S. A. (1999) *Electric Drives*. London, New York, Washington, CRC Press, D.C. 350 p.

10. S o k o l o v s k i y, G. G. (2007) Alternative Current Electric Drives with Frequency Regulation. 2nd ed. Moscow, Akademiya. 272 p. (in Russian).

Представлена кафедрой электропривода

и автоматизации промышленных установок

и технологических комплексов

Поступила 30.04.2015

УДК 621.311:017

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОТЕРЬ МОЩНОСТИ В ТРАНСФОРМАТОРАХ ПОСЛЕ НОРМАТИВНОГО СРОКА ЭКСПЛУАТАЦИИ

Докт. техн. наук, проф. ФУРСАНОВ М. И., асп. ПЕТРАШЕВИЧ Н. С.

Белорусский национальный технический университет

E-mail: nik.petrashevich@qmail.com

Для потребительских трансформаторов распределительных сетей важнейшими параметрами, характеризующими их эффективность, являются значения потерь мощности как нагрузочных, так и холостого хода. Точное определение названных величин способствует более обоснованному выбору оптимизационных мероприятий. Данная тема актуальна, потому что в современных электрических сетях используется немало масляных трансформаторов, чей срок эксплуатации значительно превышает нормативный (25 лет), а измерение потерь мощности согласно действующим нормативам в условиях непрерывной эксплуатации не всегда возможно.

Представлена усовершенствованная методика определения потерь на основе общепринятой тепловой модели масляного трансформатора. Указаны недостатки существующей методики и обоснованы некоторые изменения в практическом применении математической модели. Сделан акцент на особенностях измерения температуры в масляном трансформаторе. Предложен прототип устройства открытой архитектуры для реализации усовершенствованного метода измерения потерь мощности. Описаны конструктивные особенности устройства, его функциональные возможности и эскизная схема установки. Отмечена возможность не только определять потери мощности, но и передавать полученную информацию диспетчеру по GSM-связи для упрощения мониторинга состояния трансформатора, а также возможность интеграции устройства с системой тепловой защиты трансформатора. Практическая значимость и область применения полученных результатов – это разработка и выбор оптимизационных мероприятий в распределительных электрических сетях (например, замена трансформатора).

Ключевые слова: масляный трансформатор, потери мощности, срок эксплуатации.

Ил. З. Библиогр.: 10 назв.

POWER LOSSES ASSESSMENT IN TRANSFORMERS AFTER THE NORMATIVE OPERATING PERIOD

FURSANOV M. I., PETRASHEVICH N. S.

Belarusian National Technical University

The capacity losses values both loading and off-load are topmost parameters characterizing the distribution mains customers' transformers operating effectiveness. Precise determination of the specified values facilitates substantiated choice of the optimizing procedures. The actuality of the given topic increases owing to the fact that the modern electric grid utilizes plenty of the oil-transformers whose time in commission considerably exceeds the statutory 25 years. Under the conditions of continued operation the power-losses measurement according to the functioning guidelines does not seem always possible.

The authors present an improved power-losses assessment technique based on the currently accepted thermal model of the oil-transformer. They indicate the deficiency of the existing technique and substantiate some of the changes in practical application of the mathematical model. The article makes an emphasis on peculiarities of the temperature changes in the oil-transformer and offers a prototype device of open architecture for realizing the improved technique of the power-losses measurement. The paper describes the device design features and functionality options and depicts its sketchy schematic. The authors note the potential of additional to assessing the power-losses volume, transmitting the obtained information to the dispatcher via GSM-connection for simplification of the transformer status monitoring; as well as the capability of integrating the device into the system of the transformer thermal protection. The practical merit and application scope of the obtained results are in development and choice of the optimizing measures to be taken in the distributive electrical grids, e. g. the transformer replacement.

Keywords: oil-immersed transformer, power losses, operating period.

Fig. 3. Ref.: 10 titles.

Для планирования и проведения мероприятий по оптимизации электроэнергетических систем важно иметь данные о текущем состоянии элементов электрической сети. Для потребительских трансформаторов распределительных сетей важнейшими параметрами, характеризующими их эффективность, являются значения потерь мощности как нагрузочных, так и холостого хода. Точное определение названных величин способствует более обоснованному выбору оптимизационных мероприятий. Согласно принятым нормам [1], искомые потери мощности холостого хода в трансформаторе ΔP_x могут быть определены по формуле

$$\Delta P_{\rm x} = \Delta P_{\rm xH} \left(\frac{U_i}{U_{\rm BH}} \right)^2, \tag{1}$$

где ΔP_{xH} – потери активной мощности холостого хода по данным завода-изготовителя при включении трансформатора на номинальное напряжение обмотки высокой стороны; U_i – рабочее напряжение трансформатора в *i*-м режиме; U_{BH} – номинальное напряжение обмотки высокого напряжения.

Известно, что нормативный срок эксплуатации масляных трансформаторов составляет 25 лет [2]. Однако в современных распределительных электрических сетях еще работают вполне исправные трансформаторы, чей срок эксплуатации значительно превышает нормативный. При этом в силу влияния необратимых процессов старения материалов использование в расчетах паспортных параметров ΔP_{xH} для длительно эксплуатируемых трансформаторов не корректно. В ряде работ [3, 4] экспериментально установлено изменение величины ΔP_{xH} в распределительных масляных трансформаторах, срок эксплуатации которых превышает нормативный. В то же время своевременное измерение потерь мощности в порядке, установленном в [5], не всегда выполняется, особенно для трансформаторов номинальной мощностью до 1000 кВ·А, периодичность испытаний которых в [5] не указана.

В связи с вышесказанным предлагается усовершенствованный метод определения потерь мощности, разработанный авторами на основе тепловой модели трансформатора, представленной в [6, 7]. Согласно [2], превышение температуры трансформаторного масла в верхних слоях $\Delta \theta_{\rm M}$ над температурой окружающей среды для установившегося теплового процесса определяется следующим образом:

$$\Delta \theta_{\rm M} = \Delta \theta_{\rm MH} \left[\frac{1 + RK^2}{1 + R} \right]^x, \tag{2}$$

где $\Delta \theta_{_{\rm MH}}$ – паспортное превышение температуры масла в верхних слоях при номинальной нагрузке (для распределительных трансформаторов типа TM $\Delta \theta_{_{\rm MH}} = 55$ °C); *K* – коэффициент загрузки трансформатора; *x* – показатель степени суммарных потерь (для распределительных трансформаторов типа TM *x* = 0,8); *R* = $\Delta R_{\rm K}/\Delta R_{\rm x}$ – отношение потерь короткого замыкания $\Delta R_{\rm K}$ к потерям холостого хода $\Delta R_{\rm x}$.

Из (2) получим

$$R = \frac{\left(\frac{\Delta \theta_{_{\rm M}}}{\Delta \theta_{_{\rm MH}}}\right)^{\frac{1}{x}} - 1}{K^2 - \left(\frac{\Delta \theta_{_{\rm M}}}{\Delta \theta_{_{\rm MH}}}\right)^{\frac{1}{x}}}.$$
(3)

Используя упрощенную модель трансформатора как однородного тела [7], тепловую постоянную времени трансформатора т можно определить по формуле

$$\tau = \frac{mc}{P} \Delta \theta, \tag{4}$$

где *m* – масса трансформатора; *c* – удельная теплоемкость трансформатора; $P = K^2 \Delta P_{\kappa} + \Delta P_{\chi}$ – суммарные потери активной мощности в трансформаторе; $\Delta \theta$ – установившееся превышение температуры трансформатора над температурой окружающей среды.

Математическая модель распределения температуры масла по высоте трансформатора, принятая в [6], позволяет использовать в качестве $\Delta \theta$ превышение температуры масла в верхних слоях $\Delta \theta_{\rm M}$. В целях упрощения, принимая, что масса и удельная теплоемкость трансформатора постоянны и не зависят от температуры и срока службы, формулу (4) можно переписать в виде

$$K^{2}\Delta P_{\kappa} + \Delta P_{x} = \frac{G}{\tau} \Delta \theta_{M}, \qquad (5)$$

где G = mc – теплоемкость трансформатора, определяемая по паспортным данным превышения температуры $\Delta \theta_{\rm MH}$, постоянной времени $\tau_{\rm H}$ и паспортным потерям холостого хода $\Delta P_{\rm XH}$ и короткого замыкания $\Delta P_{\rm KH}$,

$$G = \frac{\Delta P_{\rm \tiny KH} + \Delta P_{\rm \tiny XH}}{\Delta \theta_{\rm \tiny MH}} \tau_{\rm \tiny H}.$$
 (6)

Известно [2], что температура верхних слоев масла принимает практически установившееся значение через промежуток времени 4τ (практически это 12 ч для трансформаторов TM) при постоянной нагрузке. В реальности постоянную нагрузку трансформатора в течение 12 ч поддерживать достаточно сложно, поэтому для определения установившегося превышения температуры и постоянной времени трансформатора можно использовать закон изменения температуры. По данным [6, 7], при равномерном нагреве трансформатора температура верхних слоев масла изменятся по экспоненциальному закону (рис. 1).



Рис. 1. Экспоненциальная кривая нагрева трансформатора

При нагрузке, условно постоянной в течение только нескольких часов (например, при ночном минимуме), можно построить зависимость изменения превышения температуры верхних слоев масла от времени $\Delta \theta_{\rm M}(t)$. Аппроксимируя данную зависимость по соотношению

$$\Delta \theta_{\rm M}(t) = \Delta \theta_{\rm M} \left(1 - e^{-t/\tau} \right), \tag{7}$$

можно определить необходимые значения $\Delta \theta_{M}$ и τ с достаточной точностью.

После ряда простейших преобразований формулы (3) и (5) образуют систему уравнений:

$$\begin{cases} K^{2}\Delta P_{\rm H} + \Delta P_{\rm x} = \frac{G}{\tau}\Delta \theta_{\rm M}; \\ \frac{\Delta P_{\rm H}}{\Delta P_{\rm x}} = \frac{\left(\frac{\Delta \theta_{\rm M}}{\Delta \theta_{\rm MH}}\right)^{\frac{1}{x}} - 1}{K^{2} - \left(\frac{\Delta \theta_{\rm M}}{\Delta \theta_{\rm MH}}\right)^{\frac{1}{x}}}. \end{cases}$$
(8)

19

Введем обозначение $(\Delta \theta_{M} / \Delta \theta_{MH})^{\frac{1}{x}} = \xi$ и преобразуем систему (8) к виду:

$$\left| \Delta P_{\mathbf{x}} = \frac{G}{\tau} \Delta \theta_{\mathbf{M}} - K^{2} \frac{\frac{G}{\tau} \Delta \theta_{\mathbf{M}} (\xi - 1)}{\left[\left[K^{2} - \xi \right] + K^{2} (\xi - 1) \right]}; \qquad (9) \\ \Delta P_{\mathbf{H}} = \frac{\frac{G}{\tau} \Delta \theta_{\mathbf{M}} (\xi - 1)}{\left[\left[K^{2} - \xi \right] + K^{2} (\xi - 1) \right]}. \right.$$

Из (9) видно, что для определения искомых потерь мощности в трансформаторе достаточно иметь данные о его коэффициенте загрузки и характере изменения превышения температуры верхних слоев масла во времени. В условиях эксплуатации коэффициент загрузки трансформатора можно достаточно просто определить по показаниям измерительных приборов, установленных на подстанции. Регистрация же температуры вызывает некоторые затруднения. Для измерения температуры верхних слоев масла авторами разработан макет прибора на основе микроконтроллера Arduino, позволяющий считывать и хранить информацию о температуре в карте памяти microSD. Архитектура контроллера дает возможность интегрировать его в цепи тепловой защиты трансформатора. Функциональная схема разработанного устройства представлена на рис. 2.

Температура верхних слоев масла и окружающей среды определяется с помощью двух термометров: первый устанавливается в отверстие для стандартного термометра, второй закрепляется на некотором расстоянии от трансформатора (рис. 3). Текущая температура отображается на ЖК-дисплее прибора и записывается в память через равные промежутки времени. Кроме того, предусмотрена возможность приема прибором SMS-команд и передачи сообщений. Выбор именно GSM-связи обусловлен большой зоной действия сотовой связи, в связи с чем нет необходимости использовать дополнительные передающие устройства. Величину загрузки трансформатора устройство может получать от его измерительных устройств (трансформаторов тока или счетчиков электроэнергии) через аналоговый вход.



Рис. 2. Функциональная схема разработанного устройства

Немаловажным достоинством прибора является возможность регистрации температуры верхних слоев масла в течение продолжительного периода времени. Информация о температуре окружающей среды и верхних слоев масла считывается с датчиков, обрабатывается контроллером и записывается в память на microCD-карту. Информация может быть считана непосредственно с карты памяти либо по запросу через GSM-команду и использоваться в условиях SMARTGRID электрических сетей.

Динамика изменения температуры верхних слоев масла позволяет определить износ изоляции масляного трансформатора [6] и оценить его эксплуатационный ресурс. В настоящее время существуют разнообразные методики определения текущего технического состояния трансформатора, основанные на химическом анализе трансформаторного масла. Несмотря на то, что методы химического анализа дают достаточно точный результат [8], они весьма затратны и не всегда могут быть выполнены в масштабе предприятия районных электросетей.



Рис. 3. Схема установки устройства: 1 – бак трансформатора; 2 – масляный термометр; 3 – внешняя GSM антенна; 4 – корпус устройства с ЖК дисплеем; 5 – внешний термометр

Определение реальных технико-экономических показателей трансформаторов позволяет более обоснованно выбирать оптимизационные мероприятия в электрических сетях. В частности, информация о величине потерь в трансформаторе может быть использована в технико-экономических расчетах (например, представленных в [9]), а динамика изменения величины потерь в процессе эксплуатации позволяет прогнозировать состояние трансформатора в долгосрочной перспективе и планировать более качественные оптимизационные мероприятия, такие как капитальный ремонт трансформатора или его замена [10].

выводы

1. Установлено, что у трансформаторов со значительным сроком службы значения потерь мощности изменяются вследствие химической деградации материалов. 2. Предложен усовершенствованный метод определения потерь мощности масляного трансформатора для условий SMARTGRID на основе анализа температуры верхних слоев масла.

3. Разработан макет устройства, позволяющего определять потери мощности в трансформаторе и передавать их диспетчеру.

4. Полученные результаты могут быть использованы при разработке и выборе оптимизационных мероприятий в распределительных электрических сетях с целью улучшения их технико-экономических показателей, а также при планировании других технических мероприятий, например замене трансформатора.

ЛИТЕРАТУРА

1. Методика расчета и обоснования нормативов расхода электроэнергии на ее передачу по электрическим сетям: СТП 09110.09.455–11. – Введ. 28.12.2011. – Минск: ГПО «Белэнерго», 2011. – 51 с.

2. Трансформаторы силовые. Общие технические условия: ГОСТ 11677–85. – Взамен ГОСТ 11677-75. – Введ. 01.07.1986. – М.: Изд-во стандартов, 1990. – 58 с.

3. К о з а к о в, Ю. Б. Методика определения мощности потерь холостого хода трансформаторов с различным сроком службы [Электронный ресурс] / Ю. Б. Козаков, В. Я. Фролов, А. В. Коротков // Вестник ИГЭУ. – 2012. – Вып. 1. – Режим доступа: http://ispu.ru/ files/str. 20-24.pdf. – Дата доступа: 23.01.2015.

4. Балабин, А. А. Разработка методики расчета потерь электроэнергии в магнитопроводах длительно эксплуатирующихся силовых трансформаторов: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.20.02 / А. А. Балабин; ГОУ ВПУ «Орловский государственный технический университет». – Орел, 2009. – 18 с.

5. П р а в и л а технической эксплуатации электроустановок потребителей: ТКП 181–2009 (02230). – Введ. 01.09.2009. – Минск: Минэнерго, 2009. – 325 с.

6. Трансформаторы силовые масляные общего назначения. Допустимые нагрузки: ГОСТ 14209–85 (СТ СЭВ 3916-82). – Взамен ГОСТ 14209–69. – Введ. 01.07.85. – М.: Изд-во стандартов, 1985. – 30 с. (Действующий).

7. Каршаи, К Нагрев и охлаждение трансформаторов / К. Каршаи, Д. Кэрэни, Л. Киш; пер. с венг. – М.: Энергия, 1980. – 180 с.

8. Львов, М. Ю. Разработка и совершенствование методов и критериев оценки технического состояния силовых трансформаторов и автотрансформаторов напряжением 110 кВ и выше: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.09.01 / М. Ю. Львов; ОАО «ВНИИЭ». – М., 2009. – 37 с.

9. Ф у р с а н о в, М. И. Планирование замены трансформаторов в распределительных сетях / М. И. Фурсанов // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений СССР). – 1983. – № 7. – С. 44–46.

10. Ф у р с а н о в, М. И. Определение эффективности замены трансформаторов с длительным сроком эксплуатации / М. И. Фурсанов, Н. С. Петрашевич // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 2014. – № 3. – С. 13–19.

REFERENCES

1. S T P 09110.09.455–11. The Method of Estimating and Substantiation of Power Consumption Normatives on its Transmission Over the Electric Networks. Minsk, 2011. 51 p. (in Russian).

2. S t a t e Standard 11677–85. Power Transformers. General Technical Specifications. Moscow, USSR State Committee on Standards, 1990. 58 p. (in Russian).

3. K o z a k o v, Yu. B., Frolov, V. Ya., & Korotkov, A. V. (2012) Estimation Technique for Standby Power Losses of the Transformers with Different Operating Age. *Vestnik IGEU* [Bulletin of Ivanovo State Power University] Available at: http://ispu.ru/files/str._20-24.pdf. (Accessed 23 January 2015) (in Russian).

4. B a l a b i n, A. A. (2009) Razrabotka Metodiki Rascheta Poter' Elektroenergii v Magnitoprovodakh Dlitel'no Ekspluatiruiushchikhsia Silovykh Transformatorov. Avtoreferat Dissertatsii Kandidata Tekhnicheskikh Nauk [Developing Estimation Technique for Electric Power Losses in Magnetic Cores of the Long Operating Power Transformers. Dissertation of the Candidate of Technical Sciences]. Orel. 18 p. (in Russian). 5. T K P 181–2009. Operating Rules and Regulations of the Electric Installations of Consumers. Minsk, Minenergo. 325 p. (in Russian).

6. S t a t e Standard 14209–85. Transformers Power oil for General Purpose. Allowable Load. Moscow, Standards Publishing House, 1985. 30 p. (in Russian).

7. K a r s h a i, K., Kereni, D., & Kish, L. (1980) *Heating and Warming of the Transformers;* tr. from Hungarian. Moscow, Energy. 180 p. (in Russian).

8. L' v o v, M. Yu. (2009) Razrabotka i Sovershenstvovanie Metodov i Kriteriev Otsenki Tekhnicheskogo Sostoianiia Silovykh Transformatorov i Avtotransformatorov Napriazheniem 110 kV i Vyshe. Avtoref. dis. d-ra tekhn. nauk [Methods and Criteria Developing and Improvement for the Technical State Assessment of Power Transformers and Autotransformers of 110 kV and Higher. Dr. tech. sci. diss]. Moscow. 37 p. (in Russian).

9. F u r s a n o v, M. I. (1983) Planning the Transformers Substitution in Distributing Mains. *Izv. Vyssh. Ucheb. Zavedenii SSSR – Energetika* [Proceedings of the USSR Higher Education Institutions – Energetics], 7, 44–46 (in Russian).

10. F u r s a n o v, M. I., & Petrashevich, N. S. (2014) Substitution Efficiency Evaluation of the Transformers with Long Operating Life. *Izvestyia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'Edinenii SNG – Energetika* [Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Energetika], 3, 13–19 (in Russian).

Представлена кафедрой электрических систем

Поступила 25.05.2015

УДК 621.316.925

УПРОЩЕННАЯ МОДЕЛЬ ТРЕХФАЗНОЙ ГРУППЫ ТРАНСФОРМАТОРОВ ТОКА В СИСТЕМЕ ДИНАМИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

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

Белорусский национальный технический университет

E-mail: novashiv@tut.by

Представлена и обоснована методика реализации упрощенной математической модели трехфазной группы трансформаторов тока на основе паспортных (номинальных) данных трансформаторов тока, входящих в моделирования MatLab–Simulink–SimPower-Systems реализована упрощенная математическая модель трехфазной группы трансформаторов тока с соединением вторичных обмоток и нагрузок по схеме «звезда с нулевым проводом». Данная модель позволяет получать форму кривой вторичного тока, используя лишь паспортные данные моделируемого трансформатора тока. Таким образом, рассматриваемая модель дает возможность оценивать применимость трансформатора тока с точки зрения правильного функционирования устройств релейной защиты при переходных процессах в энергосистеме.

С помощью данной модели проведены вычислительные эксперименты, соответствующие характерным режимам работы трансформатора тока: протекание тока короткого замыкания с наличием/отсутствием апериодической составляющей и протекание тока короткого замыкания с наличием апериодической составляющей и остаточной намагниченности трансформатора тока. Рассмотрены режимы неуспешного автоматического повторного включения при различной фазе включения выключателя. Для каждого характерного случая построены осциллограммы.

Проведено сравнение двух способов задания кривой намагничивания стали магнитопровода трансформатора тока: ручная аппроксимация и аппроксимация по формуле Оллендорфа. На основании данного сравнения сделан вывод о возможности применения аппроксимирующей функции кривой намагничивания для анализа работы трансформатора тока при переходных процессах в энергосистеме. Разработан графический интерфейс модели, позволяющий в наглядной форме задавать номинальные параметры трансформатора тока, остаточную намагниченность и способ аппроксимации кривой намагничивания стали магнитопровода. Результаты проведенных вычислительных экспериментов подтвердили адекватность реализованной модели.

Ключевые слова: модель, трансформатор тока, релейная защита, характеристика намагничивания, вольт-амперная характеристика, насыщение, расчет параметров, Simulink, MatLab, SimPowerSystems.

Ил. 13. Табл. 1. Библиогр.: 10 назв.

A SIMPLIFIED MODEL OF THREE-PHASE BANK OF CURRENT TRANSFORMERS IN THE DYNAMIC SIMULATION SYSTEM

NOVASH I. V., RUMIANTSEV Yu. V.

Belarusian National Technical University

The article presents and substantiates a simplified mathematical simulation model realization technique for a three-phase bank of current transformers (CT) based on their nameplate data. The secondary windings and load of the current transformers form a Y-connected circuit with neutral conductor. Consistent with the presented technique the simplified mathematical simulation realizes in the dynamic-modeling environment of MatLab–Simulink–SimPower-Systems. This simulation allows obtaining the secondary current curve shape entering only the nameplate data of the CT being simulated. Thus, the simulation under consideration enables the assessment of technical feasibility of the CT from viewpoint of correct functioning of the relay protective devices during transient processes in the electric energy systems.

Employing the model, the authors conduct computational experiments simulating the CT typical operating modes: short-circuit current passage with presence/absence of the direct component and short-circuit current passage with presence of the direct component and residual magnetic induction of the CT. The paper examines the modes of automatic re-closing failure at different stages of the breaker closure with oscillograms drawn illustrating each characteristic case.

The authors compare two methods for the CT iron magnetization-curve assigning: manual approximation and the Ollendorf-formula approximation. Relying on this comparison they conclude on feasability of application of the magnetization-curve approximating function for the CT operating analysis during transient processes in the electric energy systems. An elaborated user-friendly graphic interface provides a means of visual assigning the CT nominal parameters, the residual magnetic induction, and the method of the transformer iron magnetization curve approximation. The results of conducted computational experiments prove feasibility of the CT-bank simulation model.

Keywords: simulation, current transformer, relaying protection, magnetization curve, voltage-current characteristic, saturation, parameters computation, Simulink, MatLab, SimPowerSystems.

Fig. 13. Tab. 1. Ref.: 10 titles.

Правильное функционирование устройств релейной защиты (РЗ) во время переходных процессов в первичной сети зависит от формы кривой переменного тока, протекающего в защищаемом объекте в аварийном режиме. Источниками информации о токах защищаемого объекта являются трансформаторы тока (TT), вторичные токи которых поступают на аналоговые входы микропроцессорных устройств РЗ. Вследствие насыщения магнитопровода TT в аварийном режиме форма вторичного тока может существенно отличаться от формы его первичного тока. Для оценки поведения микропроцессорных устройств РЗ в настоящее время широко используются диагностические комплексы, которые позволяют подавать на аналоговые входы устройств информационные токовые сигналы, эквивалентные по форме и мощности вторичным токам TT. Одним из способов получения таких информационных сигналов является метод математического моделирования. Он позволяет в ходе вычислительного эксперимента с использованием математических моделей защищаемого объекта и измерительных ТТ получать графики мгновенных значений первичных и вторичных токов ТТ для различных аварийных режимов.

Целью исследований авторов являлось создание упрощенной модели трехфазной группы TT с исходными параметрами модели, определяемыми только по паспортным данным TT, входящих в моделируемую группу трансформаторов. Вторичные токи TT, полученные в результате вычислительного эксперимента, можно в дальнейшем воспроизвести и подать на аналоговые входы микропроцессорного устройства P3 с помощью проверочно-диагностического устройства (например, Omicron) или использовать в качестве входного сигнала для разработанных в системе динамического моделирования (СДМ) MatLab–Simulink (или иной) [1] моделей устройств P3.

Основная проблема при моделировании TT – отсутствие в общедоступных источниках геометрических параметров его магнитной системы: сечения магнитопровода и средней длины магнитной линии. Практически всегда известны следующие характеристики TT: класс точности, номинальная предельная кратность (номинальный коэффициент безопасности – для обмоток, предназначенных для коммерческого учета или измерений), номинальная вторичная нагрузка и коэффициент трансформации. Еще две важные характеристики – активное сопротивление вторичной обмотки и вольтамперная характеристика (BAX) – зачастую являются неизвестными.

Характеристика намагничивания электротехнической стали не зависит от геометрических и номинальных параметров TT и отражает только свойство материала, в то время как BAX TT напрямую зависит от данных параметров. Характеристики намагничивания электротехнических сталей, применяемых для производства магнитопроводов различных типов TT, в общем случае подобны. Поэтому для создания упрощенной модели TT можно принять, что все магнитопроводы TT изготовлены из стали одной марки и имеют одинаковую характеристику намагничивания. В качестве такой характеристики примем типовую среднюю кривую, приведенную в [2], под которой далее и будем понимать характеристику намагничивания.

В основу математической модели трехфазной группы TT положена математическая модель одиночного TT [3]:

$$\begin{cases} w_2 s_c \frac{dB}{dt} = (R_{o6} + R_{_{\rm H}})i_2 + (L_{o6} + L_{_{\rm H}})\frac{di_2}{dt};\\ w_1 i_1 - w_2 i_2 = l_c H;\\ B_m = f(H), \end{cases}$$
(1)

где R_{o6} , L_{o6} – активное сопротивление и индуктивность вторичной обмотки; $R_{\rm H}$, $L_{\rm H}$ – то же нагрузки; $s_{\rm c}$ – сечение стали магнитопровода; $l_{\rm c}$ – средняя длина силовой линии магнитного поля; i_1 , i_2 – первичный и вторичный токи TT; w_1 , w_2 – число витков первичной и вторичной обмоток соответственно; $B_m = f(H)$ – средняя характеристика намагничивания электротехнической стали (зависимость амплитуды магнитной индукции B_m от действующего значения напряженности магнитного поля H при номинальной частоте $f = 50 \ \Gamma$ ц).

Математическая модель трехфазной группы TT с соединением вторичных обмоток и нагрузок в «звезду с нулевым проводом» [3] содержит уравнения трех однофазных TT и строится в соответствии с рис. 1. Если в качестве нагрузок, подключенных к вторичным обмоткам и нулевому выводу трехфазной группы TT, рассматривать микропроцессорное устройство защиты и контрольные кабели, то суммарные индуктивности данных нагрузок ($L_{H(A,B,C)}$, L_0), ввиду их малого значения, можно исключить из системы уравнений (1). Приняв, что вторичная обмотка равномерно распределена по периметру магнитопровода, в данной системе уравнений также можно не учитывать индуктивность $L_{oб}$.



Рис. 1. Схема соединения вторичных обмоток и нагрузок трансформаторов тока в «звезду с нулевым проводом»

После приведения дифференциальных уравнений к виду, удобному для численного интегрирования, математическое описание трехфазной группы ТТ (рис. 1) принимает вид:

$$\begin{cases} \frac{dB_{j}}{dt} = \frac{1}{w_{2}s_{c}} \Big[\Big(R_{o6} + R_{uj} \Big) i_{2j} + R_{0}i_{0} \Big], & j = A, B, C; \\ i_{2j} = \frac{w_{1}}{w_{2}} i_{1j} - \frac{l_{c}}{w_{2}} H_{j}; \\ B_{mj} = f(H_{j}); \\ i_{0} = i_{2A} + i_{2B} + i_{2C}. \end{cases}$$

$$(2)$$

Реализация (2) в СДМ MatLab–Simulink при известных геометрических параметрах магнитной системы TT приведена в [4]. Данная система уравнений содержит следующие неизвестные константы: w_1 , w_2 , s_c , l_c , R_{of} , причем число витков w_1 первичной обмотки TT обычно составляет 1 или 2. Для рассматриваемой модели примем $w_1 = 1$. Число витков вторичной обмотки w_2 может быть вычислено исходя из следующего соотношения (при известном значении w_1):

$$w_2 = \frac{I_{1 \text{HOM}} w_1}{I_{2 \text{HOM}}},$$

где *I*_{1ном}, *I*_{2ном} – номинальный первичный и вторичный токи TT.

В общем случае сопротивление вторичной обмотки $R_{\rm of}$ TT можно приблизительно вычислить по следующей формуле (надо иметь в виду, что сопротивление вторичной обмотки TT зависит от многих факторов и не может быть точно определено по приведенной ниже формуле):

$$R_{\rm of} = R_{\rm B} W_2,$$

где $R_{\rm B}$ – сопротивление одного витка вторичной обмотки.

В [5] рекомендуется для расчета сопротивления вторичной обмотки TT с $I_{2\text{ном}} = 5$ А принимать значение $R_{\text{в}} = 0,002$ Ом/виток.

Следует отличать вольт-амперную характеристику (ВАХ) и характеристику холостого хода ТТ. Вольт-амперная характеристика $U_2 = f(I_{02})$ – это зависимость действующего напряжения на зажимах вторичной обмотки U_2 от действующего вторичного тока намагничивания I_{02} , а характеристика холостого хода $E_2 = f(I_{02})$ – зависимость действующей ЭДС вторичной обмотки E_2 от действующего вторичного тока намагничивания I_{02} . ЭДС E_2 отличается от напряжения U_2 из-за падения напряжения в активном сопротивлении вторичной обмотки R_{06} (индуктивным сопротивлением, как было отмечено выше, пренебрегаем). Однако в практике релейной защиты вследствие малой величины сопротивления вторичной обмотки принимается $E_2 \approx U_2$ [6]. Поэтому далее под ВАХ будем понимать зависимость $E_2 = f(I_{02})$.

Как известно, координаты ВАХ пропорциональны координатам характеристики намагничивания TT, т. е. ВАХ TT $E_2 = f(I_{02})$ в определенном масштабе повторяет характеристику намагничивания стали магнитопровода $B_m = f(H)$. Данные характеристики связаны между собой следующими соотношениями:

$$E_2 = \frac{2\pi f w_2 s_c}{\sqrt{2}} B_m = 4,44 f w_2 s_c B_m = 222 w_2 s_c B_m$$
 при $f = 50$ Гц;
 $I_{02} = \frac{l_c}{w_2} H.$

По оси $E_2(B_m)$ данные характеристики пропорциональны $222w_2s_c$, а по оси $I_{02}(H)$ пропорциональны l_c/w_2 . Зная значения $222w_2s_c$ и l_c/w_2 конкретного TT, можно перейти от характеристики $B_m = f(H)$ к характеристике $E_2 = f(I_{02})$. Для вычисления данных значений необходимо найти координаты однозначно определяемой точки на характеристике намагничивания и соответствующей этому же состоянию TT точки на BAX. Далее, определив отношения E_2 к B_m и I_{02} к H, вычислить значения $222w_2s_c$ и l_c/w_2 соответственно. Расчетной точкой для вычисления $222w_2s_c$ может служить так называемая точка knee-point (точка излома характеристики), а для вычисления l_c/w_2 – точка, соответствующая работе TT с предельно допустимой погрешностью ε .

Согласно [7], для обмотки класса точности 10Р (5Р) справедливо следующее соотношение:

$$K_{kn} = \frac{E_{2kn}}{E_{2\varepsilon}} = \frac{B_{mkn}}{B_{m\varepsilon}} = 0,740 \ (0,875), \tag{3}$$

где K_{kn} – коэффициент перехода; E_{2kn} – ЭДС в точке knee-point на ВАХ; $E_{2\varepsilon}$ – ЭДС в точке, соответствующей работе TT с максимально допустимой

погрешностью є; B_{mkn} – индукция в точке knee-point на характеристике намагничивания; $B_{m\epsilon}$ – индукция в точке, соответствующей работе TT с максимально допустимой погрешностью є.

При работе TT с максимально допустимой погрешностью є вторичная ЭДС будет равна [7]

$$E_{2\varepsilon} = K_{\text{hom}} I_{2 \text{ hom}} (R_{\text{of}} + R_{\text{hom}}),$$

где $K_{\text{ном}}$ – номинальная предельная кратность TT; $R_{\text{ном}}$ – номинальное активное сопротивление нагрузки TT.

Очевидно, что ток намагничивания при работе TT с погрешностью ϵ (в %) составит

$$I_{02\varepsilon} = \frac{\varepsilon}{100} K_{\text{HOM}} I_{2\text{HOM}}$$

Переход от вычисленного значения $E_{2\varepsilon}$ к величине вторичной ЭДС в точке излома характеристики осуществим через соотношение (3)

$$E_{2kn} = E_{2\varepsilon}K_{kn} = K_{\text{HOM}}I_{2\text{HOM}}(R_{\text{of}} + R_{\text{HOM}})K_{kn}$$

Согласно стандарту IEC61869–2, ЭДС в точке излома определяется точкой на ВАХ, 10%-е увеличение напряжения относительно которой соответствует 50%-му повышению намагничивающего тока. Это же правило справедливо и для характеристики намагничивания $B_m = f(H)$, т. е. индукция точки излома определяется точкой на характеристике намагничивания, 10%-е увеличение индукции относительно которой соответствует 50%-му повышению напряженности магнитного поля. Данному определению удовлетворяют следующие координаты точки излома принятой характеристики намагничивания: $B_{mkn} = 1,389$ Тл; $H_{kn} = 51,28$ А/м.

Переход от вычисленного значения к величине индукции в точке $B_{m\epsilon}$ (для обмотки класса 10Р) также осуществим через коэффициент K_{kn}

$$B_{m\varepsilon} = \frac{B_{mkn}}{K_{kn}} = \frac{1,389}{0,74} = 1,877$$
 T.I.

По принятой характеристике найдем значение напряженности магнитного поля в точке H_{ε} , соответствующей работе TT с максимально допустимой погрешностью ε , – 2220 А/м.

Таким образом, имеем следующие соотношения:

$$\frac{E_{2kn}}{B_{mkn}} = 222w_2s_c;$$

$$\frac{I_{02\varepsilon}}{H_{\varepsilon}} = \frac{l_{\rm c}}{w_2}$$

Система уравнений, описывающая упрощенную модель трехфазной группы ТТ, в общем случае примет вид:

$$\begin{cases} \frac{dB_{j}}{dt} = \frac{222B_{mkn} \left[\left(R_{B} \frac{I_{1HOM} W_{1}}{I_{2HOM}} + R_{Hj} \right) i_{2j} + R_{0} i_{0} \right]}{K_{kn} K_{HOM} I_{2HOM} \left(R_{B} \frac{I_{1HOM} W_{1}}{I_{2HOM}} + R_{HOMj} \right)}, \quad j = A, B, C; \\ i_{2j} = \frac{I_{2HOM}}{I_{1HOM}} i_{1j} - \frac{\varepsilon K_{HOM} I_{2HOM}}{100 H_{\varepsilon}} H_{j}; \\ B_{nj} = f(H_{j}); \\ i_{0} = i_{2A} + i_{2B} + i_{2C}, \end{cases}$$
(4)

или для TT с $I_{2_{\text{HOM}}} = 5$ A; $w_1 = 1$; $R_{\text{в}} = 0,002$ Ом/виток; $\varepsilon = 10$ % (обмотка класса 10Р); $B_{mkn} = 1,389$ Тл; $H_{\varepsilon} = 2220$ А/м:

$$\begin{cases} \frac{dB_{j}}{dt} = \frac{83,34 \left[(0,0004I_{1_{HOM}} + R_{_{Hj}})i_{2j} + R_{_{0}}i_{0} \right]}{K_{_{HOM}}(0,0004I_{1_{HOM}} + R_{_{HOMj}})}, \quad j = A, B, C; \\ i_{2j} = \frac{5i_{1j}}{I_{_{1HOM}}} - 2,25 \cdot 10^{-4} K_{_{HOM}}H_{_{j}}; \\ B_{nj} = f(H_{_{j}}); \\ i_{0} = i_{2A} + i_{2B} + i_{2C}. \end{cases}$$

На основе (4) в СДМ MatLab–Simulink реализована упрощенная модель трехфазной группы TT с соединением вторичных обмоток и нагрузок по схеме «звезда с нулевым проводом» (блок CT на рис. 5). Меню задания параметров данной модели приведено на рис. 2.

	a	б
Block Parameters: CT wye-connected CTs simplified model t General Advanced Class	Dased on nameplate data (mask) 10P	Block Parameters: CT Simplified model based on nameplate data (mask) General Advanced
Rated primary current [A] Rated secondary current [A] Nominal ALF Nominal secondary burden [VA] Actual secondary burden [VA] 25	300 A • 5 A • 20 • 25 VA •	Bm=f(H) approximation method User-defined (25 points) ▼ Remanence ✓ CT ratio measurement ✓ Actual ALF measurement
0 OK Ca	ncel Help Apply	OK Cancel Help Apply

Рис. 2. Меню задания параметров модели ТТ: вкладка General (а), вкладка Advanced (б)

Расшифровка пунктов меню задания параметров реализованной в СДМ MatLab–Simulink упрощенной модели трехфазной группы ТТ представлена в табл. 1.

Таблица 1

№ п/п	Пункт меню модели	Назначение	Примечание
1	Class	Класс точности ТТ	Выбор между классами точности 5Р и 10Р
2	Rated primary current [A]	Номинальный первичный ток, А	Возможен выбор из диапазона 50-4000 А
3	Rated secondary current [A]	Номинальный вторичный ток, А	Выбор между 1 и 5 А
4	Nominal ALF	Номинальная предельная кратность ТТ	Возможен выбор из диапазона 5–50 с шагом 5
5	Nominal sec- ondary bur- den [V·A]	Номинальная вторичная нагрузка, В·А	Возможен выбор из диапазона 5–50 В·А с шагом 5 В·А
6	$B_m = f(H)$ approxima- tion method	Метод аппроксимации кривой намагничивания <i>B_m = f(H)</i>	Выпадающее меню с пунктами 6.1-6.2
6.1	User-defined (25 points)	Аппроксимация 25 парами значений $B_m - H$	В, Тл
6.2	Ollendorf	Аппроксимация с помо- щью формулы Оллен- дорфа	B, Τπ $H = \alpha sh \beta B$ H, Α/м
7	Actual second- ary burden [V·A]	Действительная вторичная нагрузка, В·А	Возможен ввод любого неотрицательного значения
8	Neutral conduc- tor resistance [Ohm]	Сопротивление нулевого провода, Ом	Возможен ввод любого неотрицательного значения
9	Remanence	Задание остаточной маг- нитной индукции	При установке флажка возле данного пункта появляются дополнительные пункты 9.1–9.3
9.1	Phase A [T]	ТТ в фазе A	Задание остаточной магнитной индукции ТТ в фазе <i>А</i>
9.2	Phase B [T]	ТТ в фазе <i>В</i>	Задание остаточной магнитной индукции ТТ в фазе <i>В</i>
9.3	Phase C [T]	ТТ в фазе С	Задание остаточной магнитной индукции ТТ в фазе С
10	CT ratio mea- surement	Измерение коэффициента трансформации ТТ	При установке (снятии) флажка возле дан- ного пункта меню в модели появляется (исчезает) дополнительный порт изме- рения коэффициента трансформации TT
11	Actual ALF measurement	Измерение действительной кратности протекающего тока	При установке (снятии) флажка возле дан- ного пункта меню в модели появляется (исчезает) дополнительный порт изме- рения кратности протекающего тока

Расшифровка пунктов меню упрощенной модели ТТ

Параметры эквивалентной питающей системы определяются следующим образом. Значение индуктивности питающей системы *L*_c может быть найдено при известном уровне тока трехфазного короткого замыкания (КЗ) на шинах узла нагрузки

$$L_{\rm c} = \frac{U_{\rm HOM}}{\sqrt{3}I_{\kappa}^{(3)}\omega_0},\tag{5}$$

где $I_{\kappa}^{(3)}$ – ток трехфазного КЗ; $U_{\text{ном}}$ – номинальное напряжение ступени, для которой рассчитан ток КЗ.

Активное сопротивление R_c питающей системы можно определить исходя из заданного значения постоянной времени T_a рассматриваемой цепи КЗ

$$R_{\rm c} = \frac{L_{\rm c}}{T_{\rm a}}.$$
 (6)

Для возможности анализа работы TT при протекании в первичной цепи тока трехфазного K3 произвольной амплитуды и с произвольным значением постоянной времени в системе Simulink на основе (5), (6) был реализован блок эквивалентной питающей системы (на рис. 5 – блок Eq. system). В зависимости от заданных параметров на выходе данного блока формируется выходной сигнал – ток с заданной амплитудой и определенной постоянной времени.

Следует иметь в виду, что время затухания апериодической составляющей не равно значению постоянной времени рассматриваемой цепи при КЗ. При $t = T_a$ апериодическая составляющая снижается лишь до 0,368 своего начального значения. Это наглядно иллюстрирует рис. 3, на котором приведена осциллограмма тока КЗ при $T_a = 0,05$ с. Как видно из данного рисунка, установившийся режим КЗ наступает примерно через $4T_a$.



Рис. 3. Осциллограмма тока КЗ при $T_a = 0,05$ с

Как уже отмечалось выше, в рассматриваемой модели реализована возможность аналитической аппроксимации характеристики намагничивания стали $B_m = f(H)$ двумя способами:

• аппроксимация 25 парами значений *B_m*-*H* – самый точный, но наиболее трудоемкий способ; с помощью гиперболической функции [8] *H* = αsh(β*B_m*) – менее трудоемкий и обеспечивающий достаточно точные результаты.

Определение коэффициентов в эмпирической формуле $H = \alpha sh(\beta B_m)$ произведем по методу выбранных точек. Данный метод заключается в произвольном выборе на кривой намагничивания некоторого числа точек (по количеству независимых коэффициентов формулы). Выбор точек осуществляется таким образом, чтобы они располагались на характерных участках кривой намагничивания. Были выбраны две точки: одна – до колена кривой намагничивания с координатами $H_1 = 65$ А/м, $B_{m1} = 1,507$ Тл, другая – за коленом с координатами $H_2 = 970$ А/м, $B_{m2} = 1,81$ Тл.

Коэффициенты β и α с достаточной точностью находятся по следующим выражениям:

$$\beta = \frac{\ln \frac{H_2}{H_1}}{B_{m_2} - B_{m_1}}; \quad \alpha = \frac{H_2}{\operatorname{sh}(\beta B_{m_2})}$$

По результатам расчета получились следующие значения коэффициентов: $\alpha = 0,0001886; \beta = 8,92.$

Следует отметить, что неучет гистерезиса не вносит большой погрешности в получаемые результаты моделирования, так как для оценки функционирования устройств РЗ используются режимы, в которых напряженности магнитного поля намного превосходят коэрцитивную силу. Поэтому при моделировании можно использовать однозначную аппроксимацию характеристики намагничивания с возможностью учета остаточной намагниченности [9].

Сравнение результатов аппроксимации принятой характеристики намагничивания вышеописанными способами приведено на рис. 4.



Рис. 4. Результаты аппроксимации принятой характеристики намагничивания

Как видно из рис. 4, наибольшее расхождение результатов наблюдается в области рабочих индукций (до 1,5 Тл), в области перегиба и насыщения расхождения незначительны. Так как целью являлся анализ работы ТТ в переходных режимах, погрешностями в области малых индукций пренебрегали. Таким образом, можно считать, что аппроксимация гиперболической функцией – приемлемое решение при анализе работы ТТ в переходном режиме. В СДМ MatLab–Simulink с использованием блоков библиотеки расширения SimPowerSystems [10] составили структурную модель исследования работы трехфазной группы TT с соединением вторичных обмоток и нагрузок по схеме «звезда с нулевым проводом» (рис. 5). Схема исследования работы TT содержит следующие элементы: Eq. system – эквивалентная трехфазная питающая система (описание данного блока см. выше); CB – трехфазный силовой выключатель; CT – исследуемая трехфазная группа TT (рассматриваемая в данной статье модель); I2a, I2b, I2c, In – осциллографы для фиксации вторичного тока TT; Three-Phase-Fault – трехфазный короткозамыкатель.



Рис. 5. Схема исследования работы ТТ

Далее рассмотрим работу модели в режимах, критических с точки зрения функционирования релейной защиты. Все приведенные ниже осциллограммы относятся к TT, установленному в фазе *A*.

Рассмотрим работу TT при протекании в первичной цепи тока, превышающего номинальный ток TT в 13 раз. Следует отметить, что здесь и далее нагрузка на трансформатор тока принята равной номинальной, а кратность тока K3 по отношению к номинальному току TT приводится для установившегося режима K3. Параметры трансформатора тока выбраны следующие: класс точности обмотки – 10Р; номинальная кратность – 10; номинальная нагрузка – 15 В·А, коэффициент трансформации – 600/5. Результаты эксперимента приведены на рис. 6. Как и ожидалось, в итоге получена искаженная форма кривой вторичного тока, погрешность составила 35 %.



Рис. 6. Осциллограмма вторичного тока ТТ

Рассмотрим работу TT при протекании через него тока K3 с наличием апериодической составляющей. Параметры TT аналогичны предыдущему случаю, за исключением коэффициента трансформации, в данном примере он принят 1000/5. Постоянная времени $T_a = 0.05$ с, кратность тока K3 по отношению к номинальному току TT составляет 10 (т. е. соответствует номинальной предельной кратности TT). Осциллограмма вторичного тока (сплошная линия) и погрешность TT, в % (штриховая линия), приведены на рис. 7.



Рис. 7. Установление допустимой погрешности ТТ

За счет наличия апериодической составляющей кривая вторичного тока в первые несколько периодов значительно искажена, а выход TT на работу с допустимой погрешностью в 10 % происходит примерно через 0,23 с после момента возникновения КЗ. Осциллограмма изменения магнитной индукции в стали сердечника TT для вышеописанного случая приведена на рис. 8. Как видно из данной осциллограммы, наличие апериодической составляющей в токе КЗ приводит к одностороннему намагничиванию стали TT в первые несколько периодов. После затухания апериодической составляющей (0,23 с) изменение индукции во времени носит синусоидальный характер.



Рис. 8. Осциллограмма изменения магнитной индукции

Наличие остаточной магнитной индукции в стали магнитопровода существенно влияет на работу ТТ при его включении: в зависимости от зна-

ка, увеличивая или уменьшая погрешность трансформации протекающего тока. Осциллограммы вторичного тока ТТ при разной остаточной магнитной индукции – 0 и 1 Тл – приведены на рис. 9. В случае полностью размагниченного магнитопровода его насыщение происходит за 0,027 с, а при 1 Тл – за 0,0075 с.



Рис. 9. Осциллограммы вторичного тока ТТ при различном уровне остаточной магнитной индукции: 0 (а) и 1 Тл (б)

Характерным, с точки зрения работы TT, является режим неуспешного автоматического повторного включения (АПВ). Рассмотрим случаи неуспешного АПВ при различной фазе включения выключателя на неустраненное K3.

1-й случай неуспешного АПВ. Постоянная времени цепи КЗ принята 0,015 с, кратность тока КЗ по отношению к номинальному току ТТ составляет 3,5 (т. е. меньше номинальной кратности ТТ примерно в 5,7 раза). Команда на отключение выключателя поступает в момент времени 0,03 с, время бестоковой паузы (T_{dt}) составляет 0,11 с, команда на включение подается при 0,14 с. Следует отметить, что отключение выключателя происходит в момент прохождения тока через нулевое значение. Поскольку за время бестоковой паузы КЗ не было устранено, протекающий через ТТ ток остается неизменным. Как видно из рис. 10, до момента отключения выключателя ТТ не был насыщен, и трансформация первичного тока шла без погрешностей. Во время повторного включения насыщение ТТ происходит менее чем за четверть периода, хотя кратность протекающего тока в 5,7 раза меньше номинальной. Вследствие быстрого отключения тока магнитная система ТТ значительно намагничена за счет наличия в первичном токе КЗ апериодической составляющей. Как видно из рис. 11, за время бестоковой паузы магнитная индукция в ТТ не снижается до нулевого значения, а лишь незначительно уменьшается. В случае неуспешного АПВ намагничивание начинается с определенного значения, равного остаточной магнитной индукции на момент включения на неустраненное КЗ. В самом неблагоприятном случае включения намагничивание происходит в том же направлении и добавляется к остаточной индукции, что и видно из рис. 11. То есть в момент включения происходит суммирование положительной остаточной и положительной возникающей магнитной индукции. Тем самым в зависимости от фазы включения выключателя увеличивается (случай 1) или снижается (случай 2) значение суммарной магнитной индукции в момент включения.



Рис. 10. Осциллограмма изменения вторичного тока ТТ при неуспешном АПВ (случай 1)



при неуспешном АПВ (случай 1)

2-й случай неуспешного АПВ. Постоянная времени цепи КЗ принята 0,03 с, кратность тока КЗ по отношению к номинальному току ТТ составляет 5 (т. е. меньше номинальной кратности ТТ в 4 раза). Команда на отключение выключателя поступает в момент времени 0,03 с, время T_{dt} составляет 0,12 с, команда на включение подается в момент времени 0,15 с. Как видно из рис. 12, до отключения выключателя насыщение ТТ наступает примерно через 0,6 периода, однако при включении ТТ остается ненасыщенным примерно 1,7 периода.



Рис. 12. Осциллограмма изменения вторичного тока ТТ при неуспешном АПВ (случай 2)
Таким образом, в момент включения происходит суммирование положительной остаточной и отрицательной возникающей магнитной индукции, поэтому насыщение ТТ наступает позже. Осциллограмма изменения магнитной индукции ТТ при неуспешном АПВ приведена на рис. 13.



Рис. 13. Осциллограмма изменения магнитной индукции TT при неуспешном АПВ (случай 2)

выводы

1. Представлена и обоснована методика реализации упрощенной математической модели трехфазной группы трансформаторов тока с использованием их номинальных параметров.

2. В среде динамического моделирования MatLab–Simulink реализована упрощенная математическая модель трехфазной группы трансформаторов тока.

3. Проведенные вычислительные эксперименты, соответствующие характерным режимам работы трансформаторов тока, подтвердили адекватность реализованной модели.

ЛИТЕРАТУРА

1. Дьяконов, В. Simulink 4: спец. справ. – СПб.: Питер, 2002. – 528 с.

2. К о р о л е в, Е. П. Расчеты допустимых нагрузок в токовых цепях релейной защиты / Е. П. Королев, Э. М. Либерзон. – М.: Энергия, 1980. – 207 с.

3. Р о м а н ю к, Ф. А. Информационное обеспечение вычислительного эксперимента в релейной защите и автоматике энергосистем / Ф. А. Романюк, В. И. Новаш. – Минск: ВУЗ-ЮНИТИ, 1998. – 174 с.

4. Но в а ш, И. В. Реализация математической модели трехфазной группы трансформаторов тока в системе динамического моделирования / И. В. Новаш, Ю. В. Румянцев // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 2014. – № 3. – С. 19–28.

5. Методические указания по выбору параметров срабатывания устройств РЗА подстанционного оборудования производства ЗАО «АРЕВА Передача и Распределение»: Стандарт организации: СТО 56947007–29.120.70.100–2011. – Введ. 13.09.2011. – М.: ОАО «ФСК ЕЭС», 2011. – 284 с.

 Чернобровов, Н. В. Релейная защита: учеб. пособие для техникумов / Н. В. Чернобровов. – М.: Энергия, 1971. – 623 с.

7. C u r r e n t Transformers: Specification Errors and Solutions. Cahier Technique No 195. Schneider Electric, 2000 [Electronic Resource]. – Mode of Access: http://www.engineering. schneider-electric.com.au/Attachments/ed/ct/current_transfo_specif_errors_solutions.pdf. – Date of Access: 08.12.2014.

8. Б е с с о н о в, Л. А. Электрические цепи со сталью / Л. А. Бессонов. – М.; Л.: Госэнергоиздат, 1948. – 344 с. 9. Подгорный, Э. В. Моделирование и расчеты переходных процессов в цепях релейной защиты / Э. В. Подгорный, С. Д. Хлебников. – М.: Энергия, 1974. – 206 с. 10. S i m Power Systems. User's Guide. Version 5. The MathWorks, 2011 [Electronic

10. S i m P o w e r S y s t e m s. User's Guide. Version 5. The MathWorks, 2011 [Electronic Resource]. – Mode of Access: http://mathworks.com/help/releases/R2011a/pdf_doc/physmod/ powersys/powersys.pdf. – Date of Access: 23.10.2014.

$R \mathrel{E} \mathrel{F} \mathrel{E} \mathrel{R} \mathrel{E} \mathrel{N} \mathrel{C} \mathrel{E} \mathrel{S}$

1. D'y a k o n o v, V. (2002) *Simulink 4*. Special Manual. St. Petersburg, Piter. 528 p. (in Russian).

2. K o r o l y e v, Ye. P., & Liberzon, E. M. (1980) Computations of Load-Capabilities in Current Circuits of the Protective Relaying. Moscow, Energy. 207 p. (in Russian).

3. R o m a n i u k, F. A., & Novash, V. I. (1998) Information Support of a Computational Experiment in the Relay Protection and Automation of Energy Systems. Minsk, VUZ-UNITY. 174 p. (in Russian).

4. N o v a s h, I. V., & Rumyantsev, Yu. V. (2014) Realizing a Mathematical Model of a Three-Phase Bank of Current Transformers in the Dynamics Simulator System. *Izvestyia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG – Energetika* [Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Energetika], 3, 19–28 (in Russian).

5. S T O 56947007–29.120.70.100–2011. Methodological Instructive Regulations on Selecting the Relay Protection and Automatic Equipment Actuating Data for the Substation Facilities Produced in ZAO 'AREVA Transmission and Distribution'. Organization standard. Moscow, JSC 'FSK UES', 2011. 284 p. (in Russian, Unpublished).

6. C h e r n o b r o v o v, N. V. (1971) *Relay Protection: Educational Aid for Technical Collages*. Moscow, Energy. 623 p. (in Russian).

7. C u r r e n t Transformers: Specification Errors and Solutions. Cahier Technique No 195. Schneider Electric, 2000. Available at: http://www.engineering.schneider-electric.com.au/Attach ments/ed/ct/current_transfo_specif_errors_solutions.pdf. (Accessed 8 December 2014).

8. B e s s o n o v, L. A. (1948) *Electrical Circuits with Steel*. Moscow, Leningrad, Gosenergoizdat. 344 p. (in Russian).

9. P o d g o r n y i, E. V., & Khlyebnikov, S. D. (1974) Simulation and Estimation of Transient Processes in the Circuitry of Protective Relaying. Moscow, Energy. 206 p. (in Russian).

10. S i m P o w e r S y s t e m s. User's Guide. Version 5. The MathWorks, 2011. Available at: http://mathworks.com/help/releases/R2011a/pdf_doc/physmod/powersys/powersys.pdf. (Accessed 23 October 2014).

Представлена кафедрой электрических станций

Поступила 22.05.2015

УДК 621.3.051.025

ОЦЕНКА ВЗАИМОСВЯЗИ ПРЕОБРАЗОВАНИЙ ФОРТЕСКЬЮ И КЛАРКА НЕСИММЕТРИЧНОЙ СИСТЕМЫ ВЕКТОРОВ ТОКА ТРЕХФАЗНОЙ ЛИНИИ

Канд. техн. наук, доц. БЯЛОБРЖЕСКИЙ А. В., аспиранты КАЧАЛКА В. Ю., ВЛАСЕНКО Р. В.

Кременчугский национальный университет имени Михаила Остроградского

E-mail: seemAl@kdu.edu.ua

Одним из способов повышения качества электроэнергии является применение силовых активных фильтро-компенсирующих устройств, которые способны одновременно с высокой точностью и быстродействием осуществлять компенсацию потребляемой из сети реактивной мощности, мощности искажения и симметрировать фазные токи сети. Для формирования тока силового активного фильтро-компенсирующего устройства получили распространение несколько теорий мощности, среди которых выделены теория Фризе и p-q-теория. Эти представления отличаются от методов, заложенных в системы учета электрической энергии.

В статье выполнен анализ влияния проекций тока в соответствующей системе на характер формирования составляющих мощности. Сформулированы преимущества и недостатки применения указанных теорий при работе силового активного фильтрокомпенсирующего устройства с несимметричными параметрами режима сети. Рассмотрено представление несимметричной системы векторов методом симметричных составляющих 1-2-0 (преобразование Фортескью) и посредством α-β-0-преобразования (преобразование Кларка). Для практической оценки взаимосвязи токов в α - β -0 и 1-2-0 системах измерения поставлена и выполнена серия экспериментов, в ходе которых реализованы: одно- и двухфазная амплитудные несимметрии, однофазная фазовая несимметрия, а также несимметрии при наличии высших гармонических составляющих. На основании сводки эффективных значений токов для серии экспериментов, представленных графически в функции амплитуды тока несимметрии, выявлено несовпадение результатов. Однако визуально отмечено подобие формы и характера, на основании чего выполнен расчет коэффициента корреляции среднеквадратических значений токов в системах α-β-0 и 1-2-0, что позволило сделать вывод о высокой степени взаимосвязи полученных результатов.

Ключевые слова: несимметричная система векторов тока, трехфазная линия, теория Фризе, преобразования Фортескью и Кларка.

Ил. 4. Табл. 2. Библиогр.: 12 назв.

CORRELATION EVALUATION OF THE FORTESCUE AND CLARKE TRANSFORMATIONS FOR UNSYMMETRICAL SYSTEM OF THE CURRENT VECTORS IN THE THREE-PHASE LINE

BYALOBRZHYESKIY O. V., KACHALKA V. Yu., VLASENKO R. V.

Kremenchug National University n. a. Mikhail Ostrogradskiy

The paper considers one of the ways for improving power quality videlicet employment of the power active filtering-balancing devices capable of contemporaneous exercising compensation of the reactive power consumed from the mains, distortion power, and symmetrizing the phase currents with high precision and operating speed. In forming the current of the power active filtering-balancing device a few power theories gained ground, distinguishing among others the Frieze theory and the p-q theory. These presentations differ from the methods laid as theoretical grounds of the electric energy accounting systems.

The article presents an analysis in the compliant system of the effect of the current projections on the power components formation character. The authors formulate the advantages and defective features of the noted theories being applied in case of the power active filteringbalancing device operating with unsymmetrical parameters of the mains. The paper considers the vectors asymmetrical system presentation by means of the symmetrical components 1-2-0 (Fortescue transformation) and in via $\alpha-\beta-0$ re-expression (Clarke transformation). For practical evaluation of the currents correlation in $\alpha-\beta-0$ and 1-2-0 measuring systems, the authors stage and perform a series of experiments where one- and two-phase amplitude asymmetries, one-phase phasic dissymmetry as well as asymmetries with occurrence of higher harmonic components are realized. The currents effective values summary from the series of experiments being presented graphically as function of the unsymmetry current amplitude educe incongruity of the results. Visually however, a similarity of the form and the character is observed, which allows performing correlation coefficient estimation of the mean square values of the currents in $\alpha-\beta-0$ and 1-2-0 systems. That allows making conclusion of a high degree of the obtained results correlation.

Keywords: the current vectors asymmetrical systems, three-phase line, the Frieze theory, the Fortescue and Clarke transformations.

Fig. 4. Tab. 2. Ref.: 12 titles.

В современной электроэнергетике большое внимание уделяется проблеме повышения качества электрической энергии. Принимая во внимание широкие функциональные возможности силовой полупроводниковой техники, разработаны так называемые силовые активные фильтро-компенсирующие устройства [1]. Работа устройства предполагает регулирование в зависимости от текущего потребления энергии нагрузкой для поддержания тока сети синусоидальной формы с амплитудой, соответствующей потреблению нагрузкой исключительно активной мощности [1]. Для формирования тока силового активного фильтро-компенсирующего устройства используются соответствующие теории о составляющих мощности [2]. Порой эти представления отличаются от методов, заложенных в системы учета электрической энергии [3]. Распространение получили несколько теорий, среди которых можно выделить теорию Фризе [4] и *p*-*q*-теорию [5].

В работах С. Фризе определение составляющих мощности основано на концепции, направленной на сохранение функционального характера описания энергетических свойств цепей при синусоидальных и несинусоидальных процессах. Так, в обоих случаях любой потребитель заменяется двумя элементами, один из которых – активный, а другой – неактивный [4]. Поэтому С. Фризе предложил по аналогии с полигармоническими формами тока и напряжения использовать две составляющие полной мощности S – активную P и пассивную (реактивную по Фризе) Q_{ϕ} , определяя пассивную мощность в виде

$$Q_{\Phi} = \sqrt{S^2 - P^2} \,. \tag{1}$$

При этом Q_{Φ} – та мощность, среднее значение которой за период равно нулю, и соответствующая ей энергии колеблется между источником и нагрузкой. Определяя мощность P и Q_{Φ} , Фризе исходил из разложения тока I на две составляющие $(I_p + I_q = I)$, первая из которых (I_p) имеет ту же форму, что и значение напряжения (находится в фазе) и выражает P ($P = UI_p$), а вторая (I_q) ортогональная к напряжению или связанная с ней в квадратуре и определяет Q_{Φ} ($Q_{\Phi} = UI_q$). Q_{Φ} часто называют реактивной мощностью, по Фризе [4].

Мгновенные значения активного и реактивного токов для однофазного потребителя:

$$i_p = \frac{P}{U^2}u; \quad i_q = i - i_p,$$
 (2)

где i_q , i, i_p — реактивный, полный, активный ток соответственно; u — напряжение в узле сети, для которого проводятся расчеты; $U = \sqrt{\frac{1}{T}\int_{0}^{T} u^2 dt}$ — действующее значение напряжения; P — активная мощность.

Основное свойство идеального компенсатора при условии нулевых перетоков можно представить в виде:

$$P_{S} = P_{L}; P_{C} = 0; t > 0,$$
(3)

где P_s – активная мощность, генерируемая источником, Вт; P_L – активная мощность, потребляемая нагрузкой, Вт; P_c – активная мощность, потребляемая силовым активным фильтро-компенсирующим устройством, Вт.

Конфигурация модели компенсации реактивной мощности представлена на рис. 1.



Рис. 1. Конфигурация модели компенсации реактивной мощности: \tilde{p}_g – высшие гармонические составляющие активной мощности, генерируемые нагрузкой; \tilde{p}_{Xg} – активная мощность, генерируемая нагрузкой за счет разноименных гармоник тока и напряжения; q_1 – основная неактивная мощность; q_h – неактивная мощность высших гармоник,

генерируемая источником; q_g – то же, генерируемая нагрузкой; q_{X1} – неактивная мощность, генерируемая источником за счет разноименных гармоник тока и напряжения;

 q_{Xg} – то же, генерируемая нагрузкой за счет разноименных гармоник тока и напряжения

По расширению идеи Фризе для трехфазных цепей в [6] вводится понятие векторов фазных напряжений и токов. Так, для трехфазного контура соотношения (2) запишутся соответственно следующим образом:

$$\overline{i}_{p} = \frac{P}{u_{1}^{2} + u_{2}^{2} + u_{3}^{2}} \overline{u}_{p}; \quad \overline{i}_{q} = \overline{i} - \overline{i}_{p}, \tag{4}$$

где $\overline{u}_p = [u_1, u_2, u_3]^T$; u_i – фазные напряжения *i*-й фазы, i = 1, 2, 3; P – суммарная трехфазная активная мощность; $\overline{i}_p = [i_{p1}, i_{p2}, i_{p3}]^T$; $\overline{i}_q = [i_{q1}, i_{q2}, i_{q3}]^T$; $\overline{i} = [i_1, i_2, i_3]^T$; i_{pi}, i_{qi}, i_i – активный, реактивный, полный ток соответственно *i*-й фазы.

В выражениях (4) фазные напряжения считаются практически симметричными; в противном случае их нужно заменить прямыми симметричными составляющими Фортескью, т. е. представление токов отдельных гармоник фаз сети соответственно векторами прямой, обратной и нулевой последовательностей [7]. Однако такой подход к применению теории в трехфазных сетях существенно усложняет расчет.

В работах Х. Акаги [5] предложена так называемая p-q-теория мощности. Процедура вычисления составляющих мощности предусматривает преобразование трехфазной системы векторов (координаты a-b-c) в линейно-независимую двухфазную (система координат $\alpha-\beta-0$) – преобразование Кларка [8]:

$$\begin{bmatrix} x_{a} \\ x_{\beta} \\ x_{0} \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_{a} \\ x_{b} \\ x_{c} \end{bmatrix},$$
(5)

где x_{α} , x_{β} , x_0 – функция в координатах α – β –0; x_a , x_b , x_c – то же в координатах a–b–c.

В трехфазных трехпроводных сетях используют неподвижную в пространстве систему координат α - β . Векторы тока нагрузки и напряжения сети вращаются в этой системе координат с частотой сети ω и в любой момент времени могут быть представлены через свои проекции на оси α , β .

Векторы напряжения и тока:

$$\overline{u} = u_{a} + u_{\beta}; \quad \overline{i} = i_{a} + ji_{\beta}, \tag{6}$$

где u_{α} , u_{β} – проекция вектора напряжения на оси α , β ; i_{α} , i_{β} – то же вектора тока на оси α , β .

Полную мощность находили в результате перемножения комплекса напряжения на сопряженный комплекс тока

$$\overline{s} = \overline{ui'}$$
. (7)

Подставив (6) в (7), имеем:

$$\overline{s} = \overline{ui'} = (u_{\alpha} + ju_{\beta})(i_{\alpha} - ji_{\beta}) = (u_{\alpha}i_{\alpha} + u_{\beta}i_{\beta}) + j(u_{\beta}i_{\alpha} - u_{\alpha}i_{\beta}) = p + jq.$$
(8)

Соответственно мгновенная активная и реактивная мощности:

$$p = u_{\alpha}i_{\alpha} + u_{\beta}i_{\beta}; \ q = u_{\beta}i_{\alpha} - u_{\alpha}i_{\beta}.$$
(9)

Согласно теории, ток компенсации определяется переменной составляющей мгновенной активной и реактивной мощностей:

$$\begin{bmatrix} i_{F_{a}}^{*} \\ i_{F_{b}}^{*} \\ i_{F_{c}}^{*} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 \\ -\frac{1}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} & 1 \\ -\frac{1}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{\alpha} & u_{\beta} \\ u_{\beta} & -u_{\alpha} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} p - \overline{p} \\ q \end{bmatrix},$$
(10)

где $i_{F_a}^*$, $i_{F_b}^*$, $i_{F_c}^*$ – токи, формируемые активным фильтром; u_{α} , u_{β} – проекция вектора напряжения на оси α , β ; p – мгновенная активная мощность; \overline{p} – постоянная составляющая мгновенной активной мощности.

Практически выделение постоянной составляющей активной мощности \overline{p} проводится фильтром низких частот с частотой среза ниже частоты сети, позволяет активному фильтру эффективно подавлять интергармоники тока нагрузки [9]. Таким образом, в рассматриваемом случае не выделяются как таковые составляющие мощности, обусловленные высшими гармониками и несимметрией системы векторов.

Метод симметричных составляющих [7] основан на представлении произвольной несимметричной трехфазной системы напряжений или токов в виде суммы трех симметричных систем – составляющих прямой (индекс 1), обратной (индекс 2) и нулевой (индекс 0) последовательностей. Векторное изображение несимметричной трехфазной системы токов приведено на рис. 2a. Представим каждый из токов в виде суммы трех величин:

$$\overline{I}_a = \overline{I}_{a1} + \overline{I}_{a2} + \overline{I}_{a0}; \ \overline{I}_b = \overline{I}_{b1} + \overline{I}_{b2} + \overline{I}_{b0}; \ \overline{I}_c = \overline{I}_{c1} + \overline{I}_{c2} + \overline{I}_{c0}.$$
(11)

Первая группа слагаемых \overline{I}_{a1} , \overline{I}_{b1} , \overline{I}_{c1} образует симметричную систему прямой последовательности, имеет одинаковые модули и фазовые сдвиги на 120° (2 π /3) и прямой порядок следования фаз *abc* (рис. 2б), такой же как принят при анализе симметричных систем. Вторая группа слагаемых \overline{I}_{a2} , \overline{I}_{b2} , \overline{I}_{c2} образует симметричную систему обратной последовательности с порядком прохождения фаз *acb* (рис. 2в), что приводит к возникновению в машинах электромагнитных полей, вращающихся в противоположном направлении.



Рис. 2. Векторное представление метода симметричных составляющих

Наконец, система составляющих нулевой последовательности \overline{I}_{a0} , \overline{I}_{c0} включает три одинаковых вектора, совпадающих по фазе (рис. 2г). Для выражений отдельных составляющих используют сокращенную запись с помощью оператора $a = e^{j\frac{2\pi}{3}} = -\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2}$. Соответственно $a^2 = e^{j\frac{4\pi}{3}} = e^{-j\frac{2\pi}{3}} = \frac{1}{a} = -\frac{1}{2} - j\frac{\sqrt{3}}{2}$.

- Применение оператора а позволяет записывать для составляющих:
- прямой последовательности:

$$\overline{I}_{b1} = \overline{I}_{a1}e^{-j\frac{2\pi}{3}} = \overline{I}_{a1}a^2; \ \overline{I}_{c1} = \overline{I}_{a1}e^{j\frac{2\pi}{3}} = \overline{I}_{a1}a;$$

• обратной последовательности:

$$\overline{I}_{b2} = \overline{I}_{a2}e^{j\frac{2\pi}{3}} = \overline{I}_{a2}a; \ \overline{I}_{c2} = \overline{I}_{a2}e^{-j\frac{2\pi}{3}} = \overline{I}_{a2}a^2;$$

• нулевой последовательности:

$$\overline{I}_{a0} = \overline{I}_{b0} = \overline{I}_{c0}$$

Подстановкой этих связей в исходную систему для результирующих токов получим:

$$\overline{I}_{a} = \overline{I}_{a1} + \overline{I}_{a2} + \overline{I}_{a0}; \ \overline{I}_{b} = \overline{I}_{a1}a^{2} + \overline{I}_{a2}a + \overline{I}_{a0}; \ \overline{I}_{c} = \overline{I}_{a1}a + \overline{I}_{a2}a^{2} + \overline{I}_{a0},$$

$$43$$

или в матричном виде (преобразование Фортескью)

$$\begin{bmatrix} \overline{I}_a \\ \overline{I}_b \\ \overline{I}_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ a^2 & a & 1 \\ a & a^2 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{I}_{a1} \\ \overline{I}_{a2} \\ \overline{I}_{a0} \end{bmatrix},$$
(12)

в котором симметричные составляющие фазы $a(\overline{I}_{a1}, \overline{I}_{a2}, \overline{I}_{a0})$ можно выразить через суммарные токи исходной несимметричной системы:

$$\overline{I}_{a1} = \frac{1}{3}(\overline{I}_a + \overline{I}_b a + \overline{I}_c a^2); \ \overline{I}_{a2} = \frac{1}{3}(\overline{I}_a + \overline{I}_b a^2 + \overline{I}_c a); \ \overline{I}_{a0} = \frac{1}{3}(\overline{I}_a + \overline{I}_b + \overline{I}_c).$$
(13)

Аналогичные соотношения имеют место для симметричных составляющих трехфазных систем напряжений. Разложение несимметричных систем позволяет свести задачу расчета мощности несимметричной трехфазной системы к анализу совокупности трех симметричных режимов для составляющих прямой, обратной и нулевой последовательностей. Используя метод симметричных составляющих и временные зависимости переменных величин в трехфазной системе напряжения, запишем симметричную систему [7]:

$$u_a = U_m \sin \theta; \quad u_b = U_m \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right); \quad u_c = U_m \sin \left(\theta - \frac{4\pi}{3} \right),$$

где U_m – амплитудное значение напряжения; $\theta = \omega t$; ω – круговая частота питающего напряжения.

Полагая токи несимметричными и представляя их в виде суммы токов прямой, обратной и нулевой последовательностей, получим:

$$i_{a} = I_{1m}\sin(\theta - \varphi_{1}) + I_{2m}\sin(\theta - \varphi_{2}) + I_{0m}\sin(\theta - \varphi_{0});$$

$$i_{b} = I_{1m}\sin\left(\theta - \varphi_{1} - \frac{2\pi}{3}\right) + I_{2m}\sin\left(\theta - \varphi_{2} - \frac{4\pi}{3}\right) + I_{0m}\sin(\theta - \varphi_{0});$$

$$i_{c} = I_{1m}\sin\left(\theta - \varphi_{1} - \frac{4\pi}{3}\right) + I_{2m}\sin\left(\theta - \varphi_{2} - \frac{2\pi}{3}\right) + I_{0m}\sin(\theta - \varphi_{0}),$$

где I_{m1} , I_{m2} , I_{m0} – амплитудное значение токов прямой, обратной и нулевой последовательностей; φ_1 , φ_2 , φ_0 – фазовый угол прямой, обратной и нулевой последовательностей.

Определим мгновенные мощности фаз:

$$p_{a} = U_{m} \sin \theta \left[I_{1m} \sin(\theta - \phi_{1}) + I_{2m} \sin(\theta - \phi_{2}) + I_{0m} \sin(\theta - \phi_{0}) \right]$$
$$p_{b} = U_{m} \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) \left[I_{1m} \sin \left(\theta - \phi_{1} - \frac{2\pi}{3} \right) + I_{2m} \sin \left(\theta - \phi_{2} - \frac{4\pi}{3} \right) + I_{0m} \sin(\theta - \phi_{0}) \right];$$

44

$$p_{c} = U_{m} \sin\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \left[I_{1m} \sin\left(\theta - \varphi_{1} - \frac{4\pi}{3}\right) + I_{2m} \sin\left(\theta - \varphi_{2} - \frac{2\pi}{3}\right) + I_{0m} \sin(\theta - \varphi_{0}) \right].$$

Среднее значение мгновенной мощности – постоянная составляющая. Введем действующие значения напряжения и соответствующих токов последовательностей:

$$\overline{p}_{a} = UI_{1}\cos\varphi_{1} + UI_{2}\cos\varphi_{2} + UI_{0}\cos\varphi_{0};$$

$$\overline{p}_{b} = UI_{1}\cos\varphi_{1} + UI_{2}\cos\left(\varphi_{2} + \frac{2\pi}{3}\right) + UI_{0}\cos\left(\varphi_{0} - \frac{2\pi}{3}\right)$$

$$\overline{p}_{c} = UI_{1}\cos\varphi_{1} + UI_{2}\cos\left(\varphi_{2} - \frac{2\pi}{3}\right) + UI_{0}\cos\left(\varphi_{0} + \frac{2\pi}{3}\right)$$

Активная мощность трехфазной системы \overline{p} равна сумме активных мощностей всех фаз

$$\overline{p} = 3UI_1 \cos \varphi_1.$$

Следовательно, в несимметричной трехфазной системе с симметричным питанием активная мощность переносится только активными составляющими токов прямой последовательности, которые и являются активными составляющими токов фаз. Мгновенная активная мощность p состоит из постоянной \overline{p} и переменной \tilde{p} составляющих. В рассматриваемом случае переменную составляющую мгновенной мощности можно представить в виде суммы трех слагаемых, обусловленных прямой \tilde{p}_1 , обратной \tilde{p}_2 и нулевой \tilde{p}_0 последовательностями составляющих токов:

$$\tilde{p} = p - \overline{p} = \tilde{p}_1 + \tilde{p}_2 + \tilde{p}_0.$$

Прямая последовательность тока не создает пульсаций мгновенной мощности в трехфазной системе [7], поэтому $\tilde{p}_1 = 0$. Пульсация мгновенной мощности, обусловленная обратной последовательностью тока, равна

$$\tilde{p}_2 = U_m I_{2m} \left[\sin \theta \sin(\theta - \varphi_2) + \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) \sin \left(\theta - \varphi_2 - \frac{4\pi}{3} \right) + \\ + \sin \left(\theta - \frac{4\pi}{3} \right) \sin \left(\theta - \varphi_2 - \frac{2\pi}{3} \right) \right] = U I_2 \left[\sin(2\theta - \varphi_2) + \\ + \sin \left(2\theta - \varphi_2 - \frac{2\pi}{3} - \frac{4\pi}{3} \right) \sin \left(2\theta - \varphi_2 - \frac{4\pi}{3} - \frac{2\pi}{3} \right) \right] = 3 U I_2 \sin(2\theta - \varphi_2).$$

Переменная составляющая мгновенной мощности, обусловленная нулевой последовательностью тока, образует уравновешенную систему векторов

$$\tilde{p}_0 = U_m I_{0m} \left[\sin \theta \sin(\theta - \phi_0) + \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) \sin(\theta - \phi_0) + \sin \left(\theta - \frac{4\pi}{3} \right) \sin(\theta - \phi_0) \right] = U I_2 \left[\sin(2\theta - \phi_0) + \sin \left(2\theta - \phi_0 - \frac{2\pi}{3} \right) + \sin \left(2\theta - \phi_0 - \frac{4\pi}{3} \right) \right] = 0.$$

Суммарная переменная составляющая мгновенной мощности имеет вид

$$\tilde{p} = 3UI_2 \sin(2\theta - \varphi_2).$$

В случае наличия высших гармоник данный подход не рационален, поэтому вычисления необходимо выполнять для каждой гармоники и находить среднее значение всех гармоник.

Достоинством методов, альтернативных методу Фортескью, в первую очередь является использование более простых матриц преобразований, но с сохранением возможности идентификации режима. Например, преобразование Кларка позволяет проводить измерения при изменении частоты сети, а также достаточно просто определять симметричные составляющие, сформированные высшими гармониками. Преобразование Кларка осуществляет переход из трехфазной в двухфазную систему координат (рис. 3) [8].



Рис. 3. Графическая интерпретация преобразования Кларка

Одним из преимуществ применения α – β –0-преобразования является то, что нулевая последовательность трехфазной трехпроводной системы (в такой системе – это α – β -преобразование) выделяется и в дальнейшем не учитывается. Это упрощает дальнейшие преобразования, уменьшая объем вычислений для обработки сигнала. Составляющие компоненты α и β не входят в нулевую последовательность. Три трехфазные координаты x_1 , x_2 и x_3 могут быть преобразованы в два вектора – прямой и обратной последовательностей, в комплексном виде называемые $\alpha\beta$ -системой [10, 11]:

$$\overline{x}_{1} = x_{1\alpha} + jx_{1\beta} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left[x_{1} + e^{j\frac{2\pi}{3}} x_{2} + e^{j\frac{4\pi}{3}} x_{3} \right];$$
$$\overline{x}_{2} = x_{2\alpha} + jx_{2\beta} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left[x_{1} + e^{j\frac{4\pi}{3}} x_{2} + e^{j\frac{2\pi}{3}} x_{3} \right],$$

где сумма трех фаз равна нулю при отсутствии нулевого провода в трехпроводной сети: $x_1 + x_2 + x_3 = 0$. Гармоники в трехфазной системе преобразуются в $\alpha\beta$ -систему с чередованием векторов в различных направлениях в зависимости от их номера [12]. Например, основная гармоника тока имеет чередование векторов против часовой стрелки, 5-я гармоника тока – по часовой стрелке, 7-я – опять против часовой стрелки. Гармоники с порядком n = 3k (k = 1, 2, 3, ...) имеют нулевую последовательность. В $\alpha\beta$ -системе этот гармонический вектор не вращается. В трехфазной трехпроводной системе без нулевого провода нулевая последовательность отсутствует. Гармоники с порядком n = 6k + 1 (k = 1, 2, 3, ...) составляют прямую последовательность. В $\alpha\beta$ -системе данный вектор имеет чередование и вращается против часовой стрелки. В эту группу входят основная гармоника, 7-, 13- и 19-я. Гармоники с порядком n = 6k - 1 (k = 1, 2, 3, ...) составляют обратную последовательность. В $\alpha\beta$ -системе данный вектор имеет чередование по часовой стрелке. В эту группу входят 5-, 11- и 17-я гармоники.

Для практической оценки взаимосвязи токов в α – β –0- и 1–2–0-системах измерения выполнена серия экспериментов. Полагали токи в трехфазной сети следующими:

$$i_a = I_{ma}\sin(\theta + \varphi_a); \ i_b = I_{mb}\sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3} + \varphi_b\right); \ i_c = I_{mc}\sin\left(\theta - \frac{4\pi}{3} + \varphi_c\right), \quad (14)$$

где I_{ma} , I_{mb} , I_{mc} – амплитудное значение токов фаз a, b, c ($I_{ma} = I_{mb} = I_{mc} = 10$ A); φ_a , φ_b , φ_c – сдвиг фаз a, b, c ($\varphi_a = \varphi_b = \varphi_c = 30^\circ (\pi/6)$).

Для условий, приведенных в табл. 1, реализованы: одно- и двухфазная амплитудные несимметрии, однофазная фазовая несимметрия, а также несимметрии при наличии высших гармонических составляющих.

Таблица 1

ларактер несимметрии, вводимой для реализации экспериментов						
Обозначение	Обозначение Условие					
В	$i_b = I_{mb} \sin\left(\Theta - \frac{2\pi}{3} + \varphi_b\right), \ I_{mb} = 4 - 16 \text{ A}$					
BC	$i_b = I_{mb} \sin\left(\Theta - \frac{2\pi}{3} + \varphi_b\right), \ I_{mb} = 4 - 16 \text{ A}$					
БС	$i_c = I_{mc} \sin\left(\theta - \frac{4\pi}{3} + \varphi_c\right), \ I_{mc} = 4 - 16 \text{ A}$					
φ <i>B</i>	$i_b = I_{mb} \sin\left(\theta - 2\frac{\pi}{3} + \varphi_b\right), \ \varphi_b = \frac{\pi}{12} \cdots \frac{\pi}{4}$					
B h3	$i_b = I_{mb} \sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3} + \varphi_b\right) + \frac{I_{mb}}{10} \sin\left(3\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right)\right), \ I_{mb} = 4 - 16 \text{ A}$					
BC h3	$i_b = I_{mb} \sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3} + \varphi_b\right) + \frac{I_{mb}}{10} \sin\left(3\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right)\right), \ I_{mb} = 4 - 16 \text{ A}$					
DC #3	$i_c = I_{mc} \sin\left(\theta - \frac{4\pi}{3} + \varphi_c\right) + \frac{I_{mc}}{10} \sin\left(3\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right)\right), \ I_{mc} = 4 - 16 \text{ A}$					
BC h3 5	$i_b = I_{mb} \sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3} + \varphi_b\right) + \frac{I_{mb}}{10} \sin\left(3\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right)\right), \ I_{mb} = 4 - 16 \text{ A}$					
<i>DC 113,3</i>	$i_c = I_{mc} \sin\left(\theta - \frac{4\pi}{3} + \varphi_c\right) + \frac{I_{mc}}{10} \sin\left(5\left(\theta - 4\frac{\pi}{3}\right)\right), \ I_{mc} = 4 - 16 \text{ A}$					

Характер несимметрии, вводимой для реализации экспериментов

В результате реализации указанных в табл. 1 комбинаций выполнены преобразования по формулам (5) и (13), а полученные эффективные значения токов представлены графически на рис. 4 в функции амплитуды тока несимметрии. Построенные линии не совпадают, однако их форма и характер подобны. Выполнен расчет коэффициента корреляции, значения которого для соответствующих пар приведены в табл. 2.



Рис. 4. Зависимость среднеквадратичных значений за период α-β-0 координат и 1-2-0 составляющих от действующих токов фаз и режимов сети

Таблица 2

Коэффициент корреляции среднеквадратических значений токов в системах α-β-0 и 1-2-0 для различных характеров несимметрии

Условие	В	BC	φΒ	B h3	BC h3	BC h3,5
$r_{i\alpha I1}$	0,996	1,000	0,036	0,996	1,000	1,000
$r_{i\beta I2}$	0,995	0,999	0,997	0,990	0,992	0,986
<i>r_{i0 I0}</i>	0,999	0,999	0,999	0,999	1,000	1,000

выводы

 Построение систем компенсации составляющих мощности электрической энергии должно сопровождаться условиями соответствия представлений о составляющих мощности с текущими условиями контроля и учета.

2. Подходы к компенсации на основании теории Фризе и *p*-*q*-теории связаны между собой способом представления составляющих тока и напряжения в виде проекций на оси координат, одна из которых совпадает с вектором напряжения сети, а другая ортогональна.

3. Рассмотрены преобразование Фортескью произвольной трехфазной системы векторов тока и их представление векторами тока прямой, обратной и нулевой последовательностей, что позволяет применить теорию Фризе для каждой из них, не согласуясь с преобразованием Кларка, используемым в *p*-*q*-теории.

4. При выполнении серии экспериментов получен высокий коэффициент корреляции по действующим значениям токов прямой, обратной и нулевой последовательностей с действующими значениями проекций тока α-β-0-координат соответственно, что подтверждает взаимную связь этих систем и возможность использования их при реализации устройств компенсации мощности несимметрии.

ЛИТЕРАТУРА

1. Б у р м а н, А. П. Управление потоками электроэнергии и повышение эффективности электроэнергетических систем: учеб. пособие / А. П. Бурман, Ю. К. Розанов, Ю. Г. Шакарян. – М.: Издательский дом МЭИ, 2012. – С. 56–152.

2. С о в р е м е н н ы е теории мощности и их использование в преобразовательных системах силовой электроники / И. Ф. Домнин [и др.] // Технічна електродинаміка. – Тематіч. вип.: Проблеми сучасної електротехніки. – 2004. – Ч. 1. – С. 80–91.

3. К а ч е с т в о электрической энергии. Термины и определения: ГОСТ 23875–88. – Взамен ГОСТ 23875–79; введ. 01.07.1989. – М.: Изд-во стандартов, 1988. – 15 с.

4. F r y z e, S. Active, Reactive and Apparent Power in Circuits with Nonsinusoidal Voltage and Current / S. Fryze // Przegląd Elektrotechniczny. – 1931. – No 7. – P. 193–203; No 8. – P. 225–234; 1932. – No 22. – P. 673–676.

5. A k a g i, H. Instantaneous Power Theory and Applications to Power Conditioning / H. Akagi, E. H. Watanabe, M. Aredes. – New Jersey: John Wiley&Sons, Inc, 2007. – 379 p.

6. Г н і л і ц ь к и й, В. В. Розрахунок компенсації реактивної потужності та симетрування навантаження у трипровідних мережах на основі теорії Фризе / В. В. Гніліцький, О. А. Поліщук // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2012. – № 1–8 (55). – С. 38–41.

7. Чаплыгин, Е. Е. Теория мощности в силовой электронике: учеб. пособие для студ., обучающихся по специальности «Промышленная электроника» / Е. Е. Чаплыгин. – М.: МЭИ, 2006. – С. 19–23.

8. C l a r k e, E. Circuit Analysis of A-C Power Systems / E. Clarke. – New York: Wiley, 1943. – Vol. I. Symetricaland Related Components.

9. Бялобржеський, О.В. Аналіз енергетичних процесів в трифазному силовому активному фільтрі з використанням спектрального моделювання / О.В. Бялобржеський, Р.В. Власенко // Електротехніка та електроенергетика. – 2014. – Вип. 1. – С. 12–18.

10. B o l l e n, M. Signal Processing of Power Quality Disturbances / M. Bollen, I. Gu. – New York: Wiley Interscience, 2006. – 861 p.

11. S a n j i t, K. Mitra. Digital Signal Processing. A Computer-Based Approach / Sanjit K. Mitra. – McGraw-Hill, 2000. – 879 p.

12. E m e r g i n g Signal Processing Techniques for Power Quality Applications / Edited by Ribeiro. – M.: Hindawi Publishing Corporation, 2007. – 154 p.

REFERENCES

1. B u r m a n, A. P., Rozanov, Yu. K., & Shakaryan, Yu. G. (2012) *Managing Electric Energy Flows and Increasing Efficiency of the Electric Power Systems: Educational aid.* Moscow: Publishing house of MEI [Moscow Power Engineering Institute], 56–152 (in Russian).

2. D o m n i n, I. F., Zhemerov, G. G., Krylov, D. S., & Sokol, E. I. (2004) Contemporary Theories of Power and Their Application in the Conversion Systems of Power Electronics. *Tekhnichna Elektrodinamika. Tem. Vipusk 'Problemi Suchasnoi Elektrotekhniki'* [Technical Electrdynamics. Special Issue. Power Electronics and Energy Efficiency], 1, 80–91 (in Russian).

3. S t a t e Standard 23875–88. Electrical Power Quality. Terms and Definitions. Moscow, Standards Publishing, 1988. 15 p. (in Russian).

4. F r y z e, S. (1931) Active, Reactive and Apparent Power in Circuits with Nonsinusoidal Voltage and Current. *Przegląd Elektrotechniczny* [Electrical Review], 7, 193–203; 8, 225–234; 22, 673–676 (in Polish).

5. A k a g i, H., Watanabe, E. H., & Aredes, M. (2007) *Instantaneous Power Theory and Applications to Power Conditioning*. New Jersey, John Wiley&Sons, Inc. 389 p. Doi: 10.1002/0470118938.

6. G n i l i t s k i y, V. V., & Polishchuk, A. A. (2012) Assessment of Reactive Power and Load Compensation in Three-Wire Mains Based on Fryze Theory. *Vostochno-Evropeiskii Zhurnal Peredovykh Tekhnologii* [Eastern-European Journal of Advanced Technologies], 1–8 (55), 38–41 (in Russian).

7. C h a p l y g i n, E. E. (2006) *Capacity Theory in Power Electronics: Educational Aid for Students with Major in Industrial Electronics*. Moscow: MEI [Moscow Power Engineering Institute], 19–23 (in Russian).

8. Clarke, E. (1943) Circuit Analysis of A-C Power Systems. Vol. I. Symetricaland Related Components. New York, Wiley.

9. B y a l o b r z h y e s k i y, O. V., & Vlasenko, R. V. (2014) Analysis of Energy Processes in Three-Phase Power Active Filter with Application of Spectral Simulation. *Elektrotekhnika ta Elektroenergetika* [Electrotecnics and Electroenergetics], 1, 12–18 (in Ukrainian).

10. B o l l e n, M., & Gu, I. (2006) Signal Processing of Power Quality Disturbances. New York, Wiley Interscience. 861 p.

11. S a n j i t, K. Mitra. (2000) Digital Signal Processing. A Computer-Based Approach. McGraw-Hill. 879 p.

12. R i b e i r o, M. V., Szczupak, J., Iravani, M. R, Gu, I. Y. H., Dash, P. K., & Mamishev, A. V. (2007) Emerging Signal Processing Techniques for Power Quality Applications. *Eurasip Journal on Advances in Signal Processing*, Vol. 2007, Article Number 87425. Doi: 10.1155/2007/87425.

Представлена кафедрой систем электропотребления и энергетического менеджмента

Поступила 25.03.2015

теплоэнергетика

УДК 549.74:66.09

МАКРОКИНЕТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ТЕРМИЧЕСКОГО РАЗЛОЖЕНИЯ ДОЛОМИТА ДЛЯ РАСЧЕТА СОРБЦИОННЫХ СИСТЕМ ГАЗОГЕНЕРАТОРОВ

Докт. физ.-мат. наук ДОБРЕГО К. В.

Белорусский национальный технический университет

E-mail: dobrego@bntu.by

Применение доломита в качестве сорбента для очистки генераторного газа вызывает интерес, поскольку именно загрязненность генераторных газов является основным препятствием на пути создания дешевых и эффективных когенерационных установок. Для проектирования систем очистки газа необходимы простые, но физически адекватные макрокинетические модели термического разложения доломита. В статье проанализированы особенности ряда современных моделей термического разложения доломита и кальцита. Сделан вывод о целесообразности создания компактных инженерных макрокинетических моделей разложения доломита и универсальных методов восстановления параметров этих моделей для конкретных образцов доломита. Такие методы могут основываться на термогравиметрических данных и стандартных алгоритмах минимизации погрешности аппроксимации.

Сделано предположение, что эвакуация CO₂ из зоны реагирования может происходить по механизму диффузии и/или фильтрации Дарси. Показано, что для указанных механизмов функциональная зависимость скорости термического разложения от размеров частиц и температуры различна. Сформулированы четыре макрокинетические модели, адекватность которых проверена на основе экспериментальных данных. В данном направлении следует проводить работы по исследованию образцов доломита и выбору модели, наилучшим образом описывающей экспериментальные данные в широком диапазоне температур, скоростей прогрева, размера частиц.

Ключевые слова: доломит, кинетика, моделирование, фильтрация, газогенерация.

Табл. 1. Библиогр.: 15 назв.

DOLOMITE THERMAL-DECOMPOSITION MACROKINETIC MODELS FOR EVALUATION OF THE GASGENERATORS SORBENT SYSTEMS

DOBREGO K. V.

Belarusian National Technical University

Employing dolomite in the capacity of a sorbent for generator gas purification is of considerable interest nowadays, as it is the impurity of generator gas that causes the major problem for creating cheep and effective co-generator plants. Designing gas purification systems employs simple but physically adequate macrokinetic models of dolomite thermal decomposition. The paper analyzes peculiarities of several contemporaneous models of dolomite and calcite thermal decomposition and infers on reasonable practicality for creating compact engineering dolomite-decomposition macrokinetic models and universal techniques of these models parameter reconstruction for specific dolomite samples. Such technics can be founded on thermogravimetric data and standard approximation error minimizing algorithms.

The author assumes that CO_2 evacuation from the reaction zone within the particle may proceed by diffusion mechanism and/or by the Darcy filtration and indicates that functional dependence of the thermal-decomposition rate from the particle sizes and the temperature differs for the specified mechanisms. The paper formulates four macrokinetic models whose correspondence verification is grounded on the experimental data. The author concludes that further work in this direction should proceed with the dolomite samples investigation and selecting the best approximation model describing experimental data in wide range of temperatures, warming up rates and the particle sizes.

Keywords: dolomite, kinetics, modeling, filtering, gas generation.

Tab. 1. Ref.: 15 titles.

Введение. Доломит является ископаемым минеральным сырьем, используемым в цементной промышленности, химическом производстве, а также как сорбент и катализатор при очистке газов [1–5]. Доломит белорусских месторождений – это плотный слоистый материал, в основной массе (>95 %) на микроструктурном уровне состоящий из чередующихся слоев карбонатов кальция и магния. Применение доломита в качестве сорбента для очистки генераторного газа вызывает особый интерес, поскольку именно загрязненность генераторных газов – основное препятствие на пути создания дешевых и эффективных когенерационных установок [4–6]. При работе в качестве сорбента и катализатора в неподвижном слое доломит термически разлагается. Скорость разложения зависит от термодинамических условий, структуры и размера частиц составляющих слоя. Для проектирования систем очистки генераторного газа необходимы достаточно простые, но физически адекватные макрокинетические модели термического разложения доломита.

В настоящее время имеется немало работ, посвященных этой проблеме [7–15]. Однако предлагаемые модели либо не учитывают существенных физических особенностей системы, либо включают слишком много параметров, излишне детализируя микро- и наноструктурные преобразования. Так, в работе ученых из университета Гренады [7] изучается механизм разложения кальцита на уровне микро- и наноструктурных трансформаций и брутто-процесса разложения при температурах до T = 1150 °C. Первичные структурные трансформации идут по топотактическому механизму с формированием пучков наностержней СаО на псевдоморфных плоскостях кальцита независимо от экспериментальных условий. Брутто-процесс протекает по реакции первого порядка (гомогенное разложение) с эффективной энергией активации $E \sim 176$ кДж/моль. Микроструктурные трансформации в [7] изучались при помощи сканирующей электронной микроскопии и двумерной рентгеновской дифрактометрии. Утверждалось, что раскрытие топотактического механизма первичной трансформации поможет интерпретации имеющихся данных по термопреобразованию кальцита. Особый упор делался на микротекстурных исследованиях образцов кальцита. Общая (брутто) кинетика изучалась на основе термогравиметрических (ТГ) исследований. Для ТГ-исследований брали кристалл размером $1 \times 1 \times 2$ мм и массой около 10 мг. Малая масса образца оправдывалась необходимостью уменьшения погрешности, возникающей от накопления CO₂ внутри образца. На эффект накопления CO₂ или повышения его парциального давления на результат TГ-анализа указывалось также в других работах, например в [8]. Отметим, что накопление CO₂ внутри кристаллитов не должно интерпретироваться только как фактор повышения массы образца при TГ-анализе, а прежде всего как фактор сдвига в химическом равновесии реакций разложения.

В [9] доломит кальцинировался в условиях воздушной атмосферы и в вакууме (ячейка ТЕМ). ТЕМ-исследования показали, что при кальцинировании идет первоначальное формирование гранецентрированного кубического смешанного оксида (Ca0.5Mg0.5O). Эта фаза претерпевает разделение на ориентированные кристаллы CaO (обедненные Mg) и MgO (обедненные Са). Микроскопический и рентгеновский анализы показывают формирование пористой псевдоморфной фазы, состоящей из оксидных нанокристаллов. Высокая скорость диффузии ионов при T > 500 °C способствует формированию чистых оксидов во время разрастания кристаллитов. Авторы [9] делают вывод о том, что разложение доломита – топотактический процесс, не зависящий от давления СО2. Формирование нанокристаллов Mg-кальцита во время так называемого полуразложения наблюдается при температурах 650-750 °С. Эта переходная фаза сформирована топотактически после протекания реакции между нанокристаллами CaO (твердый раствор с ~9 mol% Mg) и CO₂, присутствующим в атмосфере. С увеличением температуры Мд-кальцит трансформируется в кальцит, который проходит через топотактические отношения $\{10\overline{1}4\}_{calcite}//\{110\}_{CaO}$ и {441}_{calcite}//{110}_{CaO}. Данные наблюдения, по мнению авторов [9], разрешают споры по механизму двустадийного разложения доломита, который обычно предполагает прямое формирование кальцита при полуразложении доломита.

В [10] проведено двумерное моделирование процесса кальцинации (разложения) известняка. Там рассматривали вертикальный трубчатый реактор, через который просыпали измельченный известняк. Проводили сравнение расчета с экспериментальными данными. В модели кальцинации учитывали три взаимно лимитирующих процесса:

а) передачу теплоты частице;

б) перенос CO₂ от внутренней части частиц за пределы частицы и пограничного слоя вокруг нее;

в) кинетику химической реакции.

Давление СО₂ в реакции (равновесное давление) оценивали согласно [11]:

$$p_{eq} = 4,137 \cdot 10^{12} \exp\left(-\frac{20474}{T}\right), \ \Pi a;$$

 $k_{ch} = 1,22 \exp\left(-\frac{4026}{T}\right) \cdot 10^{-5} \left(p_{eq} - p_{CO_2} \frac{A_{por}}{A_{eeom}}\right), \ \text{моль/м}^2/c$

где A_{por}/A_{geom} – эффективная площадь поверхности частицы (с учетом пористости) по отношению к площади внешней поверхности частицы (сферы).

В [10] проиллюстрировано влияние p_{CO_2} на скорость кальцинации исходя из вышеуказанной модели. Физическая скорость разложения известняка выражалась с учетом диффузионного ограничения скорости транспортирования CO₂ [12]

$$k_{ph} = \frac{12D\mathrm{Sh}}{R_{\mathrm{CO}_2} d_0 T} p_{ref}, \ \mathrm{K}\Gamma/\mathrm{M}^2/\mathrm{c}.$$

Здесь R_{CO_2} – газовая постоянная для CO₂, Дж/кг/К. Предполагается, что давление p_{CO_2} высоко и, так же как p_{ref} , близко к давлению окружающей среды. Следуя [12], число Шервуда принято постоянным (Sh = 2) ввиду малости размера частиц. Коэффициент диффузии с учетом обычной и кнудсеновской частей строится [13]: $D = [1/D_{bin} + 1/D_{knu}]^{-1}$. В конечном итоге скорость кальцинации выражалась формулой

$$k_{res} = [1/r_{nh} + 1/\eta \tilde{r}_{ch}]^{-1}, \text{ Kr/m}^2/c,$$

где η – безразмерный коэффициент эффективности пор в химической реакции; \tilde{r}_{ch} – скорость химической реакции, приведенная к размерности кг/м²/с.

Все параметры модели брались из соответствующих печатных работ. В модели так или иначе (через полуэмпирические формулы) учтено большое количество структурных и теплофизических факторов: пористость, размер пор, извилистость каналов, эффективное увеличение площади поверхности частицы, распределение частиц по диаметрам, кнудсеновский перенос, число Шервуда, задан относительный размер пор и др. При этом модельные параметры задавались относительно произвольно и настраивались в процессе расчета реального процесса. Модель ориентировалась и настраивалась на расчет кальцинации мелких частиц (5–50 мкм).

Данные эксперимента, по которым тестировалась модель, имели большую погрешность, что уменьшало возможность анализа ее точности и достоверности. С другой стороны, зависимости от основных изменяемых параметров, представляющих интерес, являлись достаточно регулярными и предсказуемыми (по крайней мере, в рассмотренном диапазоне изменения этих параметров). В связи с этим встает вопрос о целесообразности введения в модель излишне большого количества физических параметров. К этому же выводу подталкивает и сравнение экспериментальных данных с близкой по сути (но вводящей дополнительные подмодели трансформации пористости частиц во время кальцинации) моделью [14]. Из приведенных в [10] графиков видно, что детализация модели, скорее, ухудшает совпадение с экспериментом, нежели улучшает его. Кроме того, следует учитывать, что минеральное сырье разных партий и производителей отличается по своему составу.

Учитывая вышесказанное, можно сделать вывод о том, что создание громоздких ab initio моделей разложения кальцита, доломита и сходных систем, учитывающих большое количество физических параметров, не оправдано, особенно для практических инженерных расчетов. Целесообразным является использование относительно упрощенных макрокинетических моделей и универсальных методик восстановления эффективной макрокинетики для заданных образцов материалов. Такая методика может базироваться на стандартных термогравиметрических измерениях и соответствующих моделях и алгоритмах обработки данных.

Макрокинетическая модель может быть достаточно простой, но при этом она должна учитывать скорость как химических, так и физических процессов эвакуации газообразных продуктов из зоны химического реагирования.

В данной статье сформулированы четыре макрокинетические модели, которые могут быть использованы как базовые для восстановления макрокинетики в рамках указанного выше подхода. Тестирование таких моделей на основе ТГ-экспериментов должно позволить сделать вывод о физических особенностях макрокинетического процесса термического разложения доломита.

Описание модели. Стандартная укрупненная схема термического разложения доломита имеет вид [15]:

$$(CaCO_3)(MgCO_3) \xrightarrow{k_1} CaCO_3 + MgO + CO_2 - Q;$$
(1)

$$CaCO_3 \xrightarrow{k_2} CaO + CO_2 - Q.$$
 (2)

Брутто-реакцию можно записать

$$(CaCO_3)(MgCO_3) = CaO + MgO + 2CO_2 - Q.$$
 (3)

В случае кинетического предела протекания реакции кинетическая модель термического разложения может быть записана следующим образом:

$$\frac{dm_1}{dt} \equiv \dot{m}_1 = m_1 k_1 \exp\left(-\frac{E_1}{RT}\right); \tag{4}$$

$$\frac{dm_2}{dt} \equiv \dot{m}_2 = m_2 k_2 \exp\left(-\frac{E_2}{RT}\right),\tag{5}$$

где m_i – масса исходного компонента; k_i , E_i – предэкспонент и энергия активации реакции; R – универсальная газовая постоянная.

Константы данных уравнений могут быть восстановлены исходя из термогравиметрических данных с использованием стандартных алгоритмов и методик. Выше отмечалось, что скорость разложения доломитов существенно зависит от дисперсности материала. Представляется правдоподобным, что именно дисперсность материала и связанные с ней особенности эвакуации газообразных продуктов реакции играют определяющую роль в общей макрокинетике разложения доломита.

Простейшая модель диффузионно-ограниченной макрокинетики предполагает, что время протекания процесса складывается из времени химического превращения и времени диффузии лимитирующих компонентов к поверхности или объему протекания химической реакции

$$\tau = \tau_{kin} + \tau_D. \tag{6}$$

Соответствующая константа скорости может быть записана как

$$k = \frac{1}{1/k_{kin} + l^2/D},$$
(7)

где k_{kin} – константа скорости химической реакции; l – длина диффузии лимитирующих компонентов, оцениваемая размером частицы доломита; D – эффективный коэффициент диффузии лимитирующих компонентов, являющийся неизвестным параметром модели.

Эффективное кинетическое уравнение уменьшения массы твердой фазы принимает вид

$$\frac{dm}{dt} = \dot{m} = -\frac{mk \exp(-E/RT)}{1 + (l^2/D)k \exp(-E/RT)}.$$
(8)

С физической точки зрения, непосредственно газовая диффузия не может накладывать ограничение на скорость разложения, поскольку само разложение проходит по реакции нулевого порядка по давлению и не требует подвода лимитирующих химических компонент. При этом задержка эвакуации CO₂ из внутреннего объема частиц доломита может привести к смещению равновесия в сторону первичного реагента с повышением давления CO₂ (принцип Ле-Шателье)

$$\dot{m} = m \Big[k \exp(-E/RT) - \tilde{k} p_{\rm CO_2} \exp(-\tilde{E}/RT) \Big], \tag{9}$$

где *р*_{со,} – давление СО₂ внутри частицы.

Очевидно, что давление неодинаково по объему частицы, однако для упрощения модели ограничимся одним эффективным его значением. С использованием представления о константе равновесия (детальный баланс) запишем

$$\dot{m} = mk \exp(-E/RT) \Big[1 - p_{\rm CO_2} / (p_{\rm CO_2})_0 \Big], \tag{10}$$

где $(p_{CO_2})_0$ – равновесное давление CO₂, выражаемое через константу равновесия $(p_{CO_2})_0 = K_p$.

Константа равновесия может быть определена из условия нулевой вариации энергии Гиббса системы с использованием данных об энтропии и энтальпии исходных реагентов и продуктов реакции в стандартных условиях (табл. 1)

$$\ln K_p = -\Delta H_0 / (RT) + \Delta S_0 / R. \tag{11}$$

Таблица 1

Стандартные теплота и энтропия образования реагентов реакций (1), (2)

Реагент	ΔH_{298} , кДж/моль	$\Delta S_{298},$ Дж/(моль · К)
MgCO ₃	-1113,00	65,70
CaCO ₃	-1206,90	92,90
CaO	-635,50	40,08
MgO	-601,83	26,78
CO_2	-393,51	213,64

Для реакции (1): $\Delta S^0 = 335,54 \text{ Дж/(моль} \cdot \text{K}), \Delta H^0 = -295,5 \text{ кДж/моль},$

$$K_{\rm p1} = 3,44 \cdot 10^{17} \exp(-295500/RT).$$
 (12)

Для реакции (2): $\Delta S^0 = 160,82 \text{ Дж/(моль} \cdot \text{K}), \Delta H^0 = 177,84 \text{ кДж/моль},$

$$K_{\rm p2} = 2,53 \cdot 10^8 \exp(-177840/RT) = (p_{\rm CO_2})_0.$$
 (13)

Можно предположить, что эвакуация CO₂ из объема частицы может происходить по механизмам диффузии и фильтрации. В первом случае применяется модель (8). В качестве варианта модели в коэффициент диффузии могут быть введены простейшие поправки на температуру и общее давление

$$D = D_0 T^{3/2} / p. \tag{14}$$

При заметном превышении общего давления во внутрипоровом пространстве частицы физический механизм эвакуации сменяется с диффузионного на фильтрационный. Поэтому учитывать изменение общего давления во внутрипоровом пространстве в рамках диффузионной модели эвакуации CO₂ некорректно

$$\dot{m} = -\frac{mk \exp(-E/RT)}{1 + (l^2/D_0/T^{3/2})k \exp(-E/RT)}.$$
(15)

В случае фильтрационной эвакуации CO₂ полагаем, что выполняется закон Дарси. Тогда массовая скорость эвакуации CO₂ может быть записана как

$$\dot{m}_{\rm CO_2} = \chi \nabla p A \approx \chi \frac{p}{l} A, \tag{16}$$

где χ – коэффициент фильтрации, зависящий от свойств материала твердой матрицы; A – характерная площадь поверхности пористой среды; l – характерная длина фильтрации.

Ввиду того что удельная поверхность обратно пропорциональна характерному размеру пористой среды $S_{y_{n}} \sim 1/l$, справедливо равенство

$$\dot{m}_{\rm CO_2} = a \, m \chi \frac{p}{l^2},\tag{17}$$

где *а* – численный коэффициент.

Имея в виду, что $\dot{m}_{\rm CO_2} = -\dot{m}$, из (10) и (17) следует

$$\dot{m} = -mk\exp(-E/RT) \Big[1 - p_{\rm CO_2}/(p_{\rm CO_2})_0 \Big] = -am\chi p_{\rm CO_2}/l^2.$$
(18)

Рассмотрим два случая характерных давлений CO₂ при эвакуации. Случай I: $p_{CO_2} << (p_{CO_2})_0$. Тогда из (18) следует

$$p_{\rm CO_2} = k \exp(-E/RT)(l^2/a\chi). \tag{19}$$

При этом реализуется следующая макрокинетическая модель разложения:

$$\dot{m} = -\frac{mk\exp(-E/RT)}{1 + [(l^2/a\chi)/(p_{\rm CO_2})_0]k\exp(-E/RT)}.$$
(20)

Как видно, модель (20) структурно близка к выражению для скорости реакции в случае диффузионно-ограниченной кинетики (8) и (15). По сравнению с ними модель (20) отличается дополнительной зависимостью знаменателя от равновесного давления CO₂.

Случай II. Пусть $p_{\text{CO}_2} \approx (p_{\text{CO}_2})_0$, тогда выполняется $1 - p_{\text{CO}_2}/(p_{\text{CO}_2})_0 = = \delta p / (p_{\text{CO}_2})_0$ и из (17) следует

$$\frac{\delta p_{\rm CO_2}}{(p_{\rm CO_2})_0} = \frac{a \chi (p_{\rm CO_2})_0 / l^2}{k_1 \exp(-E_1 / RT)}.$$

В этом случае справедлива другая макрокинетическая модель разложения

$$\dot{m} = -am\chi(p_{\rm CO_2})_0/l^2. \tag{21}$$

Таким образом, сформулированы четыре макрокинетические модели разложения доломита (8), (15), (20) и (21) с диффузионной и фильтрационной эвакуациями СО₂. Адекватность данных моделей необходимо проверить экспериментально.

выводы

1. Проанализированы особенности ряда моделей термического разложения доломита и кальцита, представленных в литературе. Сделан вывод о целесообразности создания компактных инженерных макрокинетических моделей разложения доломита и универсальных методов восстановления параметров этих моделей для конкретных образцов доломита. Такие методы могут основываться на термогравиметрических данных и стандартизированных алгоритмах минимизации погрешности аппроксимации.

2. Сделано предположение, что эвакуация СО₂ из зоны реагирования может происходить по механизму диффузии и/или фильтрации Дарси. При этом функциональная зависимость скорости термического разложения от размеров частиц и температуры различна. Сформулированы четыре макрокинетические модели, адекватность которых следует проверять на основе экспериментальных данных.

3. Дальнейшая работа в этом направлении должна включать получение данных термогравиметрии для образцов доломита и выбор модели, наилучшим образом описывающей экспериментальные данные во всем практически важном диапазоне температур, скоростей разложения, гранулометрического состава доломита. Эти данные позволят также сделать вывод о физических механизмах эвакуации газа из частиц доломита.

ЛИТЕРАТУРА

1. M o h a m m e d, M. A. A., Salmiaton, A., Wan Azlina, W. A. K., Mohamad Amran, G. M. S., & Taufiq-Yap, Y. H. (2013) Preparation and Characterization of Malaysian Dolomites as a Tar Cracking Catalyst in Biomass Gasification Process. *Journal of Energy*, Vol. 2013, Article ID 791582. Doi: 10.1155/2013/791582. 2. H u, G., Xu, S., Li, S., Xiao, C., & Liu, S. (2006) Steam Gasification of Apricot Stones with Olivine and Dolomite as Downstream Catalysts. *Fuel Processing Technology*, 87 (5), 375–382. Doi: 10.1016/j.fuproc.2005.07.008.

3. Y u, Q. Z., Brage, C., Nordgreen, T., & Sjöström, K. (2009) Effects of Chinese Dolomites on tar cracking in Gasification of Birch. *Fuel*, 88, 1922–1926. Doi: 10.1016/j.fuel.2009.04.020.

4. P é r e z, P., Aznar, M.P., Caballero, M.A., Gil, J., Martín, J.A., & Corella, J. (1997). Hot Gas Cleaning and Upgrading with a Calcined Dolomite Located Downstream a Biomass Fluidized Bed Gasifier Operating with Steam-Oxygen Mixtures. *Energy and Fuels*, 11 (6), 1194–1197. Doi: 10.1021/ef970046m.

5. M y r e n, C., Hornell, C., Bjornbom, E., & Sjoström, K. (2002) Catalytic Tar Decomposition of Biomass Pyrolysis Gas with a Combination of Dolomite and Silica. *Biomass and Bioenergy*, 23 (3), 217–237. Doi: 10.1016/S0961-9534(02)00049-1.

6. H a n, J., & Kim, H. (2008) The Reduction and Control Technology of Tar During Biomass Gasification. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 12 (2), 397–416. Doi: 10.1016/j. rser.2006.07.015.

7. R o d r i g u e z-N a v a r r o, C., Ruiz-Agudo, E., Luque, A., Rodriguez-Navarro, A. B., & Ortega-Huertas, M. (2009) Thermal Decomposition of Calcite: Mechanisms of Formation and Textural Evolution of CaO Nanocrystals. *American Mineralogist*, 94, 578–593. Doi: 10.2138/am. 2009.3021.

8. Wilburn, F. W., & Sharp, J. H. (1993) The Bed-Depth Effect in the Thermal Decomposition of Carbonates. *Journal of Thermal Analysis*, 40, 133–140. Doi: 10.1007/BF02546563.

9. R o d r i g u e z-N a v a r r o, C., Kudlacz, K., & Ruiz-Agudo, E. (2012) The Mechanism of Thermal Decomposition of Dolomite: New Insights From 2D-XRD and TEM Analyses. *American Mineralogist*, 97 (1), 38–51. Doi: 10.2138/am.2011.3813.

10. M i k u l č i ć, H., von Berg, E., Vujanović, M., Priesching, P., Perković, L., Tatschl, R., & Duić, N. (2012) Numerical Modeling of Calcination Reaction Mechanism for Cement Production. *Chemical Engineering Science*, 69 (1), 607–615. Doi: 10.1016/j.ces.2011.11.024.

11. S i l c o x, G. D., Kramlich, J. C., & Pershing, D. W. (1989) A Mathematical Model for the flash Calcination of Dispersed CaCO₃ and Ca(OH)₂ Particles. *Industrial and Engineering Chemistry Research*, 28 (2), 155–160.

12. S c h n e i d e r, M. (2003) Experimentelle und Mathematische Modellierung der Fes-Tbettvergasung am Beispiel der Gleichstromvergasung von Holzhackschnit-Zeln. Ph.D. Thesis. TU. Dresden (German).

13. K e r n, C., & Jess, A. (2006) Verkokung and Koksabbrand in Heterogenen Katalysatoren [Coking and Coke Burn Off in Heterogeneous Catalysts]. *Chemie-Ingenieur-Technik*, 78 (8), 1033–1048. Doi: 10.1002/cite.200600051 (German).

14. M o h r, M. (2001) Numerische Simulation der Simultanen Reaktion von Kalkstein und Kohle Bei der Zementherstellung. Ph.D. Thesis. Bochum, University of Ruhr. (German).

15. M c i n t o s h, R. M., Sharp, J. H., & Wilburn, F. W. (1990) The Thermal Decomposition of Dolomite. *Thermochimica Acta*, 165 (2), 281–296. Doi: 10.1016/0040-6031(90)80228-Q.

Представлена кафедрой ПТ и Т

Поступила 25.05.2015

УДК 621.187.132 (088.8)

ИНВАРИАНТНАЯ СИСТЕМА АВТОМАТИЧЕСКОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ ПИТАНИЯ БАРАБАННОГО ПАРОВОГО КОТЛА

Докт. техн. наук, проф. КУЛАКОВ Г. Т.¹⁾, асп. КУХОРЕНКО А. Н.²⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет, ²⁾Командно-инженерный институт МЧС Республики Беларусь

E-mail: ank-17@ya.ru

На качество переходных процессов изменения уровня воды в барабане котла при основных воздействиях существенное влияние оказывает выбор структуры системы регулирования, закона регулирования и оптимальных параметров динамической

настройки регулятора. В настоящее время приемы аналитического конструирования оптимальных систем регулирования позволяют улучшить качество переходных процессов. Применение метода структурно-параметрической оптимизации и теории инвариантности дает возможность за счет изменения структуры системы и оптимизации динамической настройки системы автоматического регулирования питания существенно улучшить качество поддержания уровня воды в барабане котла. Однако это достигается за счет увеличения максимального значения регулирующего воздействия расходом питательной воды. Вместе с тем, показатель последнего должен быть меньше величины регулирующего воздействия типовой трехимпульсной системы автоматического регулирования питания, так как он напрямую связан с надежностью котельного оборудования, долговечностью металла барабана и водяного экономайзера. Для устранения этого недостатка предложено параллельно реальному инерционному участку объекта регулирования сформировать его динамическую модель, что позволит выделить эквивалентное внешнее возмущение без его измерения, а выход устройства компенсации ограничить до величины регулирующего воздействия типовой трехимпульсной системы автоматического регулирования питания. Это приведет к уменьшению максимальной величины регулирующего воздействия, причем время отработки внешних возмущений останется прежним. При всех воздействиях получено существенное улучшение качества регулирования по сравнению с типовой трехимпульсной системой автоматического регулирования питания.

Ключевые слова: автоматическое регулирование питания, динамическая модель, барабанный паровой котел.

Ил. 5. Библиогр.: 12 назв.

INVARIANT SYSTEM OF THE STEAM-DRUM BOILER FEED AUTOMATIC REGULATION

KULAKOV G. T.¹⁾, KUKHORENKO A. N.²⁾

¹⁾Belarusian National Technical University, ²⁾Command-Engineering Institute of the Ministry of Emergency Situations of the Republic of Belarus

The choice of the controlling system structure, law of control, and optimal parameters for the regulator dynamic settings exercise, under principal influences, substantial effect on quality of the transient processes of water-level change in the shell of the boiler. At the present moment, techniques of design by analysis for the optimal regulating systems allow improving quality of the transient processes. Applying the method of structural-parametrical optimization and the invariance theory render it possible to significantly improve quality of the boiler-shell water level maintaining by means of changing the system structure and optimizing the feed automatic-control system dynamic settings. However, this becomes attainable at the expense of increasing the control-action maximum magnitude with the feeding water rate. At the same time, the indicator of the latter should be less than the control-action value of the typical threeelement control of the feed-regulation system as this directly links to the boiler equipment safety, the drum metal and the feed-water economizer longevity. For removal of this shortcoming, the paper proposes to form in parallel to the real inertial region of the controlled member its dynamic simulation which allows separating the equivalent external disturbance without having to measure it. And to limit the compensation device output to the control-action value of the typical three-element control system of the automatic feed-regulation. This leads to the maximum control-action magnitude decrease, besides, the external-disturbances execution time remains unchanged. Altogether, under all the influences, the authors report of receiving substantial improvement of regulation quality as compared with the typical three-element automatic feed-regulation system

Keywords: automatic feed-regulation, dynamic simulation, steam-drum boiler.

Fig. 5. Ref.: 12 titles.

В типовой трехимпульсной системе автоматического регулирования (САР) питания водой парогенератора (котла), которая имеет наибольшее распространение на атомных и тепловых электростанциях [1–3], пропорционально-интегральный регулятор охвачен обратной связью по расходу питательной воды. Введение этого импульса придает регулятору функции стабилизатора расхода воды, устраняя зависимость уровня от колебаний перепада давлений на клапане. Поэтому настройку трехимпульсного регулятора производят таким образом, чтобы одинаковые изменения расхода пара и воды вызывали одинаковые перемещения штока регулирующего питательного клапана. При такой настройке изменение нагрузки котла приводит к соответствующему изменению расхода воды, и САР переходит в новое состояние равновесия без существенного изменения уровня. Импульс по уровню является корректирующим, устраняющим неточности настройки и несоответствия, возникающие в процессе регулирования, что особенно важно для объекта регулирования без самовыравнивания [4].

Работа типовой трехимпульсной САР питания и ее недостатки исследованы в [5, 6], где обусловлена актуальность ее модернизации для существенного улучшения качества регулирования в широком диапазоне изменения нагрузок котла. На качество переходных процессов изменения уровня воды в барабане котла при основных воздействиях существенное влияние оказывает выбор структуры системы регулирования, закона регулирования и оптимальных параметров динамической настройки регулятора. Попытки улучшения качества работы типовой трехимпульсной САР питания предпринимались многими инженерами. В [7] для улучшения работы трехимпульсного регулятора питания рекомендовано использовать схему с дифференциатором, на выход которого подается сигнал по материальному небалансу расходов пара и питательной воды (рис. 1).



Рис. 1. Структурная схема моделирования типовой трехимпульсной САР с дифференциатором: y(t) – основная регулируемая величина; $x_{3алан}$ – заданное значение основной регулируемой величины; $x_p(t)$ – регулирующее воздействие; f_1 – внутреннее возмущение; f_2 – внешнее топочное возмущение; f_2^* – внешнее возмущение расходом перегретого пара; $W_{\rm B}(p)$ – передаточная функция топочного возмущения;

 $W_{\rm B}^{*}(p)$ – то же внешнего возмущения расходом перегретого пара; $W_{\rm p}(p)$ – то же ПИ-регулятора; $W_{\rm q}(p)$ – то же дифференциатора; $W_{\rm on}(p)$ – то же опережающего участка объекта регулирования; $W_{\rm urr}(p)$ – то же инерционного участка объекта регулирования В качестве объекта регулирования выбран парогенератор БКЗ-210-140, работающий на общую паровую магистраль: максимальная производительность 210 т/ч, минимальная 140 т/ч [3]. Передаточную функцию внешнего возмущения расходом перегретого пара с явлением «набухания уровня» воды в барабане котла принимали в виде разности передаточных функций инерционного звена первого порядка и идеального интегрирующего звена [8]

$$W_{\rm B}^{*}(p) = W_{2}(p) - W_{3}(p) = \frac{k_{2}}{T_{2}p + 1} - \frac{1}{T_{3}p},$$
(1)

где $T_2 = 20$ с; $T_3 = 67$ с; $k_2 = 0,75$; p – оператор Лапласа.

Передаточную функцию топочного возмущения принимали в следующем виде:

$$\frac{k_{\rm B}}{T_{\rm B}p+1} = \frac{0.5}{30p+1},\tag{2}$$

где $k_{\rm B}$ – коэффициент усиления возмущения; $T_{\rm B}$ – постоянная времени.

Передаточная функция опережающего участка по расходу питательной воды при скачкообразном перемещении регулирующего питательного клапана имеет вид инерционного звена первого порядка

$$W_{\rm on}(p) = \frac{k_{\rm on}}{T_{\rm on}p+1} = \frac{1}{5p+1},$$
(3)

где k_{on} – коэффициент передачи опережающего участка; T_{on} – постоянная времени опережающего участка, характеризующая динамику изменения расхода питательной воды.

Экспериментальная кривая по уровню воды в барабане котла при возмущении расходом питательной воды может быть представлена в виде реального интегрирующего звена типа

$$W_1^*(p) = \frac{1}{T_1 p(\tau_1 p + 1)},\tag{4}$$

где $T_1 = 37 \text{ c} - \text{постоянная}$ времени реального интегрирующего звена; $\tau_1 = 21 \text{ c} - \text{время}$ запаздывания по каналу регулирующего воздействия [3].

Передаточная функция ПИ-регулятора имеет следующий вид:

$$W_{\rm p}(p) = \frac{k_{\rm p}(T_{\rm u}p+1)}{T_{\rm u}p},$$
(5)

где $k_{\rm p}$ – коэффициент передачи регулятора; $T_{\rm u}$ – время интегрирования регулятора.

Настройку ПИ-регулятора производили по методу симметричного оптимума [9]

$$k_{\rm p} = \frac{T_1}{2k_{\rm on}\tau_1} = 0,88; \quad T_{\rm \mu} = 4\tau_1 = 84 \,{\rm c.}$$
 (6)

Параметры дифференциатора принимали согласно [10]

62

$$W_{\mu}(p) = \frac{T_1 p}{T_1 p + 1} = \frac{37p}{37p + 1}.$$
(7)

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



В настоящее время приемы аналитического конструирования оптимальных систем регулирования позволяют улучшить качество переходных процессов, а результаты проведенных исследований в [5, 6] показали, что применение метода структурно-параметрической оптимизации и теории инвариантности позволяет за счет изменения структуры системы и оптимизации динамической настройки САР питания существенно улучшить качество поддержания уровня воды в барабане котла. Однако это достигается за счет увеличения максимальной величины регулирующего воздействия расходом питательной воды. Вместе с тем, значение последнего должно быть меньше величины регулирующего воздействия типовой трехимпульсной САР, так как оно напрямую связано с надежностью котельного оборудования, долговечностью металла барабана и водяного экономайзера.

Для определения рациональной структуры и оптимальных параметров динамической настройки предлагаемой САР (рис. 3), обеспечивающей существенное улучшение качества поддержания уровня воды в барабане котла при основных воздействиях с учетом максимальной величины регулирующего воздействия, запишем передаточную функцию оптимального регулятора [11]

$$W_{\rm p}(p) = \frac{1}{W_{\rm out}(p)} \frac{W_{\rm 3adaH}(p)}{1 - W_{\rm 3adaH}(p)}.$$
(8)



Рис. 3. Структурная схема моделирования двухконтурной САР: f_2 – внешнее возмущение; $y_1(t)$ – промежуточная регулируемая величина (остальные обозначения на рис. 1)

При этом оптимальная передаточная функция внутреннего контура системы по задающему воздействию (критерий оптимальности) соответствует инерционному звену первого порядка

$$W_{_{3a,aaH}}(p) = \frac{1}{T_{_{3a,aaH1}}p+1},$$
(9)

где $T_{_{3адан1}}$ – заданная постоянная времени критерия оптимальности по промежуточной регулируемой величине.

Подставив передаточные функции (3) и (9) в (8), получим оптимальную передаточную функцию регулятора (ПИ-регулятора) с одним параметром динамической настройки *Т*_{задан1}

$$W_{\rm p}(p) = \frac{T_{\rm on}^* p + 1}{k_{\rm on} T_{\rm 3adaH1} p} = \frac{5p + 1}{T_{\rm 3adaH1} p}.$$
 (10)

Произведем замену внутреннего контура (рис. 3) инерционным звеном первого порядка (9) и получим одноконтурную САР (рис. 4). Запишем передаточную функцию замкнутой САР (рис. 4) по задающему воздействию:

$$W_{y,x_{3a,aah}}(p) = \frac{W_{3a,aah}(p)W_{\mu h}(p)}{1 + W_{3a,aah}(p)W_{\mu h}(p)};$$
(11)

$$W_{y,x_{3a,aa,a}}(p) = \frac{1}{T_1 \tau_1 T_{3a,aa,a} p^3 + T_1 (T_{3a,aa,a} + \tau_1) p^2 + T_1 p + 1}.$$
 (12)



Рис. 4. САР с заменой внутреннего контура

В результате в знаменателе передаточной функции (12) получили характеристическое уравнение третьего порядка. Согласно [12]:

$$a_0 = T_1 \tau_1 T_{3 \text{адан}}; \ a_1 = T_1 (T_{3 \text{адан}} + \tau_1); \ a_2 = T_1; \ a_3 = 1;$$
 (13)

$$a_0 p^3 + a_1 p^2 + a_2 p + a_3 = 0; (14)$$

$$s^3 + A_2 s^2 + A_1 s + 1 = 0; (15)$$

$$A_{1} = \frac{a_{2}}{\sqrt[3]{a_{0}a_{3}^{2}}}; \ A_{2} = \frac{a_{1}}{\sqrt[3]{a_{0}^{2}a_{3}}}, \tag{16}$$

где A_1 , A_2 – коэффициенты Вышнеградского, при $A_1 = A_2 = 3$ переходные процессы в системе будут апериодические с максимальным быстродействием:

$$a_2 = 3\sqrt[3]{a_0 a_3^2}; \ a_2^3 = 27a_0 a_3^2; \ T_1^3 = 27T_1 \tau_1 T_{3agam}.$$
 (17)

Отсюда с учетом (4) находим оптимальное численное значение постоянной времени $T_{_{3алан}}$ критерия оптимальности

$$T_{_{3 \text{адан}}} = \frac{T_1^2}{27\tau_1} = 2,41 \text{ c.}$$
 (18)

Для существенного улучшения качества отработки внешних возмущений двухконтурную САР (рис. 3) преобразуем в инвариантную САР, структурная схема которой представлена на рис. 5. Для этого параллельно реальному инерционному участку объекта регулирования формируем динамическую модель данного участка, выход которой алгебраически складываем с основной регулируемой величиной. Подаем полученную разность на вход устройства компенсации эквивалентного внешнего возмущения без его измерения, а выход с обратным знаком через ограничитель на вход регулятора.



Рис. 5. Структурная схема моделирования переходных процессов инвариантной САР питания: $W_{y\kappa}^{f_2}(p)$ – передаточная функция устройства компенсации внешнего возмущения; $W_{uH}^*(p) = W_{uH}(p)$ – то же модели инерционного участка объекта регулирования; ОГР – ограничитель величины коррекции задания (остальные обозначения на рис. 1)

Определяем передаточную функцию устройства компенсации эквивалентного внешнего возмущения из следующего условия инвариантности основной регулируемой величины от изменения внешних возмущений:

$$W_{\rm yk}^{f_2}(p)W_{\rm 3adah2}(p)W_{\rm H}(p) = 1, \tag{19}$$

где $W_{y\kappa}^{f_2}(p)$ – передаточная функция устройства компенсации внешнего возмущения.

Из (19) находим передаточную функцию устройства компенсации внешнего возмущения, которую с целью ее физической реализуемости умножаем на передаточную функцию инерционного звена 3-го порядка с одинаковыми постоянными времени $T_{3алан2}$:

$$W_{\rm yK}^{f_2}(p) = \frac{T_1 p(\tau_1 p + 1)(T_{\rm 3agat} p + 1)}{(T_{\rm 2agat} p + 1)^3}.$$
 (20)

Приняв

$$T_{\rm 3adah2} = T_{\rm 3adah1}, \tag{21}$$

получим

$$W_{\rm yk}^{f_2}(p) = \frac{T_1 p(\tau_1 p + 1)}{\left(T_{\rm 3adaH2} p + 1\right)^2} = \frac{T_1 p}{T_{\rm 3adaH2} p + 1} \frac{\tau_1 p + 1}{T_{\rm 3adaH2} p + 1}.$$
 (22)

То есть имеем последовательное соединение дифференцирующего звена и звена быстрого реагирования, так как численное значение τ_1 числителя больше $T_{_{3адан2}}$ знаменателя. Поскольку разность сигналов основной регулируемой величины и выхода модели инерционного участка объекта регулирования поступает вначале на вход звена быстрого реагирования, а затем на вход дифференциатора, то большой сигнал с выхода дифференцирующего звена должен быть ограничен по величине с целью уменьшения величины коррекции задания регулятора. Это приведет к соответствующему уменьшению максимальной величины регулирующего воздействия расходом питательной воды. Из приведенных графиков переходных процессов видно, что при всех рассмотренных возмущающих воздействиях время регулирования у инвариантной САР сокращается в пять раз по сравнению с САР с дифференциатором. Величина перерегулирования при отработке скачка задания сокращается в 4,3 раза, а максимальные динамические ошибки регулирования: при отработке внутреннего возмущения – в 16,4 раза; при отработке топочного возмущения – в 2 раза; при отработке возмущения расходом пара – в 2,1 раза. Величина регулирующего воздействия у САР с дифференциатором находится в пределах от 0 до +0,75, а у инвариантной САР от -0,6 до +0,56.

Ограничение выходного сигнала устройства компенсации внешнего возмущения приводит к уменьшению максимальной величины регулирующего воздействия (рис. 2д), причем время отработки внешних возмущений остается прежним, хотя при этом несколько уменьшается максимальная динамическая ошибка регулирования при внешних возмущениях. Вместе с тем, при всех воздействиях получено существенное улучшение качества регулирования по сравнению с типовой САР питания с дифференциатором.

выводы

1. Предложена инвариантная система автоматического регулирования питания барабанного парового котла, отличающаяся тем, что:

• пропорционально-интегральный регулятор системы имеет один параметр динамической настройки, численное значение которого выбирают из условия равенства коэффициентов Вышнеградского $A_1 = A_2 = 3$. Это позволяет отрабатывать задающее воздействие с максимальным быстродействием;

• параллельно реальному инерционному участку объекта регулирования формируют его динамическую модель, что позволяет выделить эквивалентное внешнее возмущение без его измерения.

 Сравнение графиков переходных процессов системы автоматического регулирования питания с дифференциатором и разработанной инвариантной системы автоматического регулирования питания показало значительное преимущество последней.

3. Введение ограничителя выходного сигнала с устройства компенсации внешнего возмущения приводит к уменьшению максимальной величины регулирующего воздействия по расходу питательной воды, которое меньше, чем у типовой трехимпульсной системы автоматического регулирования, не ухудшая качество переходных процессов при отработке скачка задания и внутреннего возмущения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Плетнев, Г. П. Автоматизация технологических процессов и производств в теплоэнергетике: учеб. для студ. вузов / Г. П. Плетнев. – 4-е изд., перераб. – М.: Издательский дом МЭИ, 2007. – 352 с.

2. Д е м ч е н к о, В. А. Автоматизация и моделирование технологических процессов АЭС и ТЭС / В. А. Демченко. – Одесса: Астропринт, 2001. – 308 с.

3. К л ю е в, А. С. Наладка систем автоматического регулирования барабанных паровых котлов / А. С. Клюев, А. Т. Лебедев, С. И. Новиков. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 280 с.

4. Д е я н о в, В. А. Автоматизация, защита и сигнализация на электростанциях / В. А. Деянов. – М.-Л.: Госэнергоиздат, 1963. – 384 с.

5. К у л а к о в, Г. Т. Математическое моделирование переходных процессов трехимпульсной системы автоматического регулирования питания водой парогенератора на сброс нагрузки / Г. Т. Кулаков, А. Т. Кулаков, А. Н. Кухоренко // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 2014. – № 1. – С. 57–64.

6. К у л а к о в, Г. Т. Оптимизация переходных процессов изменения уровня воды в барабане паровых котлов / Г. Т. Кулаков, А. Н. Кухоренко // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 2014. – № 4. – С. 63–74.

7. Г у р е в и ч, Э. З. Состояние, перспективы развития и технико-экономическая оценка автоматизации питания барабанных парогенераторов / Э. З. Гуревич. – Минск, 1974. – 60 с.

8. Ш и р о к и й, Д. К. Расчет параметров промышленных систем регулирования: справ. пособие / Д. К Широкий, О. Д. Куриленко. – Киев: Техшка, 1972. – 232 с.

9. Ф р е р, Ф. Введение в электронную технику регулирования: пер. с нем. / Ф. Фрер, Ф. Орттенбургер. – М.: Энергия, 1973. – 193 с.

10. Трехимпульсный регулятор питания: а. с. 230832 СССР: МПК F 22 d / Э. 3. Гуревич, Г. И. Хутский; дата публ. 15.11.1968.

11. С труктурн о-параметрическая 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.

12. К у л а к о в, Г. Т. Анализ и синтез систем автоматического регулирования: учеб. пособие / Г. Т. Кулаков. – Минск: Технопринт, 2003. – 136 с.

$R \mathrel{E} \mathrel{F} \mathrel{E} \mathrel{R} \mathrel{E} \mathrel{N} \mathrel{C} \mathrel{E} \mathrel{S}$

1. P l e t n e v, G. P. (2007) Automation of Technological Processes and Production in the Heat-Power Engineering. 4th pub. Moscow, MEI Publishing House. 352 p. (in Russian).

2. D e m c h e n k o, V. A. (2001) Automation and Simulation of the NPP and TPP Technological Processes. Odessa, Astroprint. 308 p. (in Russian).

3. K I y u e v, A. S., Lebedev, A. T., & Novikov, S. I. (1985) *Adjusting Automated Control Systems of the Steam Drum-Boilers*. Moscow, Energoatomizdat. 280 p. (in Russian).

4. D e y a n o v, V. A. (1963) Automation, Protection and Signaling at the Electric Power Plants. Moscow, Leningrad, Gosenergoizdat. 384 p. (in Russian).

5. K u l a k o v, G. T., Kulakov, A. T., & Kukhoryenko, A. N. (2014) Mathematical Simulation of the Transient Processes in Three-Element Automatic Control System for the Steam Generator Water Feed to Load Tripping. *Izvestyia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG – Energetika* [Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Energetika], 1, 57–64 (in Russian).

6. K u l a k o v, G. T., & Kukhoryenko, A. N. (2014) Optimizing Transient Processes of Water-Level Changes in the Drums of Steam Boilers. *Izvestyia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG – Energetika* [Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Energetika], 4, 63–74 (in Russian).

7. G u r e v i c h, E. Z. (1974) The State, Development Prospects and Technical-and-Economic Assessment of Feeding Automation of the Drum-Type Steam Generators. Minsk. 60 p. (in Russian).

8. S h i r o k i y, D. K., & Kurilenko, O. D. (1972) *Parameters Computation of the Industrial Regulating Systems. Reference aid.* Kiev, Tekhshka. 232 p. (in Russian).

9. F r e r, F., & Orttenburger, F. (1973) *Introduction to Electronic Control Engineering*. Moscow, Energy. 193 p. (in Russian).

10. G u r e v i c h, E. Z., & Khutskii, G. I. (1968) *Three-Pulse Power Regulator*. Inventor's Certificate of the USSR No 230832 (in Russian).

11. K u l a k o v, G. T., Kulakov, A. T., Korzun, M. L., & Basalai, D. V. (2012) Structural Parametric Optimization of the Automatic Control Systems with Differentiating the Intermediate Signal. *Izvestyia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG – Energetika* [Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Energetika], 3, 64–71 (in Russian).

12. K u l a k o v, G. T. (2003) Analysis and Synthesis of the Automatic Control Systems: Educational aid. Minsk, Technoprint. 136 p. (in Russian).

Представлена кафедрой ТЭС БНТУ

Поступила 27.02.2015

68

НОРМАТИВНЫЙ КОЭФФИЦИЕНТ ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ ЖИЛОГО ЗДАНИЯ

Докт. техн. наук, проф. ПИИР А. Э., канд. техн. наук, доц. КОЗАК О. А., студ. АГАФОНОВ И. М.

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

E-mail: ado@piir.ru

Предложен простой, но достаточно точный способ вычисления среднего нормативного коэффициента теплопередачи для любого жилого здания по известным размерам с требуемым уровнем тепловой защиты и заданной долей остекления фасадов. Изложена методика определения среднего нормативного коэффициента теплопередачи жилого здания с числом этажей от 1 до 16 и требуемым уровнем теплозащиты. Установлены теоретическая зависимость и параметры, влияющие на величину теплопотерь через наружные ограждения здания. Рассмотрено влияние уровня теплозащиты на нагрузку отопления и расход топлива за отопительный период. Найдены соотношения между нормативными требованиями к уровню теплового сопротивления определенных элементов здания.

Отмечено влияние геометрических характеристик здания на величину теплопотерь доли стен в общей площади наружного ограждения и его относительной величины по сравнению с площадью отапливаемых помещений. Сравнение результатов вычисления удельных теплопотерь для 1-, 2-, 4-, 8- и 16-этажных зданий с предельно допустимыми величинами теплопотерь из СНиП 23-02–2003 показало, что расчетные значения ниже предельных в среднем на 12 %. Это позволяет рекомендовать нормативный коэффициент теплопередачи жилых зданий для оценки теплопотерь на предпроектной стадии, когда строительные конструкции наружных ограждений здания еще не определены или находятся в стадии разработки.

Ключевые слова: нормативный коэффициент теплопередачи, жилое здание, теплопотери, методика вычисления.

Ил. 1. Табл. 4. Библиогр.: 11 назв.

NORMATIVE HEAT-TRANSFER COEFFICIENT OF THE RESIDENTIAL BUILDING

PIIR A. E., KOZAK O. A., AGAFONOV I. M.

Northern (Arctic) Federal University n. a. M. V. Lomonosov

The paper offers a simple but sufficiently accurate technique of the mid-normative heattransfer coefficient for any dwelling house applying the known dimensions, required thermalprotection level and specified facade-glazing portion. The authors present the ascertainment technique of the mid-normative heat-transfer coefficient for a dwelling house with the number of stories from 1 to 16 and the required level of thermal protection. They establish the theoretical dependence and parameters affecting the rate of heat-losses through the external building borders. The article considers the thermal-protection level effect on the heating load and the heating-season fuel consumption rate and finds the correlation between the regulatory requirements to the thermal resistance of certain elements of the building.

The authors note the effect of the building geometrical characteristics on the heat-losses rate of the wall portion in the total area of the external borders and its relative quantity as compared with the floor-space of the heated accommodations. The comparison of the specific heat-losses computation results for buildings of 1-, 2-, 4-, 8- and 16-storeys with the SNiP 23-02–2003 maximum permissible values show the computational results being less than the maximum values on average by 12 %. This permits recommending the normative heat-transfer coefficient of dwelling houses for evaluating heat-losses at the concept-design

stage with the building external-borders engineering constructions being indeterminate or yet under development.

Keywords: normative heat-transfer coefficient, dwelling house, heat losses, computational technique.

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

Система отопления жилых зданий компенсирует утечки теплоты сквозь наружные ограждения и обеспечивает подогрев вентиляционного притока воздуха. Нагрузку отопления вычисляют по известной формуле [1]

$$Q = K \Delta t A_{\text{Hap}},\tag{1}$$

где $K = K_{cp} + K_{BeH}$, Bт/(м² · °C), – суммарный коэффициент теплопередачи, учитывающий потери теплоты от утечек K_{cp} и при нагреве вентиляционного воздуха K_{BeH} ; Δt – разница температуры воздуха внутри и снаружи здания, °C; A_{Hap} – площадь наружной оболочки здания, м².

Величину коэффициентов из (1) находят по данным строительного проекта здания, а именно:

• средний коэффициент теплопередачи через наружные ограждения, зависящий от приведенного термического сопротивления R_i отдельных элементов ограждения и площади этих элементов A_i , вычисляют по формуле [2]

$$K_{\rm cp} = (\Sigma A_i / R_i) / A_{\rm Hap}; \tag{2}$$

 условный вентиляционный коэффициент теплопередачи, зависящий от средней за отопительный период кратности вентиляции отапливаемых помещений *n*, находят как [3]

$$K_{\rm BeH} = 0,28c\rho Vn/A_{\rm Hap},\tag{3}$$

где V – строительный объем здания по наружному обмеру, м³; c, ρ – теплоемкость и плотность воздуха.

В инженерной практике часто возникает задача оценить теплопотери здания на предпроектной стадии, когда известны лишь его размеры и место сооружения. С этой целью для аналогичных типов зданий, возведенных до 1994 г. и имевших одинаковый минимальный уровень теплозащиты, использовали величину удельной тепловой характеристики [4], известную по более ранним проектам. В настоящее время, когда уровни теплозащиты зданий разные, ориентировочные значения тепловой характеристики рассчитаны лишь для 5- и 15-этажных зданий, расположенных в г. Москве [5].

В статье предложен простой, но достаточно точный способ вычисления среднего нормативного коэффициента теплопередачи для любого жилого здания по известным размерам L, B, H с требуемым уровнем тепловой защиты и заданной долей остекления фасадов ω .

Установим теоретическую зависимость и параметры, влияющие на величину среднего нормативного коэффициента теплопередачи жилого здания. Запишем формулу тепловой нагрузки [6] в двух видах

$$Q_{\rm o} = \Delta t \left(\frac{A_{\rm cr}}{R_{\rm cr}} + \frac{A_{\rm nn}}{R_{\rm nn}} + \frac{A_{\rm o6}}{R_{\rm o6}} \right) = K_{\rm cp} \Delta t A_{\rm Hap}, \tag{4}$$

где A_{ct} , A_{nn} , A_{ob} – площадь стен, покрытий-перекрытий, закрытий оконных и балконных проемов, м²; R_{ct} , R_{nn} , R_{ob} – нормативное сопротивление тепло-

передаче стен, покрытий-перекрытий, закрытий оконных и балконных проемов, м². °C/Вт; Δt – перепад температур воздуха внутри и снаружи помещения, °C.

Разделим правую и левую части на $\Delta t A_{\text{нар}}/R_{\text{ст}}$ и получим выражение для нормативного безразмерного среднего коэффициента теплопередачи жилого дома

$$\overline{K}_{\rm cp} = K_{\rm cp}R_{\rm cr} = \frac{K_{\rm cp}}{K_{\rm cr}} = \frac{A_{\rm cr}}{A_{\rm hap}}(1-\omega) + \frac{A_{\rm nn}R_{\rm cr}}{A_{\rm hap}R_{\rm nn}} + \frac{A_{\rm cr}\rho R_{\rm cr}}{A_{\rm hap}R_{\rm o6}},$$
(5)

который показывает, во сколько раз средний коэффициент K_{cp} больше коэффициента теплопередачи через стены K_{cr} .

Рассмотрим влияние уровня теплозащиты жилого дома на нагрузку отопления и расход топлива за отопительный период. Строительные нормы [7] ограничили максимальную величину теплопотерь для жилых зданий в зависимости от числа этажей, и с этой целью установили соответствующие минимальные значения сопротивления теплопередаче для различных элементов конструкции наружного ограждения [8]. Такие данные приведены в ранжированном виде по величине сопротивления теплопередаче для стены R_{cr} в табл. 1.

Таблица 1

Нормативные значения сопротивления теплопередаче элементов ограждения жилых зданий [7]

		-				
Уровень	Сопротивление теплопередаче, м ² .°С/Вт			Хладоемкость,	Климат зоны	
теплозащиты	стены	покрытия	окна	$D_d \cdot 10^{-3}$, °C·cyt.		
	R _{ct}	R _{nn}	R _{of}		теплозащиты	
Минимальный	1,0	1,4	0,16	-	До 1994 г. везде	
					жаркий	
Повышенный	2,0	2,8	0,32	1,76	Теплый	
Средний	3,0	4,2	0,48	4,71	Умеренный	
Усиленный	4,0	5,6	0,56	7,64	Холодный	
Высокий	5,0	7,0	0,80	10,60	Арктический	
Максимальный	6,0	8,4	0,96	13,50	Суровый (Якутия)	

Можно заметить, что нормативные величины сопротивлений теплопередаче элементов ограждения связаны соотношениями:

$$R_{\rm nm} = 1,4R_{\rm cr}; \ R_{\rm of} = 0,16R_{\rm cr}. \tag{6}$$

Выбор конкретного уровня теплозащиты стен R_{cr} и прочих ограждений зависит от хладоемкости (градусосуток) отопительного периода года D_d

$$R_{\rm cr} = 0.35 D_d \cdot 10^{-3} + 1.4. \tag{7}$$

Число градусосуток вычисляют по средней температуре отопительного периода t_{on} , расчетной температуре внутреннего воздуха отапливаемого помещения t_{B} и продолжительности отопительного периода z_{on} [9]

$$D_d = (t_{\rm B} - t_{\rm on}) z_{\rm on}. \tag{8}$$

Оценим влияние уровня теплозащиты на расход теплоты за отопительный период. Если принять доли теплопотерь от теплопроводности ограждений $\overline{K}_{cp} = 0,8$ и от воздухообмена $\overline{K}_{BeH} = 0,2$ при минимальном уровне теплозащиты, то, как показано в табл. 2, повышение уровня теплозащиты жилых зданий от минимального до среднего и высокого уровней позволяет снизить тепловую нагрузку со 100 % до 46 и 36 %, а также уменьшить потребление топлива по сравнению с его расходом в 2,2 и 2,8 раза.

Таблица 2

Сопротивле- ние теплопе- редаче стены R_{ct} , $m^{2.0}C/Bt$	Нагруз- ка $Q_0, \%$	Сниже- ние нагрузки	Хладоем- кость <i>D_d</i> , °С∙сут.	Расход тепло- ты за отопи- тельный период, %	Экономия теплоты за отопитель- ный период, %	Уменьше- ние расхо- да теплоты
1	100	0	1	100-1000	0	
2	60	40	1,76	104	72	1,7
3	46	56	4,71	216	265	2,2
4	40	60	7,64	305	459	2,5
5	36	64	10,6	382	678	2,8
6	33	67	13,5	445	915	3,0

Снижение тепловых нагрузок и экономия теплоты от усиления теплозащиты жилых зданий по сравнению с уровнем 1994 г.

Рассмотрим влияние геометрических размеров и пропорции жилых зданий простой прямоугольной формы на теплопотери. Ширина здания B ограничена по условиям обеспечения естественного освещения внутренних помещений, а увеличение жилой (отапливаемой) площади происходит в первую очередь за счет длины здания, а во вторую – за счет увеличения высоты H и числа этажей высотой h.

Объем здания по наружному обмеру, правомерность применения которого обоснована в [10], определяем по формуле

$$V = BLH. \tag{9}$$

Площадь:

• отапливаемых помещений

$$A_{\rm o} = V/h; \tag{10}$$

• наружных ограждений

$$A_{\text{Hap}} = A_{\text{cr}} + A_{\text{nn}} = 2(LB + BH + HL).$$
(11)

Относительная величина площади наружных ограждений по сравнению с отапливаемой площадью

$$\varphi = A_{\text{hap}}/A_{\text{o}} = 2h(L^{-1} + B^{-1} + H^{-1}).$$
(12)

В площади наружных ограждений доля площади: • перекрытий

$$a_{\rm nn} = A_{\rm nn}/A_{\rm Hap} = (1 + H/L + H/B)^{-1};$$
 (13)

• стен

$$a_{\rm cr} = 1 - a_{\rm nn}.$$
 (14)

72
Площадь остекления фасадов пропорциональна коэффициенту остекления ω и равна

$$A_{\rm oc} = \omega A_{\rm cr}.\tag{15}$$

Изменение двух важных теплотехнических показателей здания – доли площади перекрытий $a_{nn} = A_{nn}/A_{hap}$ (самого теплосберегающего элемента наружного ограждения) и относительной величины площади охлаждающих здание наружных ограждений $\varphi = A_{hap}/A_o$ – по сравнению с отапливаемой площадью здания иллюстрирует табл. 3. С ростом высоты здания коэффициенты a_{nn} и φ убывают, причем изменение первого при этом вызывает увеличение теплопотерь, а второго – их снижение. Изменение этих коэффициентов в зависимости от числа этажей жилого дома показано на рис. 1.

Таблица 3

Геометрические характеристики и средний расчетный безразмерный коэффициент					
теплопередачи зданий с числом этажей от 1 до 16					

Число этажей <i>z</i>	$A_{\rm o}$, м ²	<i>V</i> , м ³	<i>L×B×H</i> , м · м · м	ω	a _{nn}	φ	$\overline{K}_{\mathrm{cp}}$
1	120	360	15×8×2,5	0,12	0,725	2,96	0,866
2	360	1080	20×9×5,5	0,14	0,522	1,81	1,200
4	1600	4800	40×10×12	0,16	0,410	1,26	1,380
8	5760	17280	60×12×24	0,18	0,230	0,76	1,590
16	19200	57600	80×15×48	0,20	0,210	0,60	1,850

Рассмотрим совместное влияние сопротивления теплопередаче R_i элементов ограждения и их геометрических размеров A_i на средний коэффициент теплопередачи оболочки здания. Подставим в (5) коэффициенты пропорциональности из (6), соотношения (13), (14) и после преобразования получим искомую формулу безразмерного среднего коэффициента теплопередачи наружных ограждений жилого здания



 $\overline{K}_{cp} = 1 - 0,286a_{nn} + 5,25\omega a_{cr}.$ (16)

Рис. 1. Изменение геометрических характеристик жилых домов и среднего коэффициента теплопередачи от числа этажей

Для упрощения вычислений используем аппроксимацию

$$\overline{K}_{\rm cp} = 0.9z^{0.25},$$
 (17)

где *z* – число этажей жилого дома.

Безразмерный коэффициент характеризует способность оболочки здания передавать теплоту в окружающую среду. Его величина зависит от соотношения площади поверхности элементов наружного ограждения с высокой и низкой трансмиссиями теплоты. Как видно из табл. 3, средний безразмерный коэффициент теплопередачи через ограждения увеличивается в два раза с ростом высоты здания от 1 до 16 этажей.

Конкретная размерная величина среднего коэффициента теплопередачи, отнесенная к отапливаемой площади здания, зависит от требуемого уровня тепловой защиты

$$K_{\rm cp} = \overline{K}_{\rm cp} \phi / R_{\rm cr} = 0.9 z^{0.25} \phi / R_{\rm cr}.$$
 (18)

Формулы (13), (16), (18) позволяют вычислить средний нормативный коэффициент теплопередачи жилого здания исходя из его геометрических показателей a_{ct} , ω , φ и заданного уровня теплозащиты.

Найдем условный коэффициент теплопередачи, учитывающий теплопотери на подогрев вентиляционного потока воздуха при норме его расхода 30 м³/(ч·чел.) и заселенности общей площади квартир 20 м²/чел. [11]

$$K_{\text{BeH}} = 0,28Lc_{\text{p}}\rho = 0,28 \cdot 1,5 \cdot 1 \cdot 1,296 = 0,544, \text{ Bt/(m}^2 \cdot ^{\circ}\text{C}).$$
 (19)

Поступление тепловой мощности от работы бытовой техники, исходя из нормы теплопритока $q_6 = 10-17 \text{ Br/m}^2$ [1], представим как

$$Q_{\text{быт}} = q_{\text{б}}A_{\text{o}} = K_{\text{быт}}\Delta tA_{\text{o}},\tag{20}$$

откуда найдем среднюю величину условного коэффициента теплопередачи, учитывающего теплоприток:

$$K_{\text{быт}} = \frac{q_{\text{быт}}}{\Delta t} = \frac{12}{50} = 0,24, \text{ Br/(m}^2 \cdot ^\circ \text{C}).$$
 (21)

Искомая величина нормативного суммарного коэффициента теплопередачи жилого здания, отнесенного к отапливаемой площади здания, равна

$$K_{\text{сум}} = K_{\text{ср}} + K_{\text{вен}} - K_{\text{быт}} = K_{\text{ср}} + 0.54 - 0.24 = K_{\text{ср}} + 0.3, \text{ BT/(M}^2 \cdot ^{\circ}\text{C}).$$
 (22)

Для проверки полученного результата воспользуемся безразмерными средними коэффициентами теплопередачи \overline{K}_{cp} , вычисленными по формуле (16) для ограждающих конструкций жилых зданий высотой 1, 2, 4, 8 и 16 этажей (табл. 3). Затем по (18) найдем средний нормативный коэффициент теплопередачи K_{cp} для местности с числом градусосуток $D_d = 5000 \, ^\circ\text{C} \cdot \text{сут.}$ и требуемым средним уровнем теплозащиты, где сопротивление теплопередаче стен $R_{cr} = 3 \, \text{м}^{2.\circ}\text{C/BT}$. Определим значение суммарного коэффициента теплопередачи $K_{сум}$ по (22). И, наконец, по формуле

$$q_{\text{pac}} = K_{\text{сум}} \cdot 24D_d \cdot 10^{-3}, \text{ kBr} \cdot \text{ч/m}^2$$
(23)

узнаем удельную теплопотерю за отопительный период для каждого здания из группы и сравним ее с предельной нормативной величиной $q_{\rm hop}$ из СНиП 23-02–2003 [7]. Результаты этих вычислений представлены в табл. 4.

Таблица 4

	Расчетная величина (по формуле)				Нормативная	Относительная
Число	\overline{V}				величина $q_{\text{нор}}$	разница
этажеи	K _{cp}	$K_{\rm cp}$	$K_{\rm сум}$	$q_{\rm pac}$	(-)	$q_{\rm Hop} - q_{\rm pac}$
2	(16)	(18)	(22)	(23)	[7]	$q_{_{ m HOP}}$
1	0,866	0,85	1,15	138	160	0,16
2	1,200	0,71	1,01	121	132	0,08
4	1,380	0,58	0,88	106	110	0,04
8	1,590	0,40	0,70	84	105	0,19
16	1,850	0,37	0,67	81	95	0,15
Среднее отклонение						-12 %

Сравнение расчетных $q_{\text{рас}}$ и предельных нормативных $q_{\text{прел}}$ значений удельного расхода теплоты за отопительный период в жилом здании $(D_d = 5000 \ ^{\circ}\text{C}\cdot\text{сут.}; R_{\text{cr}} = 3 \ \text{m}^{2} \cdot ^{\circ}\text{C/BT})$

Сравнение показало, что расчетные значения теплопотерь $q_{\rm pac}$ для в 1-, 2-, 4-, 8- и 16-этажных зданий в среднем на 12 % ниже предельно допустимых $q_{\rm нор}$, поскольку в расчете не учитывали дополнительные теплопотери, величина которых и составляет около 12 % [5]. Это позволяет рекомендовать конечные формулы (13), (16), (18) и (22) для определения коэффициента теплопередачи и методику расчета тепловых нагрузок на его основе для широкого практического применения.

вывод

Выполненные исследования позволяют рекомендовать нормативный коэффициент теплопередачи жилых зданий для оценки теплопотерь на предпроектной стадии, когда строительные конструкции наружных ограждений здания еще не определены или находятся в стадии разработки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Т и т о в, В. П. Расчет мощности системы отопления и воздухообмена в помещениях здания: методические указания по курсовой работе (курс «Основы отопления, вентиляции и кондиционирования воздуха»; специальность «Теплогазоснабжение и вентиляция») / В. П. Титов, А. Г. Рымаров, О. Д. Самарин. – М.: МГСУ, 1999.

2. С к а н а в и, А. Н. Отопление: учеб. для вузов / А. Н. Сканави, Л. М. Махов. – М.: Изд-во АСВ, 2002. – 575 с.

3. Ливчак, И. Ф. Вентиляция многоэтажных жилых зданий / И. Ф. Ливчак, А. Л. Наумов. – М.: АВОК-ПРЕСС, 2005. – 134 с.

4. В о д я н ы е тепловые сети: справ. пособие по проектированию / И. В. Беляшкина [и др.]: под ред. Н. К. Громова, Е. П. Шубина. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 378 с.

5. Малявина. – 2 изд., испр. – М.: ABOK-ПРЕСС, 2011. – 144 с.

6. Отопление, вентиляция и кондиционирование: СНиП 41-01–2003 / Государственный комитет Российской Федерации по строительству и жилищно-коммунальному комплексу. – Взамен СНиП 2.04.05–91. – Введ. 01.01.2004. – СПб.: Деан, 2004. – 142 с.

7. Тепловая защита зданий: СНиП 23-02-2003. – Введ. 01.10.2003. – М.: ОАО «ЦПП», 2008. – 48 с.

8. Л и в ч а к, В. И. Еще один довод в пользу повышения теплозащиты зданий / В. И. Ливчак // Энергосбережение. – 2012. – № 6. – С. 14–20.

9. Строительная климатология: СНиП 23-01–99. – Введ. 01.01.2000. – М.: ГУП «ЦПП», 2003. – 114 с.

10. В ласов, О. Е. Основы строительной теплотехники / О. Е. Власов. – М.: ВИА РККА, 1938. – 93 с.

11. З д а н и я жилые и общественные. Нормы воздухообмена: ABOK Стандарт-1–2004: отраслевой стандарт. – Введ. 09.06.2004. – М.: ABOK-ПРЕСС, 2004. – 32 с.

REFERENCES

1. T i t o v, V. P., Rymarov, A. G., & Samarin, O. D. (1999) *Calculation of Heating System Power and Air Exchange in the Building Spaces*. Moscow: MGSU [Moscow State Construction University] (in Russian).

2. S k a n a v i, A. N., & Makhov, L. M. (2002) *Heating*. Moscow, Pablishers ASB. 575 p. (in Russian).

3. L i v c h a k, I. F., & Naumov, A. L. (2005) Ventilation of the High-Rise Apartment Buildings. Moscow, AVOK-PRESS. 134 p. (in Russian).

4. B e l i a s h k i n a, I. V., Vital'ev. V. P., Gromov, N. K., Igolka, L. P., Liamin, A. A., Ostal'tsev, P. P., Safonov, A. P., Skvortsov, A. A., Suris, M. A., Tagi-Zade, R. M., Falikov, V. S., & Shubin, E. P. (1988) *Water Heat Networks*. Moscow, Energoatomizdat. 378 p. (in Russian).

5. M a l y a v i n a, Ye. G. (2011) *Building Heat Losses*. 2nd pub. Moscow, AVOK-PRESS. 144 p. (in Russian).

6. S N i P 41-01–2003 [Building Regulations]. Heating, Ventilation, Conditioning. St. Petersburg, Dean, 2004. 142 p. (in Russian).

7. S N i P 23-02–2003 [Building Regulations]. Thermal Protection of the Buildings. Moscow: JSC 'TsPP', 2008. 48 p. (in Russian).

8. L i v c h a k, V. I. (2012) Another Argument in Favour of Enhancing Buildings Thermal Protection. *Energosberezhenie* [Energy Saving], 6, 14–20 (in Russian).

9. S N i P 23-01–99 [Building Regulations]. Building Climatology. Moscow, GUP 'TsPP', 2003. 114 p. (in Russian).

10. V l a s o v, O. Ye. (1938) *Basics of Construction Thermo Engineering*. Moscow, VIA RKKA. 93 p. (in Russian).

11. A V O K Standard-1–2004. Industry Standard. Buildings Residential and Public. Air Exchange Norms. Moscow, AVOK-PRESS, 2004. 32 p. (in Russian).

Представлена кафедрой

теплоэнергетики и теплотехники

Поступила 04.03.2015

УДК 621.165

ОСНОВЫ ТЕОРИИ ВЕНТИЛЯЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ В ПАРОВЫХ ТУРБИНАХ ТЭС

Канд. техн. наук НЕУЙМИН В. М.

ООО «НПО «Энергобезопасность»

и ООО «Технологические системы защитных покрытий» (Москва, Россия)

E-mail: neva333@yandex.ru

Предложены основы теории вентиляционных процессов, возникающих и протекающих в ступенях паровых турбин ТЭС на режимах работы с малыми объемными расходами пара в цилиндре низкого давления. Основы теории включают новые физикоматематические модели для расчета вентиляционных потерь мощности и вентиляционных разогревов пара и проточной части турбины; поиск и исследование факторов, вызывающих повышенные изгибные нагрузки на рабочих колесах последних ступеней и способных привести к поломке рабочих лопаток. Приведены практические результаты использования основ теории вентиляционных процессов.

Получена новая математическая зависимость для высокоточной оценки вентиляционных потерь мощности, учитывающая все многообразие параметров, определяющих уровень этих потерь (установлено, что сила Кориолиса вносит вдвое больший вклад в вентиляционные потери мощности, чем центробежная сила). На ее основе получены семь простых формул для оперативной оценки вентиляционных потерь в отдельной ступени (с нераскручивающимися от вращения рабочими лопатками последней ступени, с раскручивающимися от вращения рабочими лопатками последней и промежуточной ступеней), в обеспаренной турбине в целом, в том числе по показаниям штатных приборов, расположенных на разъемах выхлопной части цилиндра низкого давления.

В основе новой системы расчета вентиляционных разогревов заложены два экспериментально установленных факта: вентиляционные потери мощности почти постоянны при очень малых объемных расходах рабочего пара; симметричные вентиляционные потоки в межлопаточном канале до момента их разделения на периферии полностью смешиваются. Это позволяет определить полное приращение энтальпии сбрасываемого из ступени пара по отношению к энтальпии подсасываемого в межлопаточный канал рабочего колеса из парового пространства конденсатора. Установлено и подтверждено влияние широкого спектра параметров на уровень вентпотерь мощности и вентиляционных разогревов в турбинной ступени, перечислены меры борьбы с ними. Результаты расчетов вентпотерь и вентразогревов близки к экспериментальным данным разных исследователей.

Ключевые слова: паровые турбины ТЭС, цилиндр низкого давления, теория вентиляционных процессов, математическая зависимость.

Табл. 2. Библиогр.: 26 назв.

FUNDAMENTALS OF THE THEORY OF VENTILLATION PROCESSES IN THE STEAM TURBINES TPP

NEUIMIN V. M.

LLC 'Energobezopasnost' and LLC 'TSPC' (Moscow, Russia)

The article proposes the theoretical framework of ventilation processes emerging and going on in the stages of TPP steam turbines during the operating regimes with small-quantity volumetric flow rates in the low-pressure cylinder. The basic theory includes new physicomathematical models for estimating the ventilating capacity losses and ventilation heatings-up of the steam and the air-gas channel of the turbine; search and investigation of the factors causing the increased momental loads on the blade wheels of the finale stages which are likely to lead to destruction of the rotating blades. The paper renders the practical results of utilizing the theoretical framework of ventilation processes.

The author obtains a new mathematical relation for high-accuracy assessment of the ventilating capacity losses accounting for all the diversification of parameters defining the level of these losses (it is established that the Coriolis force contributes twice as much to the ventilating capacity losses as the centrifugal force). Seven ordinary formulae obtained on its basis provide a separate stage ventilation-losses immediate evaluation (with rotation blades of the finale stage not unwinding from the turning, with rotation blades of the finale and intermediate stages unwinding from the turning), in the turbine altogether-vapor-evacuated including by readings of the regular instruments located at the connecters of the exhaust part of the lowpressure cylinder.

As the cornerstone of the new ventilation heating-up evaluation system the author lays two experimentally established facts: the ventilating capacity losses are practically constant at working steam negligible volumetric flow rates; symmetrical ventilating flows in the blade channel mingle entirely to the moment of their split up at the periphery. This renders possible estimating the complete enthalpy increment of the steam being discharged from a stage in relation to the enthalpy of the steam being drawn into the blade channel of the blade wheel out of the vapor space of the condenser. The research establishes and acknowledges the influence of a wide spectrum of parameters on the ventilating capacity losses level and ventilation heatings-up in a turbine stage, indicates the measures for them. The estimation results of ventilating losses and ventilation heatings-up are close to the experimental findings of different researchers.

Keywords: the CHP steam turbines, low-pressure cylinder, the ventilation processes theory, mathematical relation.

Tab. 2. Ref.: 26 titles.

Введение. На режимах пуска-останова, холостого хода, аварийного сброса нагрузки, теплофикационном, включая моторный и горячего вращающегося резерва, характеристики работы лопаточного аппарата паровых турбин ТЭС определяются воздействием на него вентиляционных явлений (вентиляционные потери мощности (ВП) [1] и вентиляционные разогревы (ВР) [2], интенсивное возбуждение аксиальных изгибных резонансных колебаний облопаченного диска винтовым потоком рабочего пара, пульсирующим с частотой, равной частоте вращения вентиляционного потока в зазоре между диафрагмой и рабочим колесом, вследствие регулярного воздействия неравномерности вращающегося потока путем попеременного растяжения и сжатия его проходного сечения и способного привести к поломке рабочих лопаток [3, 4]). Результаты исследований ВП, ВР, разработка предложений, направленных на снижение их негативного воздействия, а также установление факторов, вызывающих повышенные изгибные нагрузки на рабочем колесе последних ступеней цилиндра низкого давления (ЦНД) на малорасходных режимах и способных привести к поломке рабочих лопаток, составляют основы теории вентиляционных процессов в турбинах ТЭС.

Классификация зависимостей для оценки вентиляционных потерь мощности в ступенях паровых турбин ТЭС. Приведем результаты расчетов ВП для рабочих лопаток ЦНД турбин производства Ленинградского металлического завода (ЛМЗ), Турбоматорного завода (ТМЗ), English Electric (ЕЕ). В ХХ в. для оценки ВП в ступенях осевых турбомашин нашло применение большое число математических зависимостей (табл. 1, графа 1) [5]. В табл. 1 приведены также полученные расчетным путем по анализируемым зависимостям величины среднеквадратичных относительных отклонений значений ВП, имеющих место в последних ступенях мощных паровых турбин ТЭС на беспаровых режимах, в сравнении с экспериментальными данными.

В основе большинства представленных в табл. 1 математических зависимостей лежит модель, предложенная в начале XX в. Аурелем Стодола [6] (1859–1942 гг.), согласно которой вентиляционные течения рабочего тела на неактивной дуге возникают вследствие захвата газа кромками рабочих лопаток. При этом расход газа пропорционален окружной скорости, а напор определяется из уравнения Эйлера для удельной работы; ВП пропорциональны среднему диаметру рабочего колеса, высоте рабочих лопаток, плотности газа и кубу окружной скорости. Результаты расчетов ВП по различным зависимостям существенно различаются.

Согласно [7], математическая зависимость (21, табл. 1) для вычисления мощности вентиляции позволяет учесть практически все многообразие параметров, определяющих уровень вентиляционных потерь энергии в турбинной ступени. Это геометрические характеристики рабочего колеса, радиальный зазор, размеры камеры вентилирования, частота вращения колеса, плотность среды. Для приближенной оценки вентиляционных потерь энергии в турбинных ступенях с относительно длинными рабочими лопатками из общей формулы получена упрощенная зависимость. Отмечается хорошее соответствие опытных и расчетных величин вентиляционных потерь энергии в паровых турбинах малой и средней мощности. На осно-

вании этой же модели в [8] предложена зависимость для вычисления мощности вентиляции ступеней микротурбин. При этом отмечается хорошая сходимость опытных величин ВП и расчетных значений, полученных с применением универсальной математической зависимости (21, табл. 1).

Согласно [9-12], хорошее совпадение с экспериментальными данными, прежде всего при больших значениях *p*_к, дает расчет ВП по зависимости И. Усачева – В. Неуймина, по [13, 14] – расчет ВП в ступенях, в группе ступеней, цилиндрах, турбинах, выполненный с использованием универсальной математической зависимости (21, табл. 1), которая использована при оценке условий перехода турбин Т-250 в режим работы без последней ступени [15, 16].

Известные зависимости, применяемые для оценки ВП, классифицированы в [5]. Результаты расчетов ВП по математическим зависимостям (табл. 1) для рабочих лопаток ЦНД турбин производства ЛМЗ и ТМЗ (T-50-12,8 (для n = 50; 60 Гц); ПТ-60-12,8; К-100; К-200; Т-100; ПТ-135/165-12,8/1,5; ТК-450/500-5,9 (проект), Т-250-23,5; К-1200-23,5), а также для рабочих лопаток последней ступени турбины К-500 (ЕЕ) приведены в [17].

Автор математической зависимости	Среднеквадратич- ные относитель- ные отклонения значений ВП, %	Автор математической зависимости	Среднеквадратич- ные относитель- ные отклонения значений ВП, %
1. А. Стодола	176,0	12. Metro Wicker ¹ s	35,0
2. Г. Флюгель	98,0	13. Р. Зутер и В. Траупель	28,5
3. Казанский авиацион- ный институт (КАИ)	89,0	14. Д. Керр	27,5
4. ЛМЗ – А. Щегляев	83,5	15. В. Генрих	25,1
 С. Шубович, Томский политехнический ин- ститут (ТПИ) 	77,0	16. Г. Форнер	24,6
 6. Г. Матвеев и А. Речкоблит 	75,0	 Н. Марков и И. Терен- тьев, Центральный котло-турбинный ин- ститут (ЦКТИ) 	17,5
 А. Межерицкий, Цент- ральный научно-ис- следовательский ин- ститут морского фло- та (ЦНИИМФ) 	60,0	18. English Electric	16,3
8. Brown Bovery Company	53,6	 Ю. Шальман, Цент- ральный институт авиа- ционного машиностро- ения (ЦИАМ) 	13,5
9. General Electric	46,7	20. Ю. Шальман (ЦИАМ)	7,5
 В. Пономарев, Харь- ковский политехниче- ский институт (ХПИ) 	42,4	21. И. Усачев – В. Неуй- мин (ТМЗ)	2,5–2,9
 Г. Зальф и Ю. Качури- нер, Невский завод (НЗЛ) 	41,5		

Таблица 1

Пример. При $p_{\kappa} = 9,8$ МПа и плотности рабочей среды, равной 0,067 кг/м³, ВП, например, на 31-й ступени турбины T-250/300-23,5 (T-250), составят: 4711,8 кВт (расчет по зависимости 1, табл. 1), 3088,7 кВт (расчет по 4), 1612,1 кВт (расчет по 21).

Соотношение приведенных расчетных значений ВП *N*_{вто}, определенных для паровых турбин К-25-8,8; Т-50-12,8 (ТМЗ), ПТ-60-12,8; К-200-12,8 (ЛМЗ) по зависимости (21, табл. 1), и ряда опытных данных, полученных разными исследователями, приведено в табл. 2.

ВП в ступенях паровых турбин ТЭС могут быть уменьшены за счет: применения полочного обандаживания (реализация мероприятия, например, на турбине T-250 приведет к снижению ВП примерно на 25 % и повышению экономичности на 0,11 %); деления проходного сечения облопачивания на меньшие части (разделительное кольцо уменьшает раскрутку рабочих лопаток, что повышает аэродинамическую эффективность рабочих каналов). Суммарные ВП рабочих лопаток в разделенном лопаточном канале меньше потерь в единой зоне. Максимальный эффект достигается при делении межлопаточного канала рабочих лопаток на примерно равные части: ВП снижаются на 30 %.

Таблица	2
---------	---

Объект исследований	Расчетное значение (РЗ) <i>N</i> _{ВТО} , кВт	Опытная величина (OB) <i>N</i> _{ВТО} , кВт	(P3 – OB)/P3, %	Исследо- ватель
К-25 (ЛМЗ)	276,7	266,2	0,36	Г. Шапиро
ЧНД Т-50 (ТМЗ)	530,1	517,8	2,38	»
T-50 (TM3)	626,0	623,8	0,35	»
ЧНД ПТ-60 (ЛМЗ)	890,0	863,8	2,94	»
ЦНД ПТ-60 (ЛМЗ)	938,8	912,2	2,83	»
ПТ-60 (ЛМЗ)	947,6	921,8	2,72	»
К-200 (ЛМЗ)	3904,4	3929,4	0,64	А. Мадоян

Оптимальная установка одного разделительного кольца и периферийное обандаживание рабочих лопаток на каждой ступени ЦНД турбин ПТ-135, Т-175, Т-250 (ТМЗ) повысят среднегодовое значение КПД турбин соответственно на 0,20; 0,31; 0,30 % за счет снижения ВП; разоблопачивания ротора – проставки ЦНД мощной турбины ТЭЦ перед планируемым длительным режимом ее работы с закрытой регулирующей диафрагмой (вынужденная мера); реконструкции регулирующей диафрагмы, направленной на повышение ее плотности, с целью снижения вентиляционных расходов пара (например, в ЦНД турбины Т-250 расход пара через реконструированную регулирующую диафрагму ЦНД может быть снижен в 10 раз: с 55 до 5 т/ч); снятия последних ступеней ЦНД теплофикационных турбин (вынужденная мера) [18]; подрезки «под корень» рабочих лопаток рабочих колес последних ступеней теплофикационных паровых турбин (вынужденная мера); реконструкции ЦНД, связанной с реализацией принципа раздельного управления регулирующей диафрагмой турбин ТЭЦ с двухпоточными ЦНД (по оценке специалистов ТМЗ, ЛМЗ, ВТИ, в этом случае возможно повышение экономичности паротурбинной установки примерно на 1,5-2,0 %); применения расцепной муфты ЦНД (дорогостоящее мероприятие); поддержания параметров пара со стороны конденсатора на уровне насыщения.

К выводу математической зависимости для высокоточной оценки вентиляционных потерь мощности. Установившийся вентиляционный процесс в межлопаточном канале осевой турбинной ступени в диаграмме «H - S» описан в [1]. Суммарный процесс вентиляции близок к изохорному: без существенных погрешностей в расчетах плотность газа можно принять постоянной [19], что упрощает вычисления. На основе классического формализма Ж. Л. Лагранжа в [1] получена зависимость (21, табл. 1) для высокоточной оценки ВП.

Раскрутка рабочих лопаток последних ступеней мощных турбин ТЭЦ под действием центробежных сил (при отсутствии цельнофрезерованного бандажа) приводит к росту ВП примерно на 25 %: ПТ-135 – 1785/2250; Т-175 – 3600/4520; Т-250 – 3980/5190; К-800 – 10490/13390 кВт/кВт (где делимое – ВП рабочего колеса с периферийным бандажом, делитель – ВП рабочего колеса без периферийного бандажа).

К оценке вентиляционных разогревов в ступенях паровых турбин ТЭС. В [19] дано объяснение процесса образования отрывных явлений в рабочем колесе турбины ТЭС (прикорневого, прикорневого и периферийного отрывов потока с объемным расходом вентиляционных потоков), приведена зависимость относительного положения нижней радиальной границы рабочего пара на выходе из последней ступени при разных относительных значениях объемных расходов пара GV и В. Уменьшение объемного расхода пара через межлопаточный канал сопровождается увеличением раскручивающего действия рабочих лопаток. Согласно законам механики переход в равновесное состояние газодинамической системы должен проходить в соответствии с принципом Ле-Шателье: в системе «поток рабочего пара – межлопаточный канал» изменение времени прохождения потока должно сопровождаться действием, уменьшающим его изменение [20]. Этой недиссипативной силой пар в межлопаточном канале ускоряется, вследствие чего уменьшается расходное сечение его потока и образуется прикорневой отрыв. Уменьшение объемного расхода пара связано с соответствующим падением его расходного напора и сопровождается ростом плотности пара к периферии рабочих лопаток. В абсолютно активной ступени турбины наличие такого роста означает существование прикорневого отрыва потока, а превосходство на периферии межлопаточного канала радиального напора над расходным указывает на появление прикорневого отрыва потока. Изменение плотности среды в радиальном направлении препятствует уменьшению входной скорости потока при падении его объемного расхода, что вызывает сокращение зоны прикорневого отрыва. При отсутствии расхода рабочего пара периферийный и прикорневой отрывы потока составляют радиально симметричные зоны вентиляции механически инертного пара или паровоздушной смеси. Для практических расчетов, в которых объемный расход рабочего пара является базовой величиной, задача сводится к определению соответствующих радиальных положений и расходных сечений парового потока в межлопаточном канале. Если изменениями этих величин пренебрегают, то решение задачи ограничивается условиями поступательного движения

плоской решетки рабочих лопаток со скоростью, равной средней окружной скорости соответствующей кольцевой решетки [21]. Реализация в газодинамической системе принципа Ле-Шателье выражается комбинацией трансцендентных функций. Сравнивая движение потока рабочего пара одновременно в осевом и радиальном направлениях, можно вычислить изменение полной нагрузки потока на рабочем колесе ступени и определить зоны вентиляции [1]. Детальное представление задачи сводится к анализу: прикорневого отрыва потока; двойственности характера его течения при малых объемных расходах, обусловливающего относительно плохую устойчивость его малых возмущений в любом из двух возможных положений; влияния осевой ширины длинных рабочих лопаток на формирование вентиляционного и рабочего потоков пара.

В основе предлагаемой системы расчета заложены два экспериментально установленных факта: ВП почти постоянны при очень малых объемных расходах рабочего пара; симметричные вентиляционные потоки в межлопаточном канале до момента их разделения на периферии полностью смешиваются. Данное обстоятельство позволяет определить полное приращение энтальпии сбрасываемого из ступени пара по отношению к энтальпии подсасываемого в межлопаточный канал рабочего колеса из парового пространства конденсатора. Для этого достаточно вычислить отношение полного приращения энтальпии к однократному ее приращению (за один оборот валопровода турбины) при прохождении фиксируемой вентилируемой массой пара межлопаточных каналов рабочего колеса [2].

Результаты расчета свидетельствуют: в установившемся вентиляционном режиме в обеспаренном ЦНД турбины Т-100 ВП по сравнению с исходными значениями уменьшатся на 21,1 %. Уровень разогревов в ЦНД турбины Т-250 в 3,3 раза выше, чем в ЦНД турбины Т-100. При нулевом расходе рабочего пара максимальный разогрев возникает на периферии первых ступеней ЦНД и теоретически может достичь в сухом паре 163 °C (T-100) и 542 °C (T-250). Результаты расчетов уровней ВР пара в межлопаточном канале рабочего колеса ЦНД турбин Т-100 и Т-250 [2], турбин других типов на рассматриваемых режимах соответствуют экспериментальным значениям.

Помимо радиального перепада температур в корневых сечениях рабочих лопаток последних ступеней паровых турбин, на теплофикационных режимах возникают значительные перепады температур в осевом направлении. В эксплуатационных условиях этот перепад особенно велик на последней ступени турбины. Например, в корне рабочих лопаток на 31-й (40-й) ступени ЦНД турбины T-250 перепад достигает ~200 °C. На теплофикационных режимах рабочий пар практически всегда охлаждает проточную часть ЦНД. Сдерживающими факторами в экспериментальном определении допустимых разогревов ЦНД паровых турбин ТЭС являются: стеллитовая защита входных кромок рабочих лопаток [22]; демпферные титановые связи; перепады температур по ступицам насадных дисков и по сечению патрубков, особенно для цилиндров со встроенными подшипниками; разогревы опорной части подшипников. Обеспечение допустимого теплового состояния лопаточного аппарата и выхлопного патрубка ЦНД мощных турбин ТЭС достигается различными способами, отличающимися подводимым рабочим телом для охлаждения проточной части, местом подвода охладителя, характеристиками охладителя. Избежать нежелательных эффектов, вызываемых перегревом проточной части ЦНД турбины Т-250, возможно за счет применения саморегулируемого охлаждающего устройства [23]. Последнее стало прототипом запатентованной заявки на изобретение «Часть низкого давления паровой турбины» № 2013 148259/06 (075051) (отметим, что прототип не уступает изобретению). Исключить применение охлаждающих устройств должно позволить освоение технологии лазерной наплавки порошкового стеллита на поверхность входной кромки рабочих лопаток [24].

Поиск и исследование факторов, вызывающих повышенные изгибные нагрузки на рабочие колеса последних ступеней мощных паровых турбин ТЭС, эксплуатируемых с малыми объемными расходами рабочего пара и способных привести к поломке рабочих лопаток. В первое десятилетие эксплуатации новых мощных турбин ТЭЦ на теплофикационных режимах отмечался рост аварийности преимущественно за счет усталостного разрушения рабочих лопаток последних ступеней ЦНД. Появилась необходимость установить фактор разрушительной вибрации и определить его параметры. В ПО «Турбомоторный завод» (Минэнергомаш СССР) под руководством начальника бюро вибрации и прочности СКБ по паротурбостроению И. Магина была разработана специальная программа исследования, спроектирована и изготовлена соответствующая оснастка; в 1973-1978 гг. проведена серия режимных испытаний на ряде турбин: Т-50 (Кировская ТЭЦ-4) и Т-100 (Среднеуральская ГРЭС); ПТ-135 (Пермская ТЭЦ-14), Т-250 (ТЭЦ-22 ОАО «Мосэнерго») и других, а также на стенде натурных испытаний завода (Среднеуральская ГРЭС). В испытаниях сочетались: тензометрирование не менее шестой части рабочих лопаток в группе одна за другой, что давало величины напряжений и их эпюры по высоте рабочих лопаток, указывающие форму колебаний частоты и соответствующие амплитуды отдельных форм колебаний, составляющих вибрацию; дискретно-фазовые измерения с помощью электронно-лучевых регистраторов амплитуд колебаний вершин рабочих лопаток одновременно по всему рабочему колесу (это показывало форму колебаний венца рабочих лопаток в системе с диском рабочего колеса и по ней – кратность основной частоты колебаний частоте возбудителя и фиксацию режимных параметров, по которым определяли расход рабочего пара через последнюю ступень ЦНД турбины). Плотность пара определяли по давлению и температуре. Результаты испытаний [3, 4] свидетельствуют (впервые в мировой практике): при работе турбины по мере роста объемного расхода пара при резонансе 3-й кратности оборотам вала на фоне плавно затухающего роста изгибных напряжений рабочих лопаток последней ступени выделяется выбег при малых расходах пара, указывающий на дополнительное субрезонансное возбуждение вентиляционной зоны (которая вынуждает пульсировать проходящий рабочее колесо поток пара), способное привести к поломкам рабочих лопаток последних ступеней. При этом установлено, что основное резонансное воздействие идет от асимметрии потока рабочего пара, а дополнительное – от пульсации этого потока под радиальным воздействием вращающейся между диафрагмой и рабочим колесом вентилируемой среды со скоростью 40-50 % от скорости вращения рабочего колеса по удвоенной кратности воздействия.

выводы

1. Предложенная физическая модель вентиляционного процесса, сопровождающего работу турбины ТЭС при эксплуатации с малыми объемными расходами рабочего пара, и использование классического формализма Ж. Лагранжа позволили получить новую математическую зависимость (п. 21, табл. 1) для высокоточной оценки вентиляционных потерь мощности, которая дает возможность учесть все многообразие параметров, определяющих их уровень: геометрические размеры рабочего колеса и камеры вентилирования, частоту вращения валопровода, плотность рабочей среды. Увеличение точности расчетов вентиляционных потерь мощности и вентиляционных разогревов влияет на результаты проектирования рабочего колеса турбинной ступени и выбор режимов эксплуатации турбоустановки.

2. На основании новой зависимости получены семь наиболее простых формул для оперативной оценки вентиляционных потерь мощности в отдельной ступени (с нераскручивающимися от вращения рабочими лопатками последней ступени, с раскручивающимися от вращения рабочими лопатками последней и промежуточной ступеней), в обеспаренной турбине в целом (моторный режим, режим вращающегося резерва), в том числе по показаниям штатных приборов, расположенных на разъемах выхлопной части цилиндра низкого давления.

3. Основы теории могут быть применены в космонавтике, ракетной технике, авиации, надводном и подводном транспорте при создании турбин с парциальным подводом рабочего тела.

4. Использование предложенной физико-математической модели позволяет оценивать вентиляционный разогрев в проточной части цилиндров современных турбин ТЭС при их работе с малыми объемными расходами рабочего пара. Вентиляционные разогревы приводят к снижению вентиляционных потерь мощности в ступени, цилиндре, турбине.

ЛИТЕРАТУРА

1. Не у й м и н, В. М. Универсальная математическая зависимость для высокоточной оценки вентиляционных потерь мощности в ступени турбины ТЭС / В. М. Неуймин // Надежность и безопасность энергетики. – 2011. – № 1 (12), 2 (13). – С. 56–65, 66–76.

2. Н е у й м и н, В. М. К построению физико-математической модели для оценки уровня вентиляционных разогревов проточной части турбины ТЭС. Ч. 1, 2 / В. М. Неуймин // Надежность и безопасность энергетики. – 2009, 2010. – № 4 (7), 1 (8). – С. 40–43, 37–42.

3. В о з б у ж д е н и е аксиальных колебаний колес паровых турбин в эксплуатационных условиях / И. П. Усачев [и др.] // Энергетическое машиностроение. – 1981. – № 3. – С. 5–9.

4. У с а ч е в, И. П. О возбуждении аксиальных колебаний в решетках рабочих лопаток ступеней ЦНД современных теплофикационных паровых турбин на пуско-остановочных режимах / И. П. Усачев, В. М. Неуймин // Проблемы вибрации, виброналадки, вибромониторинга и диагностики оборудования электрических станций: сб. докл. междунар. науч.-техн. совещания. – М.: Всероссийский теплотехнический науч.-исслед. ин-т, 2009. – С. 154.

5. Н е у й м и н, В. М. Методы оценки вентиляционных потерь мощности в ступенях паровых турбин ТЭС / В. М. Неуймин // Теплоэнергетика. – 2014. – № 10. – С. 73–80.

6. Stodola, A. Steam and Gas Turbines / A. Stodola. – N-Y.: Peter Smith, 1945. – 1356 p.

7. М а т в е е н к о, В. А. Особенности работы ЦНД паровых турбин на малорасходных режимах / В. А. Матвеенко, В. Н. Агафонов // Энергетическое машиностроение: обзорная информация. – 1984. – Вып. 12. – С. 54.

8. К о т л я р, И. В. Универсальный метод расчета потерь на вентиляцию в парциальной турбинной ступени / И. В. Котляр, Е. И. Кончаков // Энергетическое машиностроение: респ. межвед. науч.-техн. сб. – Харьков: Вища шк., 1983. – Вып. 35. – С. 51–60.

9. Котляр, И.В. Метод детального расчета потерь на вентиляцию в парциальной турбинной ступени / И.В. Котляр, Ю.П. Кузнецов, А.Б. Чуваков // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 1993. – № 11–12. – С. 101–104.

10. А р а к е л я н, Э. К. Повышение экономичности и маневренности оборудования тепловых электростанций / Э. К. Аракелян, В. А. Старшинов. – М.: Изд-во МЭИ, 1993. – 326 с.

11. И льин, Е. Т. Потери мощности на трение и вентиляцию при работе К-200-130 в малорасходных и моторном режимах / Е. Т. Ильин, С. В. Тараканов // Разработка высоко-эффективного энергетического оборудования: сб. статей. – М.: МЭИ, 1984. – С. 121–127. – (Труды Московского энергетич. ин-та. Вып. 623).

12. Н о в о с е л о в, В. Б. О защите теплофикационной турбины от обратных потоков пара из сетевых подогревателей при сбросе электрической нагрузки / В. Б. Новоселов // Энергомашиностроение. – 1988. – № 9. – С. 46–49.

13. К а р н и ц к и й, Н. Б. Синтез надежности и экономичности теплоэнергетического оборудования ТЭС / Н. Б. Карницкий. – Минск: ВУЗ-ЮНИТИ, 1999. – 224 с.

14. Б а л а б а н о в и ч, В. К. Совершенствование схем и режимов работы теплофикационных паротурбинных установок / В. К. Балабанович. – Минск: ПолиБиг, 2000. – 189 с.

15. Костюк, А. Г. Об условиях перехода турбин Т-250/300-23,5 ТМЗ в режим работы без рабочих лопаток последних ступеней / А. Г. Костюк, А. Д. Трухний, А. Д. Ломакин // Теплоэнергетика. – 2004. – № 5. – С. 23–30.

16. О ц е н к а целесообразности работы теплофикационных турбин Т-250/300-240 без последней ступени в ЦНД / А. Е. Зарянкин [и др.] // Теплоэнергетика. – 2005. – № 6. – С. 14–18.

17. Н е у й м и н, В. М. Результаты расчета вентиляционных потерь мощности в ступенях паровых турбин ТЭС / В. М. Неуймин // Энергетик. – 2015. – № 1. – С. 50–55.

18. Н е у й м и н, В. М. Практический опыт эксплуатации турбины ПТ-140 без последней ступени / В. М. Неуймин, И. П. Усачев, В. И. Скоробогатых // Теплоэнергетика. – 2004. – № 5. – С. 31–35.

19. У сачев, И. П. О прикорневом отрыве в осевой турбинной ступени / И. П. Усачев, В. М. Неуймин, Л. А. Жученко // Энергомашиностроение. – 1979. – № 3. – С. 9–12.

20. X а а з е, Р. Термодинамика необратимых процессов / Р. Хаазе. – М.: Мир, 1967. – 544 с.

 Пономарев, В. Н. Исследование работы турбинной ступени на частичных нагрузках / В. Н. Пономарев // Энергомашиностроение. – 1976. – № 2. – С. 11–13.

22. Н е у й м и н, В. М. О мерах по снижению эрозионного износа рабочих лопаток современных паровых турбин ТЭС / В. М. Неуймин // Энергетик. – 2011. – № 3. – С. 10–18.

23. Н е у й м и н, В. М. К вопросу об охлаждении ЦНД мощных паровых турбин / В. М. Неуймин, И. П. Усачев // Разработка и исследование элементов энергетического оборудования: сб. статей. – Л., 1978. – С. 23–25. – (Труды ЦК ТИ / Науч.-произв. объединение по исслед. и проектир. энергетического оборудования имени И. И. Ползунова; вып. 157).

24. Г р а ч е в, О. Е. Новый способ упрочнения рабочих лопаток последней ступени мощных паровых турбин ТЭС / О. Е. Грачев, В. М. Неуймин // ТПА. Трубопроводная арматура и оборудование. – 2014. – № 5 (74). – С. 66–68.

25. Ф С А теплофикационных паровых турбин: унифицированная проточная часть низкого давления / В. М. Неуймин [и др.] // Тяжелое машиностроение. – 1990. – № 8. – С. 11–13.

26. Н е у й м и н, В. М. К выбору длины рабочей лопатки последней ступени мощной паровой турбины ТЭС / В. М. Неуймин // Энергетик. – 2014. – № 1. – С. 15–20.

REFERENCES

1. N e u i m i n, V. M. (2011) Universal Mathematical Relation for High-Precision Evaluation of Convection Power Losses in the Turbine Stage of TPP. *Nadezhnost' i Bezopasnost' Energetiki* [Reliability and Safety of Power Industry], 1 (12), 2 (13), 56–65, 66–76 (in Russian).

2. N e u i m i n, V. M. (2009) (2010) On Physico-Mathematical Modeling for Evaluation of the Ventilation Heating-up Level of the Flowing Part of the TPP-Turbine. Part. 1. *Nadezhnost' i Bezopasnost' Energetiki* [Reliability and Safety of Power Industry], 4 (7), 1 (8), 40–43, 37–42 (in Russian).

3. U s a c h e v, I. P., Efimenko, E. N., Il'inykh, V. V., Koliasnikov, V. V., & Neuimin, V. M. (1981) Excitation of Axial Vacillation of the Steam Turbines Wheels in the Running Regime. *Energeticheskoe Mashinostroenie* [Power Engineering Industry], 3, 5–9 (in Russian).

4. Us a c h e v, I. P., & N e u i m i n, V. M. (2009) On Axial-Vacillation Excitation in the Moving Blades Grids of LPC-Stages of the Modern Steam Turbines of District Heat Supply in the Starting and Stopping Regimes. *The Problems of Vibration, Vacillation Balancing, Vibro-Monitoring and Diagnostics of Power Plants Equipment. Proceedings of the International Scientific and Technical Meeting.* Moscow: All-Russian Heat Engineering Research Institute, 154 (in Russian).

5. N e u i m i n, V. M. (2014) Estimating Method of Convection Power Losses in Stages of the TPP Steam Turbines. *Teploenergetika* [Heat-Power Engineering], 10, 73–80 (in Russian).

6. Stodola, A. (1945) Steam and Gas Turbines. New York, Peter Smith. 1356 p.

7. M a t v e e n k o, V. A., & Agafonov, V. N. (1984) Peculiarities of the Steam Turbines LPC Operating in Low Flow Rate Regimes. *Energeticheskoe Mashinostroenie: Obzornaia Informatsiia* [Power Engineering: an Overview], 12, 54 (in Russian).

8. K o t l y a r, I. V., & Konchakov, E. I. (1983) Universal Computing Method for Convection Losses in the Partial Turbine Stage. *Energeticheskoe Mashinostroenie. Respublikanskii Mezhvedomstvennyi Nauchno-Tekhnicheskii Sbornik* [Power Engineering Industry. Republican Interdepartmental Scientific and Technical Collection]. Kharkiv, Vishcha Shkola, 35, 51–60 (in Russian).

9. K o t l y a r, I. V., Kuznetsov, Yu. P., & Chuvakov, A. B. (1993). The Method of Detailed Convection-Losses Computation in the Partial Turbine Stage. *Izvestyia Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG – Energetika* [Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations – Energetika], 11–12, 101–104 (in Russian).

10. A r a k e l i a n, E. K., & Starshinov, V. A. (1993). *Thermal Power Plant Equipment Operational Economy and Maneuverability Increase*. Moscow, MPEI-Press. 326 p. (in Russian).

11. I l'i n, E. T., & Tarakanov, S. V. (1984) Power Losses on Friction and Convection at K-200-130 Operating in Low Flow-Rate and Motor Regimes. *Development of High-Efficiency Power-Generating Equipment. Proceedings of the Moscow Power Engineering Institute.* Moscow, Issue 623, 121–127 (in Russian).

12. N o v o s e l o v, V. B. (1988) On Protection of the District-Heating Turbine Against Recycling Steam Flows from the District Heaters at the Falloff of the Electric Loading. *Energomashinostroenie* [Power Plant Engineering], 9, 46–49 (in Russian).

13. K a r n i t s k i y, N. B. (1999) Synthesis of Reliability and Economical Efficiency of the TPP Heat and Power Equipment. Minsk, VUZ-UNITY Publ. 224 p. (in Russian).

14. B a l a b a n o v i c h, V. K. (2000) Upgrading Schemes and Regimes of Duty of the Heat-Supply Steam-Turbine Plants. Minsk, PolyBig Publ. 189 p. (in Russian).

15. K o s t y u k, A. G., Trukhniy, A. D., & Lomakin, A. D. (2004) On Conditions of Turbines T-250/300-23,5 TMZ Transition to the Regime of Duty without Rotating Blades of the Last Stages. *Teploenergetika* [Heat-Power Engineering], 5, 23–30 (in Russian).

16. Z a r y a n k i n, A. E., Zroichikov, N. A., Ermolaev, G. V., & Fichoriak, O. M. (2005) Expedience Evaluation of the Heat-Supply Turbine T-250/300-240 Operation without the Last Stage in the LPC. *Teploenergetika* [Heat-Power Engineering], 6, 14–18 (in Russian).

17. N e u i m i n, V. M. (2015) The Computation Results of the Convection Power Losses in the Stages of the TPP-Steam Turbines. *Energetik* [Energetic], 1, 50–55 (in Russian).

18. N e u i m i n, V. M., Usachev, I. P., & Skorobogatykh, V. I. (2004) Practical Operating Experience of Turbine PT-140 without the Last Stage. *Teploenergetika* [Heat-Power Engineering], 5, 31–35 (in Russian).

19. U s a c h e v, I. P., Neuimin, V. M., & Zhuchenko, L. A. (1979) On the Root Separation in the Axle Turbine Stage. *Energeticheskoe Mashinostroenie* [Power Engineering Industry], 3, 9–12 (in Russian).

20. K h a a z e, R. (1967) *Thermodynamics of Irreversible Processes*. Moscow, Mir. 544 p. (in Russian).

21. P o n o m a r e v, V. N. (1976) Operation Study of the Turbine Stage on Partial Loading. *Energeticheskoe Mashinostroenie* [Power Engineering Industry], 2, 11–13 (in Russian).

22. N e u i m i n, V. M. (2011) On Erosive-Wear Reduction Measures of the Rotating Blades of the Modern TPP-Steam Turbines. *Energetik* [Energetik], 3, 10–18 (in Russian).

23. N e u i m i n, V. M., & Usachev, I. P. (1978) On the Issue of the LPC-Cooling of the High-Capacity Turbines. *Development and Research of the Elements of Power Equipment. Proceedings CKTI* [Research and Development Association on Research and Design of Power Equipment Named. Polzunov]. Leningrad, Issue 157, 23–25 (in Russian).

24. G r a c h e v, O. E., & Neuimin, V. M. (2014) A New Technique for the Rotating Blades Hardening of the Last Stage of the High-Capacity TPP-Steam Turbine. *TPA*. *Truboprovodnaia Armatura i Oborudovanie* [TPA. Piping Accessories and Equipment], 5 (74), 66–68 (in Russian).

25. N e u i m i n, V. M., Usachev, I. P., Tikhomirov, A. N., & Golovin, V. V. (1990) Functional and Cost Analysis of the District-Heating Turbines: Unified Air-Gas Channel of Low Pressure. *Tiazheloe Mashinostroenie* [Heavy Engineering], 8, 11–13 (in Russian).

26. N e u i m i n , V. M. (2014) On the Choice of the Rotating Blade Length of the Last Stage of the High-Capacity TPP-Steam Turbine. *Energetik* [Energetik], 1, 15–20 (in Russian).

Представлена кафедрой ТЭС БНТУ

Поступила 01.12.2014

86

СРАВНИТЕЛЬНАЯ ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕПЛОВЫХ НАСОСОВ В НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫХ СИСТЕМАХ ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ

Кандидаты техн. наук, доценты ЧЕПУРНОЙ М. Н., РЕЗИДЕНТ Н. В.

Винницкий национальный технический университет (Украина)

E-mail: rezidentnv@mail.ru

Рассмотрена сравнительная эффективность работы низкотемпературных систем теплоснабжения с теплонасосными установками и водогрейными котлами. Показано, что коэффициент трансформации (отопительный коэффициент) и коэффициент использования теплоты топлива в теплонасосных установках не могут быть использованы для энергетической оценки эффективности альтернативных систем теплоснабжения. Однако коэффициент трансформации входит в формулы, характеризующие эффективность работы теплонасосных установок. Получена обобщенная формула для определения коэффициента трансформации. Предложено эффективность работы систем теплоснабжения оценивать при помощи индикаторов, характеризующих относительное увеличение эксергетических коэффициентов полезного действия, экономию топлива и экономию затрат на энергоносители. Получены формулы и построены номограммы для определения этих индикаторов. Сравнительный анализ эффективности работы низкотемпературных систем теплоснабжения с теплонасосными установками и водогрейными котлами показал, что эффективность работы систем с теплонасосными установками повышается при увеличении коэффициентов трансформации, цен на топливо, а также при низких ценах на электроэнергию. Отмечено, что при низких ценах на топливо предельные значения коэффициентов трансформации, при которых эффективность работы теплонасосных установок увеличивается, возрастают, а повышение энергетической эффективности теплонасосных установок не всегда может быть гарантией повышения их экономической эффективности. Полученные результаты справедливы лишь для систем отопления, для систем горячего водоснабжения потребуется дополнительный нагрев воды из конденсатора теплонасосных установок до нормативной температуры от другого источника теплоты, что снижает эффективность использования теплонасосных установок.

Ключевые слова: котел, теплонасосная установка, системы теплоснабжения.

Ил. 3. Библиогр.: 10 назв.

COMPARATIVE EFFICIENCY OF HEAT-PUMPS APPLICATION IN LOW TEMPERATURE HEAT SUPPLY SYSTEMS

CHEPURNOY M. N., RESIDENT N. V.

Vinnitsa National Technical University (Ukraine)

The article considers comparative operation-efficiency of the low-temperature heatsupply systems with heat pumping plants (HPP) and with hot-water boilers. The paper shows that for energy evaluation of the alternative heat-supply systems effectiveness one cannot employ the transformation ratio (heating coefficient) and the fuel heat-utilization factor in the HPP. Nonetheless the transformation ratio enters the formulae designating the efficiency of HPP operation. The authors obtain a generalized formula for ascertainment of transformation ratio and suggest evaluating the operation efficiency of the heat-supply systems by means of indicators specifying relative gain in the exergy-efficiency factor, fuel savings and saving expenditures connected with fuel and utilities. They attain formulae and build nomographic charts for those indicators ascertainment. The operation-efficiency comparative analysis of the low-temperature heat supply systems with HPP and with hot-water boilers shows that the HPP systems increase their effectiveness with transformation ratio, fuel price increase as well as with low electric-energy prices. The article specifies that with fuel low prices, the transformation-ratios limiting values with which the HPP operation-efficacy gains, grow. Energy-efficiency increase in the HPP does not always guaranty their economic effectiveness. These findings are true only for the heating systems. The hot water-supply systems will require the HPP condenser water additional heating to the assumed temperature from another thermal source, which reduces the effectiveness of the heat pump plants utilizing.

Keywords: boiler, heat pumping plant, heat supply systems.

Fig. 3. Ref.: 10 titles.

Введение. Одним из приоритетных методов экономии топлива и защиты окружающей среды является использование низкотемпературных источников энергии. Из всех видов нетрадиционных источников энергии теплонасосные технологии являются более перспективными для решения проблем энергосбережения. Применение теплонасосных установок (ТНУ) заложено практически во все зарубежные программы энергосбережения. Немаловажный фактор – универсальность ТНУ, которые могут использоваться для выработки теплоты и холода одновременно: теплоснабжения, вентиляции, сушки материалов и пр. Наиболее распространено применение ТНУ для нужд теплоснабжения, где тепловые отходы преобразуются в кондиционную тепловую энергию, нагревая теплоноситель до приемлемой температуры.

Большинство зарубежных и отечественных специалистов считает, что ТНУ будут занимать основное место в низкотемпературных системах теплоснабжения. Ввод ТНУ в тепловой баланс страны позволяет не только сократить расходы первичных энергоресурсов, но и уменьшить загрязнение окружающей среды. В последние десятилетия преимущества теплонасосных технологий и перспективность их практического использования стали предметом активного обсуждения [1–8].

Основная часть. Известно, что энергетическая эффективность ТНУ оценивается при помощи теплового коэффициента (коэффициента трансформации) φ , значение которого больше единицы и равно отношению отводимой из конденсатора ТНУ тепловой мощности Q_0 к мощности привода компрессора N. Для заданной тепловой производительности Q_0 знание φ позволяет подбирать мощность компрессора N или необходимую мощность испарителя Q_{μ} :

$$N = Q_0 / \varphi; \quad Q_{\rm H} = Q_0 (\varphi - 1) / \varphi.$$
 (1)

Однако коэффициент ф не может быть использован для сравнительной оценки энергетической эффективности альтернативных видов теплоснабжения, энергетический КПД которых всегда меньше единицы. Нередко энергетическую эффективность работы энергоустановок оценивают при помощи коэффициента использования теплоты топлива $K_{\rm итт}$, равного отношению отпускаемой (полезной) мощности к мощности сжигаемого топлива:

$$K_{\rm WTT} = Q_{\rm non} / (B_{\rm p} Q_{\rm H}^{\rm p}) = Q_{\rm non} / (B_{\rm y} Q_{\rm y}) = Q_{\rm non} / Q_{\rm ron}, \qquad (2)$$

где B_p , B_y – расход рабочего и условного топлива соответственно; $Q_{\rm H}^p$, Q_y – теплота сгорания рабочего и условного топлива; $Q_{\rm топ}$ – мощность сжигае-мого топлива.

При работе ТНУ с электроприводом компрессора его электрическая мощность N потребляется из электросети. Этой мощности соответствует эквивалентный расход условного топлива на электростанциях энергосистемы со среднестатистическим КПД $\eta_{\rm эл}$ и КПД транспорта электроэнергии в энергосетях $\eta_{\rm эс}$

$$B_{\rm THY} = N/(Q_y \eta_{\rm BT} \eta_{\rm BC}) = Q_0/(29, 3\eta_{\rm BT} \eta_{\rm BC} \phi).$$
(3)

Тогда с учетом (1) можно получить

88

$$K_{\rm \mu TT} = Q_0 / (B_{\rm THY} Q_{\rm y}) = \eta_{\rm BT} \eta_{\rm BC} \varphi.$$
⁽⁴⁾

Значения $K_{\rm итт}$ в (4) при определенных условиях могут быть меньшими или большими единицы. И в этом случае $K_{\rm итт}$ нецелесообразно использовать в качестве критерия сравнительной оценки эффективности альтернативных установок теплоснабжения. Коэффициенты φ и $K_{\rm итт}$ не характеризуют качество отпускаемой теплоты, т. е. степени термодинамического совершенства энергоустановок. Последняя, как известно, оценивается эксергетическим КПД. Эксергетические КПД энергоустановок, как правило, представляют собой произведение энергетических КПД и фактора Карно ($\eta_c = 1 - T_0/T$, где T_0 , T – абсолютная температура окружающей среды и теплоносителя). В этой связи эксергетический КПД теплового насоса равен

$$\eta_{ex}^{TH} = \varphi \eta_c. \tag{5}$$

При сжигании газообразных топлив отношение теплоты сгорания топлива к его удельной эксергии составляет 0,97. На практике данным отношением пренебрегают. Поэтому эксергетический КПД котла определяется по формуле

$$\eta_{ex}^{\kappa} = \eta_{\kappa} \eta_{c}. \tag{6}$$

Поскольку в формулу эксергетического КПД теплового насоса входит коэффициент трансформации, необходимо знать его значение. Теоретические значения ф можно определить по формуле для обратного цикла Карно, а действительные чаще всего определяют, вводя в эту формулу поправки [6, 9]. Обобщая имеющиеся в [6, 10] экспериментальные данные, удалось получить следующую формулу для расчета действительных значений ф:

$$\varphi = \exp(a - bT_{\kappa})C, \tag{7}$$

где $a = 0,08T_{\text{и}} - 14,54$; $b = 2T_{\text{и}} \cdot 10^{-4} - 0,0366$; $C = 0,4\eta_{\text{км}} + 0,678$; $T_{\text{и}}$, $T_{\text{к}} - \text{аб$ $солютные температуры в испарителе и конденсаторе ТНУ; <math>\eta_{\text{км}} - \text{КПД}$ компрессора.

Эксергетический КПД системы теплоснабжения равен произведению эксергетических КПД отдельных элементов, входящих в эту систему. Для системы теплоснабжения от водогрейной котельной он равен произведению эксергетических КПД котла, тепловой сети и отопительных приборов

$$\eta_{ex}^{KOT} = \eta_{ex}^{K} \eta_{ex}^{TC} \eta_{ex}^{O\Pi}.$$
(8)

Для системы теплоснабжения от ТНУ этот КПД равен произведению эксергетических КПД: теплового насоса, электростанции, электросетей, отопительных приборов:

$$\eta_{ex}^{THY} = \eta_{ex}^{TH} \eta_{ex}^{3\pi} \eta_{ex}^{3c} \eta_{ex}^{0\pi}.$$
(9)

Установлено [7, 8], что эксергетический КПД котлов возрастает при увеличении температуры отпускаемого теплоносителя, а эксергетический КПД ТНУ при этом же условии снижается вследствие уменьшения ф. Эксергетический КПД отопительных приборов увеличивается при умень-

шении температуры теплоносителя. Поэтому сравнение систем теплоснабжения следует производить при условиях, что теплоснабжение осуществляется на одну и ту же тепловую сеть с одинаковыми отопительными приборами, равными температурами теплоносителя и приемника теплоты (помещений). Эти условия выполнимы только для систем теплоснабжения с относительно низкими температурами теплоносителя ($t_{\rm T} = 35-50$ °C) и современными эффективными отопительными приборами. В централизованных системах теплоснабжения с радиаторным отоплением температура теплоносителя из котлов, как правило, превышает 100 °C. Чтобы нагреть до такой же температуры теплоноситель в THУ, необходимо иметь температуру в холодном источнике теплоты порядка 50–60 °C, что в большинстве случаев невыполнимо.

Сравним эффективность работы систем теплоснабжения от ТНУ и водогрейного котла при указанных выше условиях. После несложных преобразований вместо (8) и (9) можно получить [7]:

$$\eta_{ex}^{\text{KOT}} = \eta_{\kappa} \eta_{\tau c} \eta_{c}^{\pi}; \qquad (10)$$

$$\eta_{ex}^{THY} = \eta_{_{\mathfrak{I}\mathfrak{I}}}\eta_{_{\mathfrak{I}\mathfrak{C}}}\varphi\eta_{c}^{^{\mathrm{T}}}, \qquad (11)$$

где η_c^{n} – фактор Карно при температуре в помещении.

Деление (11) на (10) дает

$$\eta_{ex}^{\text{THY}} / \eta_{ex}^{\text{KOT}} = \eta_{\mathfrak{I}} \eta_{\mathfrak{I}} \varphi / (\eta_{\kappa} \eta_{\mathrm{TC}}).$$
(12)

На практике для рассматриваемых систем теплоснабжения с достаточной степенью точности можно считать, что $\eta_{sc}/\eta_{rc} \approx 1$. Для сравнительной оценки термодинамического совершенства индикатором термодинамической эффективности может служить величина

$$E_0 = \left(\eta_{\text{ex}}^{\text{THY}} - \eta_{\text{ex}}^{\text{KOT}}\right) / \eta_{\text{ex}}^{\text{THY}} = 1 - \eta_{\kappa} / \left(\eta_{3\pi} \phi\right) = 1 - \varepsilon.$$
(13)

При $E_0 = 0$ термодинамическая эффективность систем одинакова; при положительных значениях E_0 эффективность систем с ТНУ выше эффективности систем с водогрейным котлом, а при отрицательных значениях E_0 – наоборот. С целью упрощения расчетов на рис. 1 построена номограмма для определения комплекса ε .



Рис. 1. Номограмма для определения значений є в формуле (13): $1 - \eta_{\kappa} = 0.84; 2 - 0.86; 3 - 0.88; 4 - 0.90; 5 - 0.92;$ $a - \varphi = 2.80; b - 3.00; c - 3.20; d - 3.50; e - 4.00; f - 4.50; g = 5.00; h - 6.00$

В экономических расчетах топливная составляющая в общей стоимости энергии весьма значительна. Определим расходы условного топлива в рассматриваемых системах теплоснабжения одинаковой мощности Q_0 . На выработку этой мощности в котле требуется начальный расход условного топлива

$$B_{\kappa 0} = Q_0 / (29, 3\eta_{\kappa 0}) = 0,03413 Q_0 / \eta_{\kappa 0}, \tag{14}$$

где $\eta_{\kappa 0}$ – начальный КПД котла.

При наличии тягодутьевых установок (вентилятора и дымососа) с общей мощностью их электроприводов $N_{\rm rg}$ эта мощность потребляется из электросети.

На выработку такой мощности на электростанциях энергосистемы расходуется эквивалентное количество условного топлива

$$B_{\rm TH} = N_{\rm TH} / (29, 3\eta_{\rm BH} \eta_{\rm BC}).$$
(15)

Поэтому суммарный расход условного топлива в системе должен составлять

$$B_{\kappa} = B_{\kappa 0} + B_{\tau \pi}. \tag{16}$$

Расчеты показали, что даже при относительно низких значениях КПД ($\eta_{\scriptscriptstyle 3\pi} = 0,33$; $\eta_{\scriptscriptstyle 3c} = 0,90$) расходы условного топлива на электроприводы тягодутьевых установок не превышают 2 % от начального расхода топлива на котел. Увеличение расхода топлива можно интерпретировать снижением КПД котла на такой же процент, т. е. $\eta_{\kappa} = \eta_{\kappa 0} - 0,02$. Это дает возможность находить расход условного топлива по (14) при $\eta_{\kappa 0} = \eta_{\kappa}$.

Расход условного топлива на электропривод компрессора ТНУ определяется по (3). Сравнительная величина экономии или перерасхода топлива в рассматриваемых системах теплоснабжения будет равна

$$\Delta B = B_{\kappa} - B_{\text{THy}} = Q_0 / 29, 3 \left[1/\eta_{\kappa} - 1/(\eta_{3\pi} \eta_{3c} \varphi) \right].$$
(17)

Очевидно, что экономия топлива в системе теплоснабжения с ТНУ достигается при условии, что $1/\eta_{\kappa} > 1/(\eta_{\scriptscriptstyle 3n}\eta_{\scriptscriptstyle 3c}\phi)$. Величина относительного расхода топлива в процентах будет характеризовать относительную топливную эффективность работы систем теплоснабжения

$$B_* = \left(B_{\kappa} - B_{\text{THy}}\right) / B_{\kappa} 100 = \left[1 - \eta_{\kappa} / (\eta_{\scriptscriptstyle 3\pi} \eta_{\scriptscriptstyle 3c} \phi)\right] \cdot 100.$$
(18)

Если $B_* = 0$, то расходы топлива в рассматриваемых системах теплоснабжения одинаковы. Положительные значения B_* характеризуют процентную экономию топлива в системах с ТНУ, а отрицательные – перерасход. Значения индикатора топливной эффективности систем B_* можно определить по номограмме на рис. 2.

Рассмотрим эффективность использования денежных средств на энергоносители в системах теплоснабжения. С учетом (14) стоимость условного топлива, сжигаемого в котельной за определенный период времени т при цене топлива Ц_т за тонну, равна

$$S_{\rm T} = 3,6B \amalg_{\rm T} \tau = 0,123 Q_0 \amalg_{\rm T} \tau / \eta_{\rm K}.$$
 (19)

Стоимость электроэнергии, потребляемой из электросети ТНУ за этот же период при цене на электроэнергию Ц_э за 1 МВт/ч:

$$S_{3} = N \coprod_{3} \tau = Q_{0} \coprod_{3} \tau / \varphi.$$
⁽²⁰⁾

Относительная стоимость энергоносителей

$$S_{*} = \frac{S_{T} - S_{9}}{S_{9}} = \frac{0.123 \varphi \Pi_{T}}{\eta_{\kappa} \Pi_{9}} - 1 = \frac{0.123 \varphi Z}{\eta_{\kappa}} - 1 = 9 - 1,$$
(21)

где $Z = \coprod_{T} / \coprod_{2}$.



Рис. 2. Номограмма для определения значений B_* : 1 – $\eta_{\kappa} = 0.84$; 2 – 0.88; 3 – 0.90; 4 – 0.94; I – $\eta_{\nu c} = 0.88$; II – 0.90; III – 0.94; $a - \varphi = 2.60$; b - 3.00; c - 3.50; d - 4.00; e - 5.00; f - 6.00

Если $S_* = 0$, то расходы на энергоносители в котельной и ТНУ одинаковы. Положительные значения S_* характеризуют перерасход средств в котельной, а отрицательные – в ТНУ. Экономическая эффективность использования денежных средств на энергоносители в ТНУ возрастает при уменьшении КПД котлов и цен на электроэнергию, а также при увеличении φ и цен на топливо. Для удобства оценки стоимостной эффективности работы рассматриваемых систем теплоснабжения на рис. 3 приведена номограмма для определения комплекса Э в (21).

В случае низких цен на топливо предельные значения ϕ , при которых $\Im > 1$ и $S_* > 1$, возрастают. Величина S_* может рассматриваться как индикатор экономической эффективности использования энергоносителей. 92

Она является необходимым дополнением к (18). Следует обратить внимание на то, что повышение энергетической эффективности ТНУ не всегда может быть гарантией повышения ее экономической эффективности.



 $a - \eta_{\kappa} = 0.84; b - 0.88; c - 0.90; d - 0.94;$ 1 - Z = 1.00; 2 - 1.50; 3 - 2.00; 4 - 2.50; 5 - 3.00; 6 - 3.50; 7 - 4.00

В предложенные показатели эффективности работы систем водяного теплоснабжения с ТНУ входит коэффициент трансформации ф, с увеличением которого эффективность работы ТНУ повышается. Именно для современных низкотемпературных систем теплоснабжения достигаются высокие значения ф. Следует заметить, однако, что вышесказанное справедливо лишь для систем отопления. В системах горячего водоснабжения нормативная температура горячей воды составляет 60 °С. Это означает, что некоторую часть теплоносителя после ТНУ надо подогревать из другого источника теплоты (электронагрев, нагрев в конденсационных котлах и пр.). В этом случае общая эффективность систем отопления и горячего водоснабжения будет снижаться. Вопрос о количественной оценке такого снижения требует дополнительного изучения.

выводы

1. Получена удобная для инженерной практики формула для определения коэффициентов трансформации в теплонасосных установках.

 Сравнительную эффективность работы низкотемпературных систем теплоснабжения с теплонасосными установками и водогрейными котлами удобно оценивать при помощи относительных значений их эксергетических КПД, для определения которых авторами предложены формулы и построены номограммы.

3. Определены условия, при которых использование теплонасосных установок эффективнее, чем отопительных котлов.

4. Представленные результаты являются необходимой предпосылкой для экспресс-оценки эффективности работы низкотемпературных систем теплоснабжения с теплонасосными установками и выбора условий их работы.

ЛИТЕРАТУРА

1. В а с и л ь е в, Л. Л. Перспективы применения тепловых насосов в Республике Беларусь / Л. Л. Васильев // Инженерно-физический журнал. – 2005. – Т. 78, № 1. – С. 23–24.

2. Но в о ж и л о в, Ю. Н. Применение тепловых насосов в системах теплоснабжения / Ю. Н. Новожилов // Промышленная теплоэнергетика. – 2006. – № 5. – С. 24–25.

3. Бы с т р и ц к и й, Г. Ф. Применение теплонасосных установок в системах отопления и горячего теплоснабжения / Г. Ф. Быстрицкий, А. Г. Спиридонов // Энергетик. – 2007. – № 1. – С. 52–59.

4. Долинский, А. А. Альтернативное теплоснабжение на базе тепловых насосов / А. А. Долинский, Б. Х. Драганов, Т. В. Морозюк // Промышленная теплотехника. – 2007. – № 6. – С. 67–71.

5. Г е р ш к о в и ч, В. Ф. От централизованного теплоснабжения – к тепловым насосам / В. Ф. Гершкович // Энергосбережение. – 2010. – № 3. – С. 24–28.

6. К л и м е н к о, В. Н. Некоторые особенности применения тепловых насосов для утилизации сбросной теплоты отопительных котлов / В. Н. Клименко // Промышленная теплотехника. – 2011. – № 5. – С. 42–48.

7. Безродний, М. К. Енергетична ефективність теплонасосних схем теплопостачання / М. К. Безродний, Н. О. Притула. – Киев: НТУУ «КПІ», 2012. – 205 с.

8. Чепурной, М. Н. Сравнение энергоэффективности систем теплоснабжения от отопительных котельных и теплонасосных установок / М. Н. Чепурной, О. В. Куцак, И. Н. Дымнич // Новости теплоснабжения. – 2014. – № 1. – С. 26–39.

9. Н е к р а с о в а, О. А. Исследование теплонасосных систем отопления (модельный подход) / О. А. Некрасова, Ю. В. Синяк // Теплоэнергетика. – 1986. – № 11. – С. 30–34.

10. П у с т о в а л о в, Ю. В. Исследование эффективности парокомпрессионных теплонасосных установок в системах теплоснабжения городов / Ю. В. Пустовалов. – М.: ВНТИцентр, 1989. – 179 с.

REFERENCES

1. V a s i l'e v, L. L. (2005) Perspectives of Utilizing Thermal Pumps in the Republic of Belarus. *Inzhenerno-Fizicheskii Zhurnal* [Journal of Engineering Physics], 78 (1), 23–24 (in Russian).

2. N o v o z h i l o v, Yu. N. (2006) Employing Thermal Pumps in Systems of Heat Supply. *Promyshlennaia Teploenergetika* [Industrial Heat Power Engineering], 5, 24–25 (in Russian).

3. B y s t r i t s k i y, G. F., & Spiridonov, A. G. (2007) Application of Heat Pump Installations in the Systems of Heating and Heat Supply. *Energetik* [Energetik], 1, 52–59 (in Russian).

4. D o l i n s k i y, A. A., Draganov, B. H., & Morozyuk T. V. (2007) Alternative Heat Supply Based on the Thermal Pumps. *Promyshlennaia Teplotekhnika* [Industrial Thermotechnics], 6, 67–71 (in Russian).

5. G e r s h k o v i c h, V. F. (2010) From Centralized Heat Supply to Thermal Pumps. *Energosberezhenie*, [Energy Saving], 3, 24–28 (in Russian).

6. K l i m e n o k, V. N. (2011) Certain Peculiarities of Employing Thermal Pumps for Utilization of the Heating Boilers Waste Heat. *Promyshlennaia Teplotekhnika* [Industrial Thermotechnics], 5, 42–48 (in Russian).

7. B e z r o d n y i, M. K., & Prytula, N. O. (2012) *Energy Effectiveness of Heat Supply Schemes with the Thermal Pumps*. Kyiv: National Technical University of Ukraine 'Kiev Polytechnic Institute'. 205 p. (in Ukranian).

8. C h e p u r n o y, M. N., Kutsak O. V., & Dymnich, I. N. (2014) Energy-Efficiency Comparison of the Heat Supply Systems of the Heating-Boiler Plants and Those of the Heat-Pump Installations. *Novosti Teplosnabzheniia* [Heat Supply News], 1, 26–39 (in Russian).

9. N e k r a s o v a, O. A., & Sinyak, Yu. V. (1986) Investigation of the Thermal Pump Heating Systems (Simulation Approach). *Teploenergetika* [Heat Power Engineering], 11, 30–34 (in Russian).

10. P u s t o v a l o v, Yu. V. (1989) Effectiveness Investigation of the Steam-Compressing Heat-Pump Installations in the Heat Supply Systems of the Cities. Moscow: VNTI Tsentr. 179 p. (in Russian).

Представлена кафедрой

теплоэнергетики

Поступила 12.02.2015